

Uticaј utiskivanja gas-lift gasa na prenos mase i toplote

Branko Grubač



Дигитални репозиторијум Рударско-геолошког факултета Универзитета у Београду

[ДР РГФ]

Uticaј utiskivanja gas-lift gasa na prenos mase i toplote | Branko Grubač | | 2019 | |

<http://dr.rgf.bg.ac.rs/s/repo/item/0004923>

UNIVERZITET U BEOGRADU
RUDARSKO-GEOLOŠKI FAKULTET

Branko S. Grubač

**UTICAJ UTISKIVANJA GAS-LIFT GASA
NA PRENOS MASE I TOPLOTE**

doktorska disertacija

Beograd, 2019

UNIVERSITY OF BELGRADE
FACULTY OF MINING AND GEOLOGY

Branko S. Grubač

**EFFECT OF GAS-LIFT GAS INJECTION
ON MASS AND HEAT TRANSFER**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2019

Informacije o mentoru i članovima komisije:

Mentor:

Dr Marija Živković, vanredni profesor
Univerzitet u Beogradu, Rudarsko-geološki fakultet
Uža naučna oblast: Elementi mašinskih i energetske sistema

Komisija:

Dr Dejan Ivezić, redovni profesor
Univerzitet u Beogradu, Rudarsko-geološki fakultet
Uža naučna oblast: Elementi mašinskih i energetske sistema

Dr Dušan Danilović, vanredni profesor
Univerzitet u Beogradu, Rudarsko-geološki fakultet
Uža naučna oblast: Inženjerstvo nafte i gasa

Dr Mirjana Kijevčanin, redovni profesor
Univerzitet u Beogradu, Tehnološko-metalurški fakultet
Uža naučna oblast: Hemijsko inženjerstvo

Dr Miroljub Adžić, profesor emeritus
Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet
Uža naučna oblast: Sagorevanje

Datum odbrane: _____

Zahvalnica

Pri izdradi doktorske disertacije „Uticaj utiskivanja gas-lift gasa na prenos mase i toplote“, najveću zahvalnost dugujem kolegici i prijatelju, dr Snežani Šević, koja je imala strpljenja da me sasluša i nesebično mi ukazivala na sve pravilnosti i nepravilnosti u mom istraživačkom radu i pisanju same disertacije, kao i na ukazanom poverenju, bezuslovnoj pomoći, svim savetima i trudu da ovaj rad ugleda svetlost dana.

Dr Mariji Živković, kao mentoru, i dr Dejanu Iveziću, kao ko-mentor, zahvaljujem se na ukazanom poverenju pri dolasku na Rudarsko-geološki fakultet i prilikom upisa doktorskih studija. Od prof. dr Marije sam naučio da se pored dostignuća u nauci, autoritet i poštovanje stiču znanjem i korektnim odnosom prema kandidatu. Bez njenog poverenja sa jedne strane i potpune slobode u radu sa druge strane, celokupne doktorske studije i pisanje disertacije ne bi bilo tako prijatno iskustvo.

Zahvalnost dugujem i kolegama, kao i kompaniji u kojoj radim i koja mi je u toku doktorskih studija pružila podršku i savršene uslove za rad.

Moja inspiracija, bezuslovna ljubav i podrška na ovom putu bila je moja supruga, Nevena, kojoj sam neizmerno zahvalan.

Naravno, veliku zahvalnost i ljubav dugujem svojoj porodici, roditeljima Anici i Slobodanu i sestrama Milici i Ivani, koji su u teškim vremenima iza nas, utabali put do mesta na kome se sada nalazim.

Branko Grubač

Sažetak

Nakon uvođenja kontinualnog gas-lifta, primećen je porast proizvodnje tečnog naftnog gasa, TNG, u postrojenju za preradu gasa, kao jednog od finalnih proizvoda dobijenog iz fluida gaso kondenzatnih i rastvorenog gasa iz naftnih bušotina. Pretpostavljeno je da se prisustvom gas-lift gasa uspostavlja drugačija ravnoteža faza u odnosu na slučaj bez gas-lifta, te da je gas-lift gas stripovao propan i butane iz tečne u parnu fazu, što je dovelo do povećanja prinosa TNG-a.

Napravljen je model bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu primenom programskog paketa Aspen HYSYS v8.8. Pri modelovanju bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu uključeni su: tubing, unutrašnja cev, i kezing, spoljašnja cev; fluid proizveden iz bušotine; gas-lift gas; razmena toplote fluida u tubing u i gas-lift gasa, razmena toplote između gas-lift gasa i okolne sredine (zemlje). Verifikacija modela urađena je poređenjem sa rezultatima karotažnih merenja, tzv. PLT, preko profila pritiska i temperature u stubu bušotine. Rezultati analize pokazali su da se razlika između merenih i vrednosti pritisaka/temperatura u stubu modelovane bušotine smanjuje povećanjem broja pojedinačnih cevi (cevnih segmenata) koje predstavljaju tubing/kezing. Na osnovu dobijenih rezultata zaključeno je da je porast prinosa TNG-a posledica promenjenih faznih odnosa i uslova prenosa mase i toplote kada se u bušotinu utiskuje gas-lift gas.

Ispitan je uticaj gas-lift gasa na taloženje parafina. Rezultati ispitivanja pokazali su da taloženje parafina počinje na većim dubinama i da je količina istaloženog parafina veća u bušotinama sa gas-liftom.

Ključne reči: gas-lift, modelovanje bušotine, prenos mase i toplote, taloženje parafina

Naučna oblast: Rudarsko inženjerstvo

Uža naučna oblast: Elementi mašinskih i energetskih sistema

UDK: 536.7:665.632(043.3)

Abstract

More than expected increase of liquified petroleum gas, LPG, yield was observed after continuous gas-lift start up in the gas processing plant as one of the final products obtained from gas condensate and associated gas from oil wells. It was assumed that the presence of gas-lift gas leads to the establishment of a different phase equilibrium in comparison to the case without gas-lift, and that increase of LPG yield is the result of stripping propane and butane by gas-lift-gas from the liquid to the vapor phase.

A model of the gas-lift well was prepared in Aspen HYSYS v8.8. This model included pipe in pipe segment, i. e. production tubing inside production casing, countercurrent flow of gas-lift gas and producing fluid, heat exchange between gas-lift gas and the surrounding ambient – ground; and gas-lift gas with the fluid in the tubing. The model verification was done by comparing the results of the PLT measurements, through the pressure and temperature profiles in the gas-lift well. The results showed that the difference between the measured and calculated pressure/temperature profiles is reduced by increasing the number of pipe segments. Based on the obtained results, it was concluded that the increase in LPG yield is a result of the changed phase equilibrium and the mass and heat transfer when the gas-lift gas is injected into the wellbore.

Influence of the gas-lift on paraffin deposition was investigated. The results of the research have shown that the precipitation of paraffins begins at greater depths and that the amount of deposit is higher in the gas-lift well.

Key words: gas-lift, well modeling, mass and heat transfer, paraffin deposition

Scientific area: Mining engineering

Scientific subfield: Elements of mechanical and energy systems

UDC: 536.7:665.632(043.3)

SADRŽAJ

1. UVOD.....	1
2. MEHANIČKE METODE EKSPLOATACIJE NAFTE	4
3. PRINCIP RADA BUŠOTINE U GAS-LIFTU	7
3.1 OSNOVNI ELEMENTI KONTINUALNOG GAS-LIFT SISTEMA.....	8
4. PRENOS TOPLOTE I MASE	11
4.1 PRENOS TOPLOTE.....	11
4.1.1 Prenos toplote u gas-lift bušotini	16
4.2 PRENOS MASE.....	19
4.2.1 Ravnoteža para-tečnost višekomponentnog sistema	24
5. JEDNAČINA STANJA REALNOG GASA.....	29
6. ODREĐIVANJE PROFILA PRITISKA I TEMPERATURE U BUŠOTINI.....	30
6.1 PRORAČUN PADA PRITISKA U VERTIKALNOM CEVOVODU.....	37
6.1.1 Begs i Brill (Beggs-Brill)	40
6.1.2 Hagedorn i Braun (Hagedorn-Brown)	44
6.1.3 Talsa 3 Faze (Tulsa 3 Phase).....	48
6.2 TALOŽENJE PARAFINA U TOKU PROIZVODNJE NAFTE.....	61
6.2.1 Uticaoj brzine proticanja fluida na taloženje parafina	63
6.2.2 Uticaoj temperature cevi na taloženje parafina	64
6.2.3 Uticaoj hrapavosti zida cevi na taloženje parafina	64
6.2.4 Topljenje čiste komponente	65
6.2.5 Modelovanje taloženja parafina	70
6.2.6 Matematički modeli za procenu taloženja parafina u programu Aspen HYSYS	74
6.2.7 Pederson (Pederson) model taloženja parafina	74
6.2.8 Konoko (Conoco) – Eriksonov (Erickson) model	75
6.2.9 AEA i Čang (Chung) modeli.....	75
6.2.10 Određivanje brzine taloženja parafina.....	76
7. MODELOVANJE BUŠOTINE U GAS-LIFTU	77
7.1 GRANICE MODELA I MODELOVANJE MATERIJALNE STRUJE	77
7.2 POSTUPAK MODELOVANJA SISTEMA U KONTINUALNOM GAS-LIFTU.....	78
7.2.1 Modelovanje bušotine.....	78
7.2.2 Modelovanje toka fluida	80
7.2.3 Modelovanje razmene toplote.....	80

7.3	VERIFIKACIJA POSTAVLJENOG MODELA	82
7.3.1	<i>Profil pritiska i temperature</i>	<i>85</i>
8.	UTICAJ GAS-LIFTA NA PRENOS MASE I SASTAV FLUIDA IZDVOJENOG NA SEPARATORU	95
8.1	OPIS TOKA FLUIDA NA NAFTNO I GASO-KONDENZATNOM POLJU.....	95
8.2	MODELOVANJE STRUJA FLUIDA	96
8.3	RAZMATRANI SLUČAJEVI	97
8.4	PODACI O BUŠOTINAMA	99
8.5	REZULTATI TESTIRANJA.....	102
8.5.1	<i>Uticaj protoka gas-lift gasa.....</i>	<i>108</i>
8.5.2	<i>Uticaj temperature na razliku u masi komponenata u parnoj fazi</i>	<i>115</i>
8.5.3	<i>Uticaj prisustva gas-lift gasa na prinos tečnog naftnog gasa na postrojenje za preradu gasa</i>	<i>117</i>
8.6	UTICAJ SASTAVA GAS-LIFT GASA NA PRENOS MASE PROPANA I BUTANA IZ TEČNE U PARNU FAZU.....	120
8.7	UTICAJ GAS-LIFTA NA MATERIJALNI BILANS GOTOVIH PROIZVODA NA POSTROJENJIMA ZA PRIPREMU NAFTE I PRERADU GASA I GASNOG KONDENZATA.....	124
9.	TALOŽENJE PARAFINA U BUŠOTINI SA KONTINUALNIM GAS-LIFTOM.....	125
9.1	REZULTATI PRORAČUNA TALOŽENJA PARAFINA U BUŠOTINAMA BEZ I SA GAS-LIFTOM	126
9.1.1	<i>Rezultati proračuna taloženja parafina u bušotini B-1</i>	<i>126</i>
9.1.2	<i>Rezultati proračuna taloženja parafina u bušotini B-4</i>	<i>129</i>
9.1.3	<i>Rezultati proračuna taloženja parafina – bušotina B-5</i>	<i>133</i>
9.2	UTICAJ TEMPERATURE NA TALOŽENJE PARAFINA U BUŠOTINI SA I BEZ GAS-LIFTA.....	136
9.3	UTICAJ PRITISKA NA TALOŽENJE PARAFINA U BUŠOTINI SA I BEZ GAS-LIFTA.....	138
10.	ZAKLJUČAK	140
11.	LITERATURA.....	145
12.	PRILOZI	P-1

SADRŽAJ SLIKA

Slika 2.1 – Podela mehaničkih metoda eksploatacije.....	5
Slika 2.2 – Prikaz mehaničkih metoda eksploatacije u stubu bušotine [2].....	5
Slika 2.3 – Zastupljenost mehaničkih metoda dobijanja nafte [2].....	6
Slika 3.1 - Šema toka gas-lift gasa i proizvedenog fluida iz bušotine	9
Slika 3.2 – Prikazana bušotina u gas-liftu [10].....	10
Slika 4.1 – Granice sistema za postavljeni bilans bušotinskog fluida [12].....	12
Slika 4.2 - Prikaz prenosa toplote u bušotini sa gas-liftom	16
Slika 4.3 – Prenos mase komponente A između medijuma B i E bez nagle promene koncentracije na graničnoj površini [26].....	23
Slika 4.4 – Prenos mase komponente A između medijuma B i E sa naglom promenom koncentracije na graničnoj površini [26].....	24
Slika 6.1 - Kontrolna zapremina primenjena pri modelovanju protoka [75]	49
Slika 6.2 – Algoritam za proračun korišćenjem modela Talsa 3F [75]	60
Slika 6.3 - Uslovi na kojima dolazi do taloženja parafina u cevovodu [99]	65
Slika 6.4 - Hipotetički proces topljenja na temperaturi (T) [99].....	67
Slika 6.5 - Fazna ravnoteža između gasa, nafte i parafinskog voska [99]	70
Slika 7.1 - Šematski prikaz bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu	78
Slika 7.2 - Prikaz toka fluida i modela bušotine sa dve (2) cevi.....	79
Slika 7.3 - Modelovanje razmene toplote u bušotini sa gas-liftom.....	81
Slika 7.4 - Šematski prikaz gas-lift sistema – distribucija gas-lift gasa ka pojedinačnim bušotinama koje rade u sistemu gas-lifta	82
Slika 7.5 - Uporedni prikaz merenog i izračunatog profila pritiska u stubu bušotine za model koji se sastoji iz dve cevi	86
Slika 7.6 - Uporedni prikaz merenog i izračunatog profila temperature u stubu bušotine za model koji se sastoji iz dve cevi.....	86
Slika 7.7 - Prikaz bušotine i toka fluida kroz tubing i kezing za model koji se sastoji iz tri cevi	89
Slika 7.8 - Promena oblika protoka u bušotini sa gas-liftom.....	91
Slika 7.9 - Uporedni prikaz merenih i izračunatih vrednosti profila temperature za model sa deset (10) cevi.....	93
Slika 7.10 - Uporedni prikaz merenih i izračunatih vrednosti profila pritiska za model sa deset (10) cevi	93
Slika 8.1 - Šematski prikaz toka fluida i procesnih postrojenja na naftnom i gaso-kondenzatnom polju [107]	96
Slika 8.2 - Modelovanje materijalne struje (fluida) u programu Aspen HYSYS [107].....	97
Slika 8.3 - 1. Slučaj – Šematski prikaz bušotine u gas-liftu – od dna bušotine do separatora	98
Slika 8.4 - 2. Slučaj – Šematski prikaz bušotine – od dna bušotine do separatora	99
Slika 8.5 - Fazni dijagram – Bušotina B-1	101
Slika 8.6 - Fazni dijagram – Bušotina B-2	101
Slika 8.7 - Fazni dijagram – Bušotina B-3	102
Slika 8.8 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-1	108
Slika 8.9 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-2.....	109
Slika 8.10 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-3.....	109
Slika 8.11 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-1.....	112
Slika 8.12 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-2.....	112

Slika 8.13 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-3.....	113
Slika 8.14 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-1	114
Slika 8.15 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-2	114
Slika 8.16 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-3	114
Slika 8.17 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-1	115
Slika 8.18 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-2	116
Slika 8.19 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-3	116
Slika 8.20 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-1	118
Slike 8.21 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-2	119
Slika 8.22 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-3	119
Slika 8.23 - Ostvareno povećanje mase propana i sume butana nakon uvođenja gas-lifta	120
Slika 8.24 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze ležišnog fluida – bušotina B-1	121
Slika 8.25 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze ležišnog fluida – bušotina B-2	121
Slika 8.26 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze bušotinskog fluida – bušotina B-3	121
Slika 8.27 - Promena sastava parne faze za temperaturu 10°C – B-1.....	122
Slika 8.28 - Promena sastava parne faze za temperaturu 30°C – B-1.....	122
Slika 8.29 - Promena sastava parne faze za temperaturu 50°C – B-1.....	123
Slika 9.1 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-1.....	127
Slika 9.2 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-1	127
Slika 9.3 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-1	127
Slika 9.4 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-1	128
Slika 9.5 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri metode – bušotina B-1....	129
Slika 9.6 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri metode – bušotina B-1	129
Slika 9.7 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-4.....	130
Slika 9.8 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-4.....	130
Slika 9.9 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-4	130
Slika 9.10 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-4	131
Slika 9.11 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-4.....	132
Slika 9.12 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-4	132
Slika 9.13 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-5.....	133
Slika 9.14 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-5	133
Slika 9.15 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-5.....	134
Slika 9.16 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-5	134
Slika 9.17 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-5.....	135

Slika 9.18 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-5	136
Slika 9.19 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-1, sa i bez gas-lifta.....	136
Slika 9.20 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-4 sa i bez gas-lifta.....	137
Slika 9.21 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-5 sa gas i bez gas-lifta	137
Slika 9.22 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-1 sa i bez gas-lifta.....	138
Slika 9.23 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-4 sa i bez gas-lifta.....	139
Slika 9.24 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-5 sa i bez gas-lifta.....	139

SADRŽAJ TABELA

Tabela 7.1 - Protoci fluida i procesni parametri	83
Tabela 7.2 - Sastav ležišnog-bušotinskog fluida	84
Tabela 7.3 – Udeo komponenata gas-lift gasa.....	85
Tabela 7.4 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska za model sa dve cevi.....	87
Tabela 7.5 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature za model sa dve cevi.....	88
Tabela 7.6 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska za model sa tri cevi (jedna jednačina za sve cevi)	90
Tabela 7.7 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature za model sa tri cevi (jedna jednačina za sve cevi)	90
Tabela 7.8 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska i temperature za model sa tri cevi (dve različite jednačine – Talsa 3F i Hagedorn-Braun).....	92
Tabela 7.9 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature i pritiska za model sa deset (10) cevi (jedna jednačina za sve cevi)	94
Tabela 8.1 - Proizvodni podaci i količina utisnutog gas-lifta za sve tri testirane bušotine	100
Tabela 8.2 - Komponentni sastav ležišnog fluida za sve tri bušotine i gas-lift gasa.....	100
Tabela 8.3 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-1	103
Tabela 8.4 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-2	104
Tabela 8.5 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-3	105
Tabela 8.6 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-1	106
Tabela 8.7 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-2	107
Tabela 8.8 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-3	107
Tabela 8.9 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-1	110
Tabela 8.10 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-2	111
Tabela 8.11 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-3	111
Tabela 8.12 - Sastav parne faze fluida – Poređenje Slučaja #1 i Slučaja #2.....	118
Tabela 8.13 - Prinos proizvoda na postrojenju za preradu gasa, kondenzata i postrojenju za preradu nafte	124
Tabela 9.1 - Proizvodni podaci i količina utisnutog gas-lifta gasa	125
Tabela 9.2 - Komponentni sastav ležišnog fluida.....	126

SADRŽAJ PRILOGA

Prilog A -	Primer bušotine sa devet cevnih segmenata	P-1
Prilog B -	Proizvedeni fluid i gas-lift gas, za različitu vrstu gas-lift gasa, pritisak separacije 5,5 bar i tri različite temperature	P-2
Prilog C -	Promene sastava parne faze u funkciji temperature (10, 30 i 50°C), za bušotinu B-2, za svaki testirani gas-lift gas	P-21
Prilog D -	Promene sastava parne faze u funkciji temperature (10, 30 i 50°C), za bušotinu B-3, za svaki testirani gas-lift gas	P-22
Prilog E -	Detaljan postupak određivanja pada pritiska metodom Hagedorn-Braun	P-23

1. UVOD

Ostvarivanje maksimalne proizvodnje jedan je od glavnih ciljeva pri eksploataciji nafte i prirodnog gasa. Smanjenjem ležišne energije, opada i količina proizvedene nafte, do potpunog prestanka proizvodnje. Da bi se zaustavio pad ili prestanak proizvodnje, potrebna je dodatna energija. Dodatna energija može se obezbediti na više načina, najčešće se primenjuju dubinsko pumpanje i gas-lift.

Gas-lift predstavlja mehaničku metodu podizanja nafte sa dna bušotine na površinu, kod koje se komprimovani gas utiskuje kroz prstenasti prostor (kezing), a zatim ulazi u tubing preko gas-lift ventila (ili otvora) postavljenog na određenoj dubini. Utisnuti gas meša se sa fluidom iz bušotine, smanjuje njegovu gustinu kao i gradijent pritiska u stubu bušotine. Na postrojenju za preradu gasa i gasnog kondenzata, nakon uvođenja gas-lifta, primećeno je povećanje proizvodnje tečnog naftnog gasa (TNG). Objašnjenja da su propan i butani iz gas-lift gasa doprineli povećanju prinosa TNG-a, nisu mogla biti prihvaćena, jer je povećanje prinosa TNG-a bilo znatno veće od količine propana i butana u ukupnoj količini gasa korišćenog za gas-lift. Utvrđivanje razloga povećane proizvodnje TNG-a, postavljen je za jedan od ciljeva istraživanja prikazanog u okviru ove disertacije. Dodatni ciljevi su ispitivanje uticaja karakteristika gas-lift gasa na promenu PVT ponašanja fluida u stubu bušotine, odnosno ravnotežu faza, te time na prenos mase iz tečne u parnu fazu i obrnuto.

Istraživanje obuhvata tri dela. U prvom delu prikazan je pregled literature vezane za fenomene prenosa mase i toplote, ravnoteže faza, gas-lift, proračun profila pritiska i temperature u stubu bušotine, korišćenja softverskih alata koji se bave ravnotežom faza, modelovanjem bušotina koje rade u gas-lift sistemu.

Drugi deo disertacije obuhvata modelovanje bušotine koja radi u gas-lift sistemu, testiranje postavljenih modela poređenjem sa rezultatima merenja dobijenim na terenu. Da bi se realizovao postavljeni cilj i detaljno analizirao problem, izvršene su simulacije protoka fluida u stubu bušotine u gas-liftu primenom programa Aspen HYSYS v8.8. Aspen HYSYS predstavlja jedan od najviše korišćenih alata za dimenzionisanje procesne opreme kao što su separatori, kolone, rafinerijska oprema, reaktori, razmenjivači toplote. Baza podataka, u okviru ovog alata obuhvata veliki broj jednačina stanja za analizu

ponašanja fluida u funkciji promene temperature i pritiska, kao i jednačina za proračun pada pritiska kroz horizontalne, vertikalne i cevi pod nagibom.

Poseban izazov za rad bila je činjenica da u literaturi nije pronađen ni jedan izvor koji opisuje modelovanje protoka fluida od dna do glave bušotine korišćenjem Aspen HYSYS programa. Prvi korak pri modelovanju bila je izrada modela bušotine koja proizvodi pomoću gas-lift metode i formiranje ulaznih materijalnih struja. Pri modelovanju su uključeni fenomeni koji se dešavaju u procesu vertikalnog protoka multifaznog fluida - nafta, gas i voda, od dna ka vrhu bušotine, vertikalnog protoka jednofaznog fluida – gas-lift gasa, kroz međuprostor od vrha (površine zemlje) ka dnu, kao i posledice mešanja višefaznog i jednofaznog fluida u tubing. Postavljeni model uključio je ulazne temperature i pritiske fluida, sastav i tok fluida, tubing i kezing, efekat gas-lifta preko smanjenja dinamičkog pritiska na mestu utiskivanja. U modelovanje multifaznog protoka uključena je i simulacija razmene toplote između gas-lift gasa i okoline (u ovom slučaju zemlje) kao i gas-lift gasa i fluida koji protiču kroz tubing bušotine.

Verifikacija modela izvršena je poređenjem sa merenim proizvodnim podacima, kao što su profil pritiska, temperature, količine proizvedenog fluida iz karotažnih merenja za izabrane bušotine u gas-liftu.

Uticaj sastava i protoka gas-lift gasa na raspodelu prisutnih komponenti u tečnoj i parnoj fazi proizvedenog fluida, to jest, uticaj karakteristika gas-lifta na promenu sastava fluida u parnoj i tečnoj fazi u bušotini u kojoj se proizvodnja nafte održava gas liftom, analiziran je i prikazan u poglavlju 8.

Da bi se ispitaio uticaj gas-lift gasa na raspodelu prinosa komponentata u gasnoj i tečnoj fazi, posmatrana su dva karakteristična slučaja:

1. Bušotina u kojoj se primenjuje kontinualna gas-lift metoda.
2. Bušotina koja radi bez gas-lifta, a ostvaruje jednaku proizvodnju fluida iz ležišta kao i bušotina u gas-liftu. Jednake proizvodnje usvojene su radi uporedivosti rezultata. U stvarnosti, bušotina bez gas-lifta proizvodila bi manje u odnosu na prvi slučaj, ili ne bi proizvodila.

Korišćenjem postavljenog verifikovanog modela izvršena je simulacija velikog broja mogućih slučajeva kako bi se utvrdio uticaj:

- temperature,
- pritiska,
- količine utisnutog gasa,
- sastava utisnutog gasa

Na prenos mase i toplote u stubu bušotine. Uticaj utiskivanja gas-lift gasa na prenos mase analiziran je poređenjem masa komponenata u tečnoj i gasovitoj fazi u dva karakteristična slučaja (sa primenom gas-lift metode i bez primene gas-lift metode), kao i analizom faznih dijagrama i konstanti fazne ravnoteže.

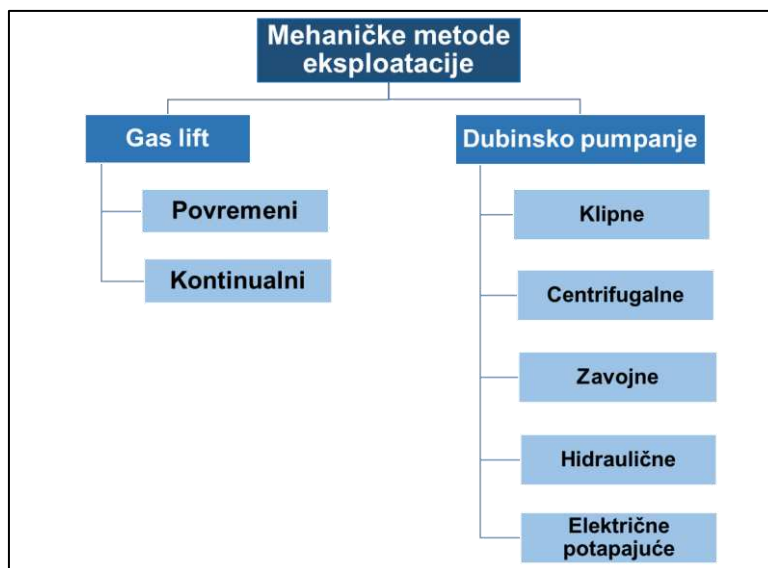
Uticaj na prenos toplote (poglavlje 9) analiziran je poređenjem dubine taloženja i debljine parafina u karakterističnim slučajevima. Profil taloženja parafina i zapremina stvorenog taloga u stubu bušotine određeni su korišćenjem sledećih metoda dostupnih u Aspen HYSYS-u: Konoko (Conoco), Pedersen (Pederson), AEA i Čang (Chung).

2. MEHANIČKE METODE EKSPLOATACIJE NAFTE

Pod eksploatacijom nafte podrazumeva se transport fluida, tečnosti i gasa, iz ležišta do površine zemlje. Princip eksploatacije zasnovan je na razlici pritiska od ležišta do površine zemlje. Eksploataciju naftnih bušotina moguće je vršiti na dva načina. Prvi način predstavlja eksploataciju pod dejstvom prirodne energije, nazvano eruptivno eksploataisanje dok drugi način podrazumeva primenu mehaničkih metoda, odnosno dovođenjem energije sa ciljem povećanja pritiska i obezbeđivanja uslova za dalju proizvodnju.

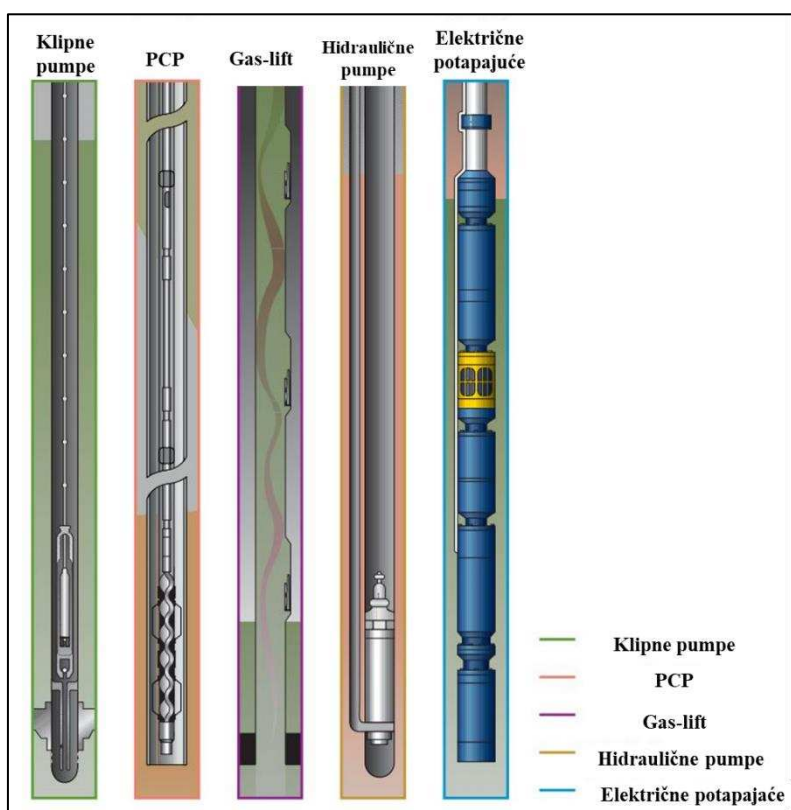
Promena profila pritiska predstavlja jedan od najbitnijih faktora koji odslikava dinamičko stanje proizvodnog sistema. U trenutku kada ležišni pritisak počne da opada, naftna bušotina gubi potencijal da proizvodi prirodnim putem i tada se analiza svodi na izbor mehaničke metode za ekonomski isplativu eksploataciju bušotine. Postoje dva osnovna načina za povećanje pritiska, slika 2.1 [1]:

- Uređaj u bušotini obezbeđuje potreban pritisak za podizanje fluida - dubinsko pumpanje. Za to se koriste pumpe različitih operativnih karakteristika. Najčešće se koriste klipne, centrifugalne, zavojne (PCP), hidraulične, električne potapajuće pumpe (ESP),
- Primenom gas-lifta, gde se koristi kontinualni i povremeni gas-lift. Razlika između kontinualnog i povremenog gas-lifta je u tome što se kod povremenog gas utiskuje samo u određenim vremenskim intervalima, dok se kod kontinualnog gas utiskuje bez prekida.



Slika 2.1 – Podela mehaničkih metoda eksploatacije

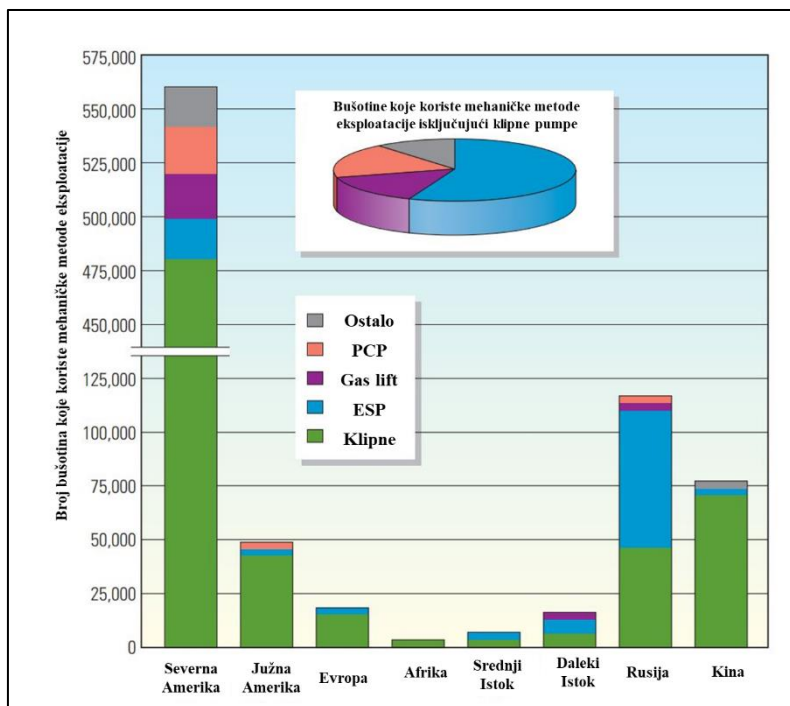
Na slici 2.2. prikazana je oprema u stubu bušotine za različite mehaničke metode eksploatacije [2].



Slika 2.2 – Prikaz mehaničkih metoda eksploatacije u stubu bušotine [2]

Zastupljenost mehaničkih metoda za eksploataciju varira u zavisnosti od regije ili dela sveta u kojoj se primenjuje. Gas-lift predstavlja metodu koja se više primenjuje na

naftnim poljima na kojima je velika i proizvodnja gasa, dok su dubinske pumpe zastupljenije u maloj Aziji i na teritorijama bivšeg Sovjetskog saveza [3-4]. Izbor metode zavisi od prognoze moguće ostvarene proizvodnje, dubine, karakteristika fluida, odnosa gasa i nafte, logistike i ekonomske opravdanosti. Slika 2.3 prikazuje globalnu zastupljenost prikazanih mehaničkih metoda u svetu i po regionima [2].



Slika 2.3 – Zastupljenost mehaničkih metoda dobijanja nafte [2]

Eksploatacija nafte primenom gas-lifta slična je eksploataciji pod dejstvom prirodne energije u periodu radnog tj. eksploatacionog veka bušotine. Gas-lift se primenjuje i za uklanjanje tečnosti iz gasnih bušotina.

Jedna od glavnih prednosti gas-lift metode u odnosu na metodu dubinskog pumpanja je njegova prilagodljivost na promene u ležištu, jer je relativno lako izvršiti korekcije u samom funkcionisanju gas-lifta i prilagoditi ga padu pritiska u ležištu ili povećanju proizvodnje ležišne vode. Promene na gas-lift sistemu mogu se izvršiti sa površine i u većini slučajeva nije potrebno izvlačenje kompletnog tubinga iz bušotine [5].

Prednosti primene gas-lift metode u odnosu na primenu dubinskog pumpanja su sledeće:

- Većina pumpnih sistema postaje neefikasna kada odnos gasa i tečnosti u ležišnom fluidu prevazilazi kritične vrednosti.

- Prilikom proizvodnje, sa ležišnim fluidom dolazi do iznošenja i određene količine čvrstih čestica. Klipne pumpe kao i ESP pumpe, podložne su oštećenjima prilikom veće količine čvrstih čestica.
- Kod kosih bušotina, u nekim slučajevima teško je postaviti pumpe i postoji mogućnost mehaničkog oštećenja pri sprovođenju električnih instalacija.
- Primenom gas-lifta viskozitet veoma viskozne nafte može se održavati niskim, što nekada predstavlja jedini mogući način za optimalnu proizvodnju takvih fluida [3].

3. PRINCIP RADA BUŠOTINE U GAS-LIFTU

Gas-lift predstavlja mehaničku metodu u kojoj se gas komprimuje na površini, utiskuje u bušotinu kroz međuprostor (kezing) do radnog gas-lift ventila i ulazi u tubing. Kontinualni gas-lift predstavlja neprekidno utiskivanje gasa u bušotinu na unapred definisanu dubinu. Mešanjem utisnutog gasa i fluida koji se proizvodi dolazi do smanjenja gustine fluida iznad tačke utiskivanja. To dovodi do smanjenja gradijenta pritiska u stubu bušotine, otpor se smanjuje i pritisak na dnu bušotine postaje dovoljan da se fluid sa dna iznese na površinu [6].

Prilikom rada povremenog gas-lifta, unapred određena zapremina utisnutog gasa prolazi kroz kezing do radnog gas-lift ventila i uvodi se u tubing po unapred određenim vremenskim intervalima. Količina nafte koja se akumulirala u tubing u tom trenutku nalazi se iznad radnog gas-lift ventila. U trenutku kada se utisne gas, tečnost počinje da se kreće ka površini, odnosno ka glavi bušotine. Na početku radnog ciklusa, radni ventil je zatvoren. Nakon utiskivanja gasa, dolazi do rasta pritiska u kezingu. Kombinovani efekat porasta pritiska u međuprostoru i pritiska na dnu bušotine, dovodi do otvaranja radnog gas-lift ventila, što dovodi do toga da gas pod visokim pritiskom potiskuje tečnost ka glavi bušotine. Kako se tečnost kreće sa dna bušotine ka glavi bušotine, tako pritisak utiskivanja opada, jer je protok gasa kroz radni ventil mnogo veći nego protok gasa koji se utiskuje u međuprostor. U trenutku kada proizvodni fluid dođe do glave bušotine, pritisak utiskivanja opadne do pritiska na kome se zatvara radni gas-lift ventil. Zatvaranjem gas-lift ventila zatvara se jedan radni ciklus povremenog gas-lifta. Padom

ležišnog pritiska, odnos utisnutog gasa prema tečnosti raste. Ovaj odnos raste do granice kada nije više ekonomski isplativo eksploatirati bušotinu pomoću povremenog gas-lifta [7-8].

Bilo da se radi o povremenom ili kontinualnom gas-liftu, ekonomski aspekt i optimalna proizvodnja, uz što manje operativne troškove, predstavljaju glavni izazov pri izboru tipa gas-lift metode [9]. Postoji nekoliko faktora koji utiču na izbor tipa gas-lift metode kao što su: brzina kretanja tečnosti sa dna bušotine ka glavi bušotine, količina ležišne vode koja se proizvodi, prečnik kezinga, prečnik nadzemnog cevovoda. Nije retka pojava, da se u toku eksploatacije prelazi sa povremenog na kontinualni gas-lift.

Glavne prednosti kontinualnog gas-lifta su:

- Proizvodnja veće količine tečnih ugljovodonika sa bilo koje dubine,
- Iznošenje čvrstih čestica sa dna bušotine,
- Povećanje proizvodnje tečne faze,
- Povećanje proizvodnje vode sa velikih dubina,
- U poređenju sa povremenim gas-liftom, kod kontinualnog gas-lifta, potpuno je iskorišćena potencijalna energija ležišnog gasa,
- Kontinualni gas-lift je prilagodljiviji od povremenog i moguće je vršiti optimizacije prema promenama ležišnih uslova,
- Kontrola sistema, sa stanovišta utiskivanja gasa sa površine je veoma jednostavna i može se smatrati da je ventil na gasnoj liniji u većini slučajeva suvišan.

3.1 Osnovni elementi kontinualnog gas-lift sistema

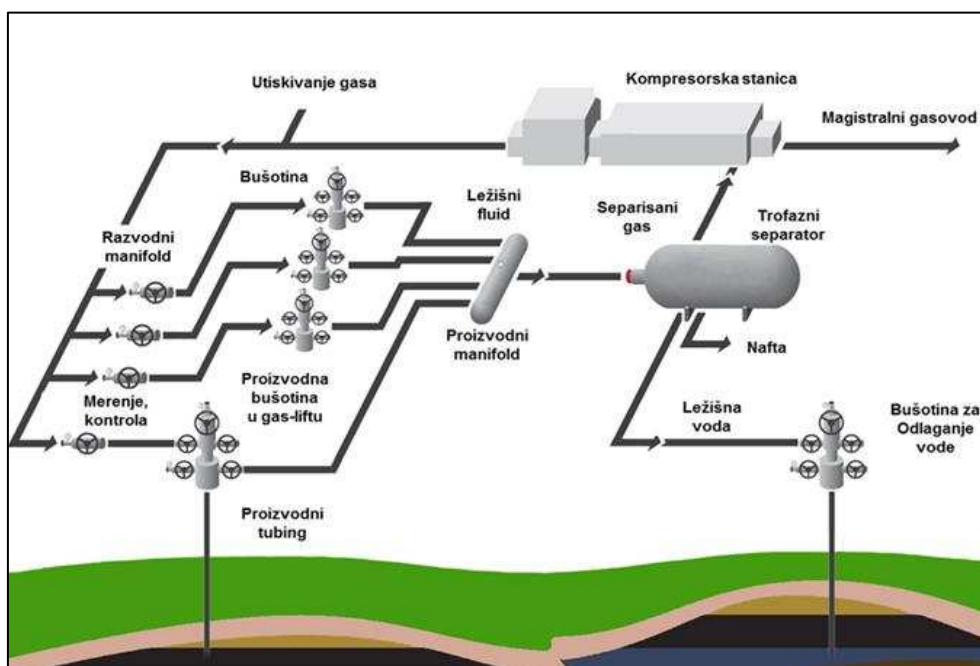
Osnovni elementi kontinualnog gas-lift sistema su:

- Komprimovani gas koji se utiskuje, kao osnovni fluid u sistemu,
- Površinska oprema koja obuhvata cevi, kompresore, kontrolne ventile, opremu cevovoda za transport gasa koji se utiskuje,
- Bušotinska oprema (tubing, kezing, gas-lift ventil).

U većini slučajeva, gas koji se utiskuje predstavlja ležišni gas koji se proizvodi na posmatranom naftnom polju. Gas se komprimuje pomoću kompresora na projektovani pritisak gas-lift sistema. Nakon toga komprimovani gas se razvodnim cevovodom vodi

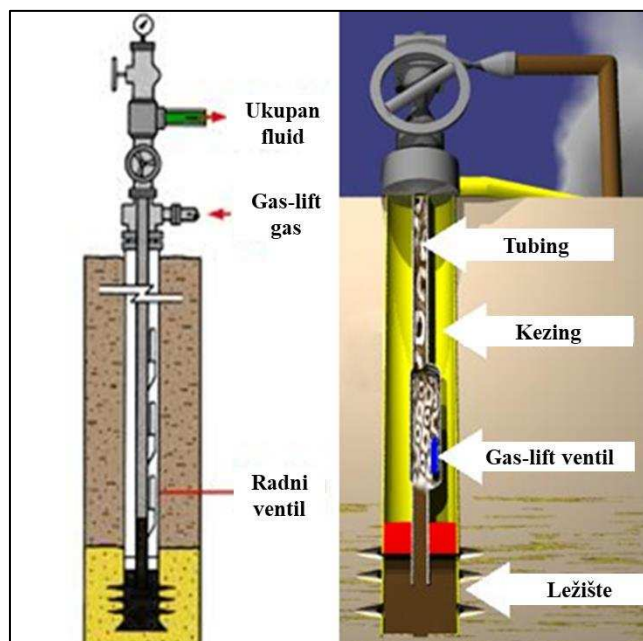
ka bušotinama u koje se utiskuje. Postoji nekoliko načina uvođenja gasa u tubing, od kojih su najviše korišćeni sledeći: preko otvora na tubing, specijalizovanim gas-lift ventilima ili se gas uvodi na samom kraju tubinga. Pri projektovanju gas-lifta u većini slučajeva se preporučuju specijalizovani ventili, preko kojih se obezbeđuje bolje dispergovanje gasne faze u tečnoj fazi ležišnog fluida.

Na slici 3.1 prikazana je šema toka gas-lift gasa od kompresorske stanice, preko razvodnog cevovoda, do bušotine, kao i toka proizvedenog fluida iz bušotine do separatora.



Slika 3.1 - Šema toka gas-lift gasa i proizvedenog fluida iz bušotine

Na slici 3.2 prikazana je bušotina koja proizvodi u kontinualnom gas-liftu.



Slika 3.2 – Prikazana bušotina u gas-liftu [10]

Prvi gas-lift sistemi koristili su vazduh, dok se prirodni gas tek kasnije nametnuo kao optimalno rešenje. Danas, oko 70 % kontinualnih gas-lift sistema radi sa prirodnim gasom i u najvećem broju slučajeva je to gas koji se proizvodi na tom polju. Kao alternativa najčešće se koriste azot (N_2) i ugljen-dioksid (CO_2) [11].

4. PRENOS TOPLOTE I MASE

4.1 Prenos toplote

Postoje tri osnovna načina prenosa toplote:

- Prenos toplote provođenjem (kondukcijom), gde se prenos toplote vrši sa jednog tela na drugo bez primetnog kretanja čestica tela sa mesta više temperature na mesto niže temperature. Provođenje toplote je proces u kome se toplota prenosi direktno kroz materijal pri čemu ne dolazi do premeštanja sastavnih delova materijala.
- Strujanje ili konvekcija je prenošenje unutrašnje energije kretanjem molekula. Ovakav način prenošenja unutrašnje energije odvija se u tečnostima i gasovima. Molekuli tečnosti i gasova prenose energiju drugom telu tako što se kreću (struje) do drugih tela.
- Prenos toplote zračenjem (radijacijom) je oblik prenosa toplote sa jednog tela na drugo telo posredstvom kretanja elektromagnetnih talasa u prostoru između dva tela koja nisu u neposrednom dodiru.

Proizvodnja nafte tj. ležišnog fluida, ili utiskivanje fluida u ležište uključuje proces razmene toplote između ležišnog fluida i okoline, tj. prenos toplote provođenjem, konvekcijom i zračenjem. Temperatura fluida u stubu bušotine menja se sa promenom dubine i u toku vremena, a temperatura okoline-zemlje menja se sa promenom radijalnog rastojanja od ose bušotine [12]. Merenje razmene toplote u stubu bušotine, odnosno proračun temperaturnog profila, prikazao je Šlumberžer (Schlumberger) sa saradnicima davne 1937. godine [13].

Teorijski model za procenu temperature fluida u funkciji dubine, prvi je postavio Ramije (Ramey) [14]. Iako je ovaj model služio za veoma dobru procenu profila temperature, imao je nedostatke. U pomenutom modelu zanemaren je uticaoj kinetičke energije i trenja. Energetski bilans za ležišni fluid predstavlja parcijalnu diferencijalnu jednačinu pri promeni temperature u radijalnom pravcu u odnosu na bušotinu. Ako se koordinatni sistem postavi upravno na horizontalni presek cevi, energetski bilans se može predstaviti kao:

$$\frac{\partial T_e}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_e}{\partial r} = \frac{c_e \rho_e}{k_e} \frac{\partial T_e}{\partial t} \quad 4.1.1$$

Gde je:

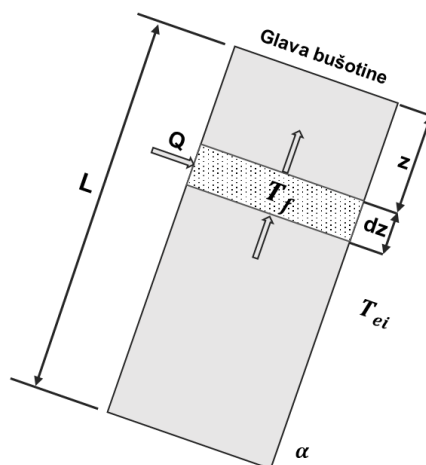
T_e – Temperatura fluida na proizvoljnoj dubini za vreme t , na rastojanju (r) merena od centra bušotine (K),

c_e – Toplotni kapacitet fluida (J/K),

ρ_e – Gustina fluida (kg/m^3),

k_e – Koeficijent toplotne provodljivosti ($\text{W/m}^1\text{K}^{-1}$).

Slika 4.1 predstavlja proizvodni tubing, pod uglom α u odnosu na horizontalnu površinu. Posmatrana kontrolna zapremina dz , na rastojanju z u odnosu na glavu bušotine.



Slika 4.1 – Granice sistema za postavljeni bilans bušotinskog fluida [12]

Opšta jednačina energetskog bilansa za jednofazni i/ili dvofazni protok ima sledeći oblik:

$$\frac{dH}{dz} + \frac{g \sin \alpha}{Jg_c} + \frac{v}{Jg_c} \frac{dv}{dz} = \frac{Q}{w} \quad 4.1.2$$

Gde je:

H – Entalpija (J/kg),

Q – Količina toplote koja se prenosi sa okoline kondukcijom ($\text{J/s}^{-1}\text{m}^{-1}$),

J, g_c – Konverzioni faktori,

w – Maseni protok fluida (kg/s),

v – Brzina fluida (m/s).

Uzimajući u obzir prethodno napisan izraz, opšti izraz za temperaturu u stubu bušotine u zavisnosti od dubine može se predstaviti kao:

$$\frac{dT_f}{dz} = C_J \frac{dp}{dz} + \frac{1}{c_p} \left[\frac{Q}{w} - \frac{g \sin \alpha}{Jg_c} - \frac{v}{Jg_c} \frac{dv}{dz} \right] \quad 4.1.3$$

Gde je:

T_f – Temperatura fluida (K),

C_J – Džul Tomsonov koeficijent (K/Pa).

Radijalni prenos toplote javlja se između fluida u bušotini i zemlje dok otpor prenosu toplote stvaraju zid tubinga, međuprostor, zid kezinga, cement. Svi ovi otpori nalaze se u rednoj vezi i u ovom slučaju prenos toplote odvija se prvenstveno kao prelaz toplote sa fluida na cev, a zatim kondukcijom. Opšti izraz za prenos toplote koji obuhvata ukupni koeficijent prolaza toplote, može se predstaviti kao [15-19]:

$$Q = -2\pi r_{to} U_{to} (T_f - T_{wb}) \times 0,293071 \quad 4.1.4$$

Gde je:

Q – Toplotni protok (J/s),

U_{to} – Koeficijent prolaza toplote (W/m^2K^{-1}),

T_{wb} – Temperatura na površini fluida između bušotine i zida (K)

r_{to} – Spoljašnji poluprečnik tubinga (m).

Izraz za prenos toplote od strane okoline-zemlje prema fluidu u bušotini predstavljen je na sledeći način:

$$Q \equiv -L_R w c_p (T_f - T_{ei}) = -\frac{w c_p}{A} (T_f - T_{ei}) \times 0,293071 \quad 4.1.5$$

Gde je:

$L_R = 1/A$ – Relaksacioni koeficijent (1/m),

T_{ei} – Temperatura okoline na početnim uslovima, za bilo koje rastojanje (K).

$$L_R \equiv \frac{2\pi}{c_p w} \left[\frac{r_{to} U_{to} k_e}{k_e + (r_{to} U_{to} T_D)} \right] \times 3,048 \quad 4.1.6$$

Gde je:

k_e – Toplotna provodljivost zemlje ($W/m^{-1}K^{-1}$),

T_D – Bezdimezionna temperatura u funkciji vremena.

Povezivanjem izraza za temperaturu fluida u funkciji dubine i zamenom u opšti izraz za prenos toplote ka okolini dobija se sledeći izraz:

$$\frac{dT_f}{dz} = L_R(T_f - T_{ei}) - \frac{g \sin \alpha}{c_p J g_c} + \Phi \quad 4.1.7$$

$$\Phi = -\frac{v}{c_p J g_c} \frac{dv}{dz} + C_J \frac{dp}{dz} \quad 4.1.8$$

Gde je:

Φ – Empirijski izraz za protoke veće od 6 m/s [15]

Za bušotine koje proizvode dvofazni fluid jednačina 4.1.3 mora se rešiti u celini. Ako se pretpostavi da su Φ i L_R nezavisne od dubine, jednačina 4.1.3 postaje linearna diferencijalna jednačina prvog reda. Rešenje jednačine za $T_f = T_{eihb}$ dobija oblik:

$$T_f = T_{ei} + \frac{1 - e^{(z-L)L_R}}{L_R} \left[g_G \sin \alpha + \Phi - \frac{g \sin \alpha}{c_p J g_c} \right] \quad 4.1.9$$

Gde se Φ računa kao:

$$\begin{aligned} \Phi = & -0,002978 + 1,006 \times 10^{-6} p_{wh} \times 6,894757 + 1,906 \times 10^{-4} w - 1,047 \\ & \times 10^{-6} GLR \times \frac{2,831685}{1,589873} + 3,229 \times 10^{-5} \times \frac{141,5}{\gamma} - 131,5 \quad 4.1.10 \\ & + 0,004009 \gamma_G - 0,3551 g_G \end{aligned}$$

Gde je:

p_{wh} – Pritisak na glavi bušotine (kPa),

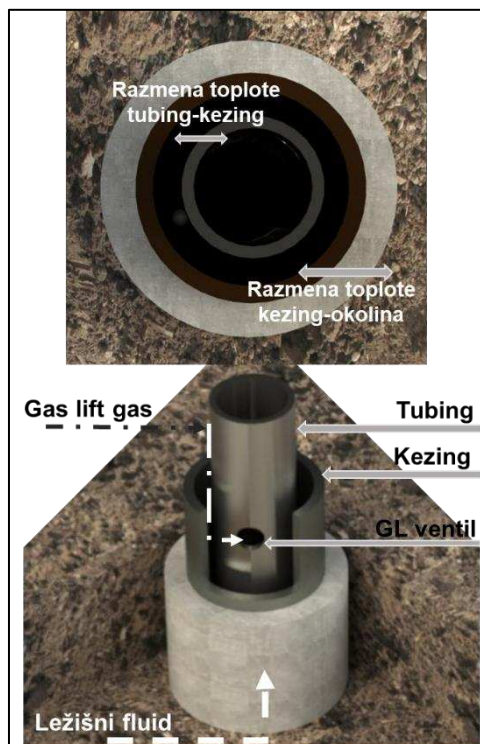
γ_G – Specifična gustina gasa,

GLR – Odnos gasa i tečnosti u ukupnom fluidu (m^3/m^3),

γ – Specifična gustina fluida na 60 °C.

4.1.1 Prenos toplote u gas-lift bušotini

Bušotina kod koje je primenjena gas-lift metoda predstavlja kompleksan termodinamički sistem. Gas koji se utiskuje, kreće se sa površine zemlje, kroz međuprostor ka radnom gas-lift ventilu. Pri kretanju kroz bušotinu, gas-lift gas razmenjuje toplotu sa okolinom - zemljom (spoljašnja strana kezinga) i fluidom koji se kreće kroz tubing ka glavi bušotine. Šematski prikaz ramene toplote u bušotini sa gas-liftom dat je na slici 4.2.



Slika 4.2 - Prikaz prenosa toplote u bušotini sa gas-liftom

Pregledom literature, nisu pronađeni adekvatni literaturni izvori koji obrađuju proračun razmene toplote fluida u bušotini koja proizvodi u kontinualnom gas-liftu. Proračun razmene toplote obuhvata razmenu toplote između fluida u kezingu (gas-lift gasa) i okoline (zemlje), zatim i razmenu toplote između fluida u tubing-u (ležišni fluid) i fluida u kezingu.

Na razmenu toplote u ovako opisanom termodinamičkom sistemu, pored pritiska i temperature, utiču i osobine fluida kao što su toplotni kapacitet, sastav fluida, režim strujanja, količina fluida, brzina kretanja fluida, smer kretanja fluida, ali i sama kompozicija bušotine odnosno materijal tubinga, kezinga, hrapavost cevi, kvalitet cementa odnosno cementacija bušotine, zatim tip zemljišta-okoline, dubina bušotine, inklinacija bušotine i mnogi drugi faktori. Svaki od dalje navedenih radova, obuhvatili su

samo neke od faktora koji utiču na razmenu toplote u stubu bušotine, te time pokazali složenost razmene toplote u bušotini sa gas-liftom.

U radu Hamidija i grupe autora (M. Hamidia) testiran je utjecaj oblika protoka, pri strujanju dvofaznog fluida vertikalno naviše, na lokalni koeficijent prelaza toplote. Rad je zasnovan na eksperimentalnim podacima koji pokazuju zavisnost koeficijenta prelaza toplote od režima - oblika protoka [20]. Rezultat rada je relacija za proračun koeficijenta prelaza toplote, ($\bar{h}_{TP,i}$ tj. HTC), koja važi samo za penasti oblik protoka, i koja obuhvata samo razmenu toplote između fluida u tubingu i okoline.

$$\bar{h}_{TP,i} = \frac{q_i''}{\bar{T}_{wi} - T_{bi}} \quad 4.1.11$$

Gde je:

$\bar{h}_{TP,i}$ – Srednji koeficijent prelaza toplote ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}^{-1}$),

q_i'' – Lokalni toplotni fluks ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$),

T_{bi} – Temperatura u posmatranoj zapremini tečnosti (K),

\bar{T}_{wi} – Temperatura unutrašnje strane zida (K).

Utjecaj okoline - zemlje na prenos toplote između fluida u kezingu i okoline ispitali su Hasan i Kabir, koji, pored Ramijea, predstavljaju pionire u ovoj naučnoj oblasti. Kroz ovaj rad ispitan je utjecaj dubine i vremena utiskivanja gasa na temperaturni profil u stubu bušotine, odnosno prenos toplote. Rezultat ovog rada je matematički model koja obuhvata kondukciju i konvekciju pri proračunu prenosa toplote između okoline i fluida u kezingu. Zaključak ovog istraživanja je da količina proizvedenog gasa iz bušotine utiče na snižavanje temperature na glavi bušotine kao rezultat Džul Tomsonovog efekta [15]. U literaturi se može naći veliki broj rezultata eksperimentalnih istraživanja i na osnovu njih razvijenih numeričkih modela, koji, uz veliki broj aproksimacija i empirijskih izraza, opisuju utjecaj okoline-zemlje na temperaturni profil odnosno prenos toplote kroz stub bušotine, kako za proizvodne, tako i za injekcione bušotine. Uz modele, predloženi su načini za analitičko i numeričko rešavanje predstavljenih izraza [21].

Prenos toplote u stubu bušotine predstavili su Hamid Rahnema (Hamid Rahnema) i grupa saradnika. U radu je obuhvaćen samo prenos toplote između fluida u kezingu i okoline - zemlje. Detaljnije je opisan nestacionarni režim prenosa toplote u stubu bušotine i pribušotinskoj zoni. Proračun je izvršen preko specijalističkog programa UMFPACK, a rezultati su kasnije upoređeni sa Ramijevim konvencionalnim pristupom određivanja temperaturnog gradijenta u stubu bušotine. Slaganja su se kretala u rasponu +/- 10 (%) [22].

Ksiong (W. Xiong) i saradnici su razvili model koji su implementirali u specijalistički softver ANSYS Fluent CFD za proračun prenosa toplote između fluida u tubingu i okoline-zemlje ali samo kod injekcionih bušotina [23].

Rad koji ispituje uticaj oblika protoka na koeficijent prelaza toplote predstavljen je od strane Jonghai Gaoa (Yonghai Gao) i grupe autora. U ovom radu objašnjava se uticaj različitih faktora u zavisnosti od tačno određenog režima protoka. Na primer, kod mehurastog-mehuričastog režima protoka, koeficijent prelaza toplote raste porastom zapreminskog udela gasa u ukupnom fluidu, dok kod klinastog protoka opada porastom zapreminskog udela gasa [24].

Lei Vang (Lei Wang) je sa saradnicima ispitivao uticaj cementacije bušotine, tj. kontakta između cementa, kezinga i zemlje-okoline, na koeficijent prelaza toplote. U ovom radu definisan je dodatni termički otpor koji se uzima kao dodatni koeficijent pri proračunu ukupnog koeficijenta prelaza toplote [25]:

$$R_t = \frac{1}{2\pi r_2 u_t} \quad 4.1.12$$

Gde je:

R_t – Otpor prelazu toplote između cementa i okoline,

r_2 – Spoljašnji prečnik tubinga (m),

u_t – Koeficijent prelaza toplote ($\text{W/m}^2\text{K}^{-1}$).

4.2 Prenos mase

U zavisnosti od uslova, prirode i odgovornih sila, razlikuju se 4 osnovna tipa prenosa mase:

- difuzijom u nepokretnoj sredini,
- prenos mase u laminarnom toku,
- prenos mase u turbulentnom toku,
- izmena mase između faza.

Proces prenosa mase difuzijom nastaje pod uslovima prisustva koncentracionih nejednakosti, neuravnoteženosti unutar posmatranog materijalnog sistema, i ostvaruje se kondukcijom i konvekcijom. Kada je u svim tačkama posmatranog prostora jednaka koncentracija, u tom slučaju nema prenosa mase. Konduktivna difuzija podrazumeva molekularni prenos mase, te se prenos svojstva odigrava između elementarnih strukturalnih čestica materije, molekula. Konvektivna difuzija predstavlja premeštanje velikih grupa molekula, kao celina, i odvija se uz strujanje fluida, gde se fizički prenos svojstva vrši premeštanjem makroskopskih grupacija. Najjednostavniji slučaj je prenos mase u nepokretnoj sredini u kojoj je pogonska sila razlika koncentracija dve susedne oblasti sredine i ostvaruje se molekulskom difuzijom. Supstanca teče zahvaljujući statističkom karakteru kretanja molekula iz oblasti visoke koncentracije u oblast niske koncentracije, da bi se u celoj zapremini izjednačila koncentracija. Ovaj prenos mase opisan je jednačinom poznatom kao Fikov (Fick) zakon koji, kada se primenjuje na binarnu smešu, ima sledeći oblik:

$$\dot{m} = -D_{AB}\bar{M}_a \frac{dC_A}{dy} \quad 4.2.1$$

Gde je:

\dot{m} – Maseni protok supstance ($\text{kg/m}^2\text{s}^{-1}$),

D_{AB} – Interdifuzioni koeficijent supstance A u supstanci B (m^2/s),

dC_A/dy – Koncentracioni gradijent supstance A ($\text{kmol/m}^3\text{m}^{-1}$),

\bar{M}_a – Molekulska masa komponente A (kg/kmol).

Protok supstance A odvija se u obrnutom smeru od koncentracionog gradijenta ove supstance. Interdifuzioni koeficijent supstance A u supstanci B, D_{AB} , zavisi od fizičkih svojstava tih supstanci. Određuje se eksperimentalno i računski, korišćenjem molekularno-kinetičke teorije. Interdifuzioni koeficijent zavisi od temperature i pritiska, te su, pored koncentracionog gradijenta, za prenos mase difuzijom odgovorni i temperatura i pritisak, naročito u smešama sa širokim opsegom veličina molekula [26]. Pri laminarnom toku gasova i tečnosti, za prenos mase nestišljive tečnosti, odnosno brzinu i koncentraciono polje, mogu se koristiti sledeće jednačine:

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} = 0 \quad 4.2.2$$

$$\bar{u} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} = \nu \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial y^2} \quad 4.2.3$$

$$\bar{u} \frac{\partial C}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial C}{\partial y} = D \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} \quad 4.2.4$$

Gde je:

x, y – Longitudalna i transferzalna koordinata,

u, v – Longitudalna i transferzalna komponenta brzine,

D – Koeficijent molekulske difuzije (m^2/s),

ν – Kinematski viskozitet (m^2/s),

C – Lokalna koncentracija supstance, gde je $C = f(x, y)$.

Za granične uslove gde je $\bar{u} = \bar{v} = 0$ i $C = C_1$ za $y = 0$ i $\bar{u} = \bar{u}_0$ i $C = C_0$ za $x < 0$ ili $y = \infty$ može se napisati:

$$Sh_x = \frac{\beta_x}{D} = 0,332 Re_x^{0,5} Sc^{0,33} \quad 4.2.5$$

Gde je:

β_x – Lokalni koeficijent prenosa mase na dužini x ,

Sc – Šmitov (Schmidt) broj, $Sc = \nu/D$,

Sh – Šervudov (Sherwood) broj,

Re_x – Rejnoldsov (Reynolds) broj, $Re_x = x\bar{u}_0/\nu$.

Pri čemu se lokalni koeficijent prenosa mase, β , izražava kao:

$$\beta = [\dot{m}/\bar{M}(C_1 - C_0)] \quad 4.2.6$$

Ako se jednačina 4.2.5 primeni za celu dužinu L , srednji koeficijent prenosa mase može se odrediti preko sledeće jednačine:

$$Sh_L = \frac{\bar{\beta}L}{D} = 0,664Re_L^{0,5}Sc^{0,33} \quad 4.2.7$$

Pri čemu se Rejnoldsov broj računa kao:

$$Re_L = Lu_0/\nu \quad 4.2.8$$

Prenos mase fundamentalno se menja u prelasku u turbulentni tok fluida. Vrtložno kretanje dovodi do transporta velikih količina fluida. Pri transportu u turbulentnom toku brzine su veće za nekoliko redova veličina od molekularnog transporta što dovodi do bržeg izjednačavanja koncentracionog polja i s obzirom na izvor, bržeg prenosa mase date supstance.

Zbog nedostatka teorije koja objašnjava prenos mase u turbulentnom toku, potrebno je da se protok, te prenos toplote i mase u turbulentnom toku opišu jednačinama koje su slične onima za laminarni tok, korišćenjem srednje brzine i zamenjujući ν i D njihovim efektivnim vrednostima, prilagođavajući ih uslovima u turbulentnom toku preko koeficijenata „vrtložnog viskoziteta“ i „turbulentne difuzije“. Molekularna difuzija se takođe javlja i u turbulentnom protoku, na primer između i unutar vrtloga. Pretpostavlja se da zbir koeficijenta molekularne difuzije, D_M , i koeficijent turbulentne difuzije, D_T , definiše ukupni koeficijent difuzije.

Za prenosa mase između gasa i kapljica tečnosti, prenos mase između faza, za medijum u mirovanju može se koristiti sledeći izraz:

$$Sc = \frac{\beta d_d}{D} = 2 \quad 4.2.9$$

Gde je:

d_d – Prečnik kapljice,

β – Koeficijent prenosa mase,

D – koeficijent difuzije supstance koja je prešla u gasnu fazu.

Ako se kap kreće u odnosu na medijum, a vrednost Rejnoldsovog broja $Re_d \leq 200$ može se koristiti Šervudov broj koji se računa pomoću sledećeg izraza:

$$Sh = 2 + 0,6Re_d^{0,5}Sc^{0,33} \quad 4.2.10$$

Pri čemu je:

$$Re_d = d_p u / \nu \quad 4.2.11$$

Gde je:

u – Brzina gasa u odnosu na kap tečnosti (m/s),

ν – Kinematski viskozitet gasa.

Brzina prenosa mase sa površine tečnog fima prilikom strujanja tečnosti sa unutrašnje površine cevi prema granici faza do gasne faze (isparavanje tečnosti) može se izračunati pomoću sledećeg empirijskog izraza:

$$Sh = \frac{\beta d}{D} = 0,023Re_d^{0,83}Sc^{0,44} \quad 4.2.12$$

Još jedan primer prenosa mase je difuzija supstance, na primer supstance A iz jednog medijuma koji se kreće u drugi preko granice faza. Ako se pretpostavi da nema nagle promene koncentracije na granici faza, tada je $C_{ABi} = C_{AEi}$, slika 4.3, a protok supstance A može se predstaviti izrazom:

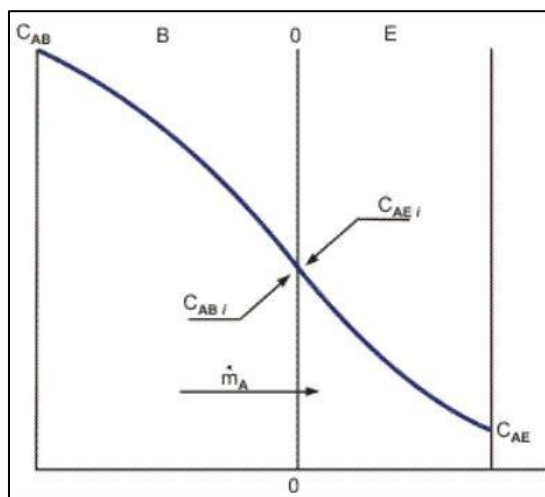
$$\dot{m} = \beta_{AB}\bar{M}_A(C_{AB} - C_{ABi}) = \beta_{AE}\bar{M}_A(C_{AEi} - C_{AE}) = K_A\bar{M}_A(C_{AB} - C_{AE}) \quad 4.2.13$$

Gde je:

β_{AB}, β_{AE} – Koeficijent prenosa mase substance A u medijume B i E,

K_A – Ukupni koeficijent prenosa mase,

C_A – Koncentracija supstance A.



Slika 4.3 – Prenos mase komponente A između medijuma B i E bez nagle promene koncentracije na graničnoj površini [26]

Pri čemu ukupni koeficijent prenosa mase, K_A jednak:

$$\frac{1}{K_A} = \frac{1}{\beta_{AB}} + \frac{1}{\beta_{AC}} \quad 4.2.14$$

U većini slučajeva, koncentracije supstance koja se prenosi iz jedne u drugu fazu nisu jednake na granici faza dva susedna medijuma. Na primer, ako je medijum B tečna faza, a medijum E gas, ravnoteža na granici faza može se opisati Henrijevim (Henry) zakonom na sledeći način:

$$\begin{aligned} \dot{m} &= \beta_{AB} \bar{M}_A (C_{AB} - C_{AB,i}) = \beta_{AE} \bar{M}_A (C_{AE,i} - C_{AE}) = K_B \bar{M}_A (C_{AB} - H \times C_{AE}) \\ &= K_E \bar{M}_A \left(\frac{C_{AB}}{H} - C_{AE} \right) \end{aligned} \quad 4.2.15$$

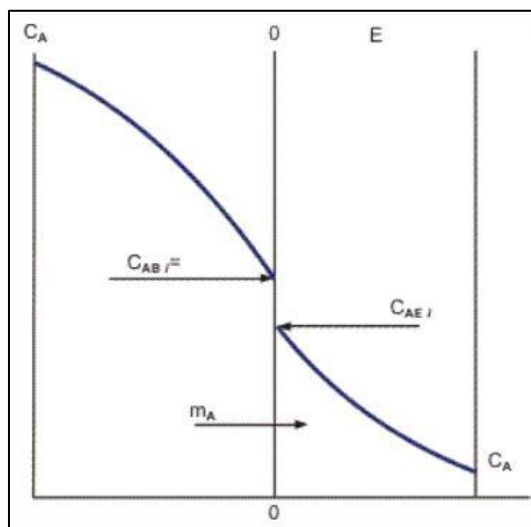
Gde je:

H – Henrijeva konstanta.

Pri čemu se ukupni koeficijent prenosa mase, K_B računa kao:

$$\frac{1}{K_B} = \frac{1}{\beta_{AB}} + \frac{H}{\beta_{AC}} = \frac{H}{K_E} \quad 4.2.16$$

Na slici 4.4 prikazan je prenos mase komponente A između medijuma B i E sa naglom promenom koncentracije na granici faza.



Slika 4.4 – Prenos mase komponente A između medijuma B i E sa naglom promenom koncentracije na graničnoj površini [26]

Prenos toplote i prenos mase u kombinaciji, predstavljaju veoma rasprostranjen fenomen, u procesnoj i hemijskoj industriji. Naročito u opremi koja obuhvata destilacione, absorpcione, adsorpcione kolone, ekstraktore, katalizatore [26].

4.2.1 Ravnoteža para-tečnost višekomponentnog sistema

Ravnoteža para - tečnost naziva se fazna ravnoteža. Pod pretpostavkom da u sistemu nema hemijskih ili elektrohemjskih procesa, nakon uspostavljanja fazne ravnoteže moraju biti zadovoljeni: nulti zakon termodinamike (termička ravnoteža), prvi zakon termodinamike (bilans materije i energije, kako po komponentama, tako i po fazama), i drugi zakon termodinamike (minimum Gibsove (Gibbs) energije, jednakost hemijskih potencijala svake od komponenata u svim fazama).

Ravnoteža tečnost - para u industrijskoj praksi najčešće se sreće pri različitim procesima razdvajanja smeša isparavanjem i kondenzacijom. Postupci isparavanja i kondenzacije ne

mogu se odvojiti jedan od drugoga, jer se u posmatranim sistemima ne uspostavlja statička, već (termo)dinamička ravnoteža, tj. neprestano isparavanje i kondenzacija.

Pri proračunu fazne ravnoteže para – tečnost, rešenje mora zadovoljavati sledeće uslove:

1. Temperatura sistema u ravnoteži je stalna, tj. temperatura pare (V) i tečnosti (L) u ravnoteži je jednaka.
2. Pritisak sistema u ravnoteži je konstantan, tj. pritisak pare i tečnosti u ravnoteži je jednak.
3. Hemijski potencijali (odnosno fugaciteti) svih komponenti su jednaki kako u pari tako i u tečnosti.
4. Mora biti zadovoljen bilans mase komponenti, kako u sistemu kao celini (z_i), tako i u pojedinim fazama, pari (y_i), odnosno tečnosti (x_i).

$$\sum z_i = 1 \quad 4.2.17$$

$$\sum y_i = 1 \quad 4.2.18$$

$$\sum x_i = 1 \quad 4.2.19$$

Postoji nekoliko pristupa u rešavanju problema fazne ravnoteže, a jedan od njih je preko jednakosti hemijskih potencijala [27-32].

Tečna faza višekomponentne smeše na temperaturi, (T), pritisku, (P), nalazi se u ravnoteži sa parnom fazom. Gibsova energija, (G), je funkcija količine svake pojedinačne komponente n_i u svakoj od faza na datom pritisku i temperaturi:

$$G = f(P, T, n_1, \dots, n_N) \quad 4.2.20$$

Gde je:

N – Ukupan broj komponenata.

Diferenciranjem datog izraza, dobija se promena ukupne Gibsove energije za posmatrani sistem:

$$dG = \left(\frac{\partial G}{\partial P}\right)_{T,n} dP + \left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_{P,n} dT + \sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial G}{\partial n_i}\right)_{P,T,n_{j \neq i}} dn_i \quad 4.2.21$$

Parcijalni izvod G , prema sastavu, definiše hemijski potencijal, (μ_i) :

$$\mu_i = \left(\frac{\partial G}{\partial n_i}\right)_{P,T,n_{j \neq i}} \quad 4.2.22$$

Pri konstantnom pritisku i temperaturi, jednačina 4.2.21 se može napisati kao:

$$dG = \sum_{i=1}^N \mu_i dn_i \quad 4.2.23$$

Hemijski potencijal za parnu i tečnu fazu može se predstaviti:

$$dG^V = \sum_{i=1}^N \mu_i^V dn_i^V \quad 4.2.24$$

$$dG^L = \sum_{i=1}^N \mu_i^L dn_i^L \quad 4.2.25$$

Oznake koje se pojavljuju u jednačinama 4.2.24 i 4.2.25 označavaju V – parnu fazu i L – tečnu fazu. Za ceo sistem, opšta jednačina ima oblik:

$$(dG^t)_{P,T} = 0 \quad 4.2.26$$

Gibsova energija za ceo sistem, jednaka je zbiru Gibsove energije svake pojedinačne faze:

$$(dG^t)_{P,T} = (dG^V)_{P,T} + (dG^L)_{P,T} = 0 \quad 4.2.27$$

$$(dG^t)_{P,T} = \sum_{i=1}^N \mu_i^V dn_i^V + \sum_{i=1}^N \mu_i^L dn_i^L = 0 \quad 4.2.28$$

Posmatrani sistem predstavlja zatvoreni sistem, za materijalni bilans se može upotrebiti sledeći izraz:

$$dn_i^V = -dn_i^L \quad 4.2.29$$

Ili preko izraza u kome konfiguriše hemijski potencijal kao:

$$\sum_{i=1}^N (\mu_i^V - \mu_i^L) dn_i^V \quad 4.2.30$$

Jednačina 4.2.29 može se smatrati tačnom jedino ako važi opšte pravilo da:

$$\mu_i^V = \mu_i^L, i = 1, 2 \dots, N \quad 4.2.31$$

U jednačini 4.2.31. prikazano je da hemijski potencijal komponente, (μ) „i“, na zadatom pritisku, (P) i temperaturi, (T) , mora biti jednak u obe faze.

Sa termodinamičkog aspekta, hemijski potencijal se može povezati sa fugacitetom preko Gibsove i Helmtcove energije. U inženjerskoj praksi, pri proračunu fazne ravnoteže, više se koristi termin fugacitet, (f) koji se definiše kao:

$$dG = RT d \ln f \quad 4.2.32$$

Primenom izraza za Gibsovu energiju za zatvoreni sistem, kao i izraza u kojem je temperatura konstantna, dobija se izraz u kojem figuriše zavisnost fugaciteta od pritiska:

$$\ln \left(\frac{f(P)}{f(P_{ref})} \right) = \int_{P_{ref}}^P \frac{V}{RT} dP \quad 4.2.33$$

Gde je:

P_{ref} – Referentni pritisak (Pa).

Definicija fugaciteta preko hemijskog potencijala, data je sledećim izrazom:

$$d\mu_i = RT d \ln f_i \quad 4.2.34$$

Predstavljeni izraz 4.2.34 može se napisati i za referentno stanje kao:

$$\mu_i = \mu_i^o + RT \ln f_i \quad 4.2.35$$

Gde je:

μ_i^o – Hemijski potencijal za referentno stanje.

Za ravnotežu para-tečnost, gde se obe faze nalaze na istoj temperaturi, kombinacijom prethodna dva izraza, dobija se opšti izraz za faznu ravnotežu preko fugaciteta:

$$f_i^V = f_i^L \quad 4.2.36$$

Da bi se pojednostavio proračun fazne ravnoteže, uvedeni su pojmovi koeficijenta fugaciteta za parnu i tečnu fazu:

$$f_i^V = y_i \varphi_i^V P \quad 4.37$$

$$f_i^L = x_i \varphi_i^L P \quad 4.38$$

Gde je:

φ_i^V – Koeficijent fugaciteta parne faze,

φ_i^L – Koeficijent fugaciteta tečne faze,

y_i – Molski udeo komponente „i“ u parnoj fazi,

x_i – Molski udeo komponente „i“ u tečnoj fazi.

Odnos udela parne i tečne faze, ili odnos ravnoteže para-tečnost definisan je kao konstanta fazne ravnoteže (K) i opisan je izrazom:

$$K_i = \frac{y_i}{x_i} \quad 4.2.39$$

Konstanta fazne ravnoteže zavisi od vrste komponente, pritiska i temperature. Kombinacijom izraza 4.2.37, 4.2.38 i 4.2.39 dobija se izraz za konstantu fazne ravnoteže preko koeficijenta fugaciteta kao:

$$K_i = \frac{y_i}{x_i} = \frac{\varphi_i^L}{\varphi_i^V} \quad 4.2.40$$

5. JEDNAČINA STANJA REALNOG GASA

Jedan od prvih koraka u opisivanju višefaznih sistema je izbor termodinamičkog modela, odnosno izbor jednačine stanja. Za istraživanje prikazano u disertaciji je korišćena Peng - Robinson (Peng - Robinson) jednačina stanja, koja se može primeniti u jednokomponentnim sistemima, za definisanje parcijalnog pritiska komponente i definisanje zapremisnog stanja, ali i u dvofaznim ili višefaznim sistema, za opisivanje faznog odnosa posmatranog termodinamičkog sistema. Pomenuta jednačina predstavlja unapređen model SRK (Soave-Redlich-Kwong) jednačine stanja, a najveću prednost, pokazuje u difinisanju gustine tečne faze [33-35]. Jednačina Peng - Robinsona može se prikazati sledećim jednačinama:

$$P = \frac{RT}{V_m - b} - \frac{a\alpha}{(V_m)^2 + 2bV_m - b^2} \quad 5.1$$

Gde su:

$$a = \frac{0.45724 \times R^2 T_c^2}{P_c} \quad 5.2$$

$$b = \frac{0.07780 \times R T_c}{P_c} \quad 5.3$$

$$a = (1 + (0.37464 + 1.54226\omega - 0.2699\omega^2)(1 - T_r^{0.5}))^2 \quad 5.4$$

$$T_r = \frac{T}{T_c} \quad 5.5$$

Gde je:

R – Univerzalna gasna konstanta (J/molK⁻¹),

T_c – Kritična temperatura (K),

T_r – Redukovana temperatura (K),

V_m – Molarna zapremina (m³/mol),

ω – Faktor acentričnosti¹,

P_c – Kritični pritisak (Pa).

6. ODREĐIVANJE PROFILA PRITISKA I TEMPERATURE U BUŠOTINI

Jedan od prvih teorijskih modela koji opisuje vertikalni tok jednofaznog fluida u cevi i profil temperature u funkciji dubine i vremenskog intervala predstavio je Ramije (Ramey). Proticanjem fluida vertikalno naviše kroz stub bušotine dolazi do razmene toplote sa zemljom zbog razlike između temperature samog fluida i temperature zemlje oko bušotinske zone. U radu je predstavljeno približno rešenje za procenu razmenjene količine toplote u stubu bušotine pri utiskivanju hladnijeg ili toplijeg fluida. Autor predlaže procenu temperature fluida u tubing-u i kezing-u u funkciji dubine i vremena.

¹ Faktor acentričnosti definisan je od strane Kenet Pitcera (Kenneth Pitzer) i predstavlja faktor koji obuhvata odstupanje molekula od idelanog sferičnog oblika.

Rešenje predstavlja matematički model koji je pogodan za dobijanje okvirnih rezultata [14].

Za tečnu fazu:

$$T_1(z, t) = aZ + b - aA + (T_0 + aA - b)e^{-z/A} \quad 6.1$$

Za gasovitu fazu:

$$T_1(z, t) = aZ + b - A\left(a + \frac{1}{778c}\right) + \left[T_0 - b + \left(a + \frac{1}{778c}\right)\right]e^{-z/A} \quad 6.2$$

Pri čemu se funkcija vremena, A , računa kao:

$$A = \frac{Wc[k + r_1Uf(t)]}{2\pi r_1Uk} \quad 6.3$$

Gde je:

T_1 – Temperatura u tubingu (K),

A – Funkcija vremena (m),

a – Geotermalni gradijent (K/m),

b – Površinska temperatura (K),

Z – Dubina merena od površine zemlje (m),

T_0 – Površinska temperatura fluida koji se utiskuje (K),

c – Specifična toplota na konstantnom pritisku fluida (J/kgK⁻¹),

W – Protok fluida koji se utiskuje (kg/d),

k – Toplotna provodljivost zemlje (W/mK⁻¹),

r_1 – Unutrašnji prečnik tubinga (m),

U – Koeficijent prolaza toplote između tubinga i kezinga (W/m²K⁻¹),

$f(t)$ – Bezdimenziona funkcija toplotne provodljivosti u zavisnosti od vremena.

Matematički izraz bazira se na pretpostavci da je razmena toplote u stubu bušotine stacionarna dok se razmena toplote sa okolinom – zemljom smatra nestacionarnom razmenom toplote. Prikazani matematički model može se koristiti i za druge probleme razmene toplote u bušotinama. Kao dodatak matematičkom modelu, uz ovaj rad dat je i

prikaz merenih rezultata kao dokaz da matematički model verodostojno opisuje ponašanje razmene toplote u stubu bušotine.

Metodu za proračun profila temperature u gasnim bušotinama opisao je i Boldisar (Boldizsar) 1958. godine. Kao i većina radova iz ove naučne oblasti, i ovaj je baziran na nekim prethodnim metodama i pretpostavkama uz određene dodatke. Boldisar je u svom radu dao osvrt i na vrstu medijuma sa kojom dolazi do razmene toplote sa strane kezinga i okoline i samim tim promenama koeficijenta prelaza toplote [36].

$$\tau = T_L - T_R = \frac{Vc\sigma}{KF} [1 - \exp(-KFz/Vc)] \quad 6.4$$

Gde je:

T_L – Temperatura tečne faze (°C),

T_R – Temperatura okoline-zemlje (°C),

V – Protok nezavisan od vremenskog intervala (cm³/s),

K – Koeficijent toplotne provodljivosti (J/s°C⁻¹),

σ – Gradijent temperature (°C/km),

F – Funkcija promene temperature okoline u vremenu (°C/km),

c – Specifična toplota tečne faze po jedinici zapremine.

Radživ Sagar (Rajiv Sagar) je sa svojim saradnicima radio na proširivanju Remijevo matematičkog modela. Sagar je u svom radu predstavio jednostavan model pomoću kojeg je moguće predvideti profil temperature u stubu bušotine pri dvofaznom protoku. Ovaj model napravljen je na osnovu eksperimenata dobijenih iz 392 bušotine, sa pretpostavkom da je razmena toplote u stubu bušotine stacionarni proces. Poređenjem izračunatih i merenih vrednosti, model se u tom trenutku smatrao kao pouzdan. Model je baziran na osnovnim termodinamičkim principima na osnovu kojih se radi proračun profila temperature u bušotini. Za pomenuti model i potrebe proračuna neophodno je bilo uključiti Džul - Tomsonov (Joule - Thomson) efekat, sastav fluida u bušotini, kao i gradijent pritiska u stubu bušotine. Da bi se model uprostito, proračun Džul - Tomsonovog efekta i količina kinetičke energije zamenjeni su korelacijom koja je uspostavljena na osnovu eksperimentalnih merenja [37].

$$T_f = T_e - \frac{g \sin \theta}{g_c J c_{pm} A} + \frac{F_c}{A} + \frac{g_G \sin \theta}{A} + e^{-A(L-L_{in})} (T_{fin} - T_{ein} + \frac{g \sin \theta}{g_c J c_{pm} A} - \frac{F_c}{A} - \frac{g_G \sin \theta}{A}) \quad 6.5$$

Gde je:

- g – Gravitaciona konstanta (m/s^2),
- g_c – Faktor konverzije ($kg \cdot m / N \cdot s^2$),
- T_f – Temperatura fluida (K),
- c_{pm} – Specifični toplotni kapacitet smeše (J/kgK^{-1}),
- J – Mehanička energija, ekvivalentna toplotnoj (J),
- θ – Ugao nagiba ($^\circ$),
- A – Koeficijent (m^{-1}),
- F_c – Korekcionni faktor, bezdimenzioni,
- g_G – Temperaturni gradijent (K/m),
- L – Dubina bušotine od perforacije (m),
- L_{in} – Dubina bušotine od perforacije do glave bušotine (m).

Jedinstveni model za proračun profila temperature u stubu bušotine, uz metodu pomoću koje se procenjuje uticaj Džul - Tomsonovog efekta, u svom radu prikazao je Ibere Alveš sa saradnicima (Ibere Alves). U pomenutom radu se predstavlja jednačina za proračun temperaturnog profila u stubu bušotine primenljiva u vertikalnim i kosim bušotinama. Jednačina se jednim svojim delom zasniva na Remijeovoj jednačini za proračun temperaturnog profila u stubu bušotine [38].

$$T = (T_{ei} - g_e L \sin \theta) + (T_i - T_{ei} \exp\left(-\frac{L}{A}\right) + g_e A) \times \sin \theta \left[1 - \exp\left(-\frac{L}{A}\right)\right] + \frac{1}{\rho c_p} \frac{dp}{dL} \Phi / A \left[1 - \exp\left(-\frac{L}{A}\right)\right] \quad 6.6$$

Gde je:

- A – Dužina na kojoj dolazi do razmene toplote (m),
- T_{ei} – Temperatura okoline na početku cevi ($^\circ C$),

- T_e – Temperatura okoline ($^{\circ}\text{C}$),
 θ – Ugao nagiba ($^{\circ}$),
 T_i – Temperatura fluida na početku cevi ($^{\circ}\text{C}$),
 L – Dužina (m),
 g_e – Temperaturni gradijent zemlje ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$),
 g – Gravitaciona konstanta (m/s^2),
 ρ – Gustina (kg/m^3),
 Φ – Bezdimenzioni korekcioni faktor.

Analitički model za proračun temperaturnog profila u tubingu, bušećim šipkama i kezingu, u funkciji dubine bušotine predstavili su Hasan i Kabir (Hasan i Kabir) u svom radu. Model je zasnovan na bilansu energije koju hladniji fluid predaje toplijem i obrnuto. Hladniji gas-lift gas koji se kreće sa glave bušotine ka dnu, kroz kezing, prima toplotu od strane toplijeg ležišnog fluida koji se kreće sa dna bušotine ka glavi. Model je postavljen na osnovu pretpostavke da je razmena toplote za fluid u tubingu nestacionarni proces, dok je razmena toplote u kezingu stacionarni proces. Predstavljeni matematički model verifikovan je poređenjem sa eksperimentalnim merenjima sa kojima je dao dobra poklapanja [39, 15].

$$T_t = \alpha e^{\lambda_1 z} + \beta e^{\lambda_2 z} + g_G z + B'' g_G + T_{es} \quad 6.7$$

$$T_a = T_t - B' \frac{dT_t}{dz} = (1 - \lambda_1 B') \alpha e^{\lambda_1 z} + (1 - \lambda_2 B') \beta e^{\lambda_2 z} + g_G (B'' - B') + g_G z + T_{es} \quad 6.8$$

Gde je:

- α, β – Bezdimenzioni koeficijent,
 T_t – Temperatura fluida u tubingu (K),
 T_{es} – Površinska temperatura zemlje (K),
 T_a – Temperatura u kezingu (K),
 z – Vertikalna dubina (m),

g_G – Geotermalni gradijent (K/m).

Pomenuta dva autora nastavljaju svoje istraživanje na temu profila temperature u stubu bušotine. U radu iz 2012. godine predstavljaju unapređen model, kojim rešavaju probleme iz realnih situacija sa terena. Pomoću merenih podataka sa terena i izračunatih vrednosti, dokazuju da se model može uspešno primenjivati kako u prevenciji tako i u dijagnostici problema koje temperaturni profil u stubu bušotine može prouzrokovati [40]. Kabir i Hasan nastavljaju svoja istraživanja za predviđanje profila pritiska i temperature u stubu vertikalne bušotine za dvofazne protoke, naftu i gas [41].

$$\frac{dp}{dz} = \left(\frac{dp}{dz}\right)_H + \left(\frac{dp}{dz}\right)_F + \left(\frac{dp}{dz}\right)_A = \left(\frac{g}{g_c}\right)\rho_m + \frac{2f_m v_m^2 \rho_m}{g_c D} + \rho_m v_m \frac{dv_m}{dz} \quad 6.9$$

Gde je:

$\frac{dp}{dz}$ – Gradijent pritiska (kPa),

g_c – Konverzioni faktor (kg-m/Ns²),

ρ_m – Gustina smeše (kg/m³),

v_m – Superkritična brzina smeše (m/s),

g – Gravitaciono ubrzanje (m/s²),

D – Prečnik cevi (m),

f_m – Fanningov koeficijent trenja (m/s²).

Efekat temperature utisnutog gas-lift gasa na profil pritiska u tubingu i temperaturu fluida nakon protoka gasa kroz gas-lift ventil, ispitivao je i u svom radu opisao je Bertovic (Bertovic) sa saradnicima, a nakon njega i Faustinieli i Doti (Faustinelli i Doty) koji, uz profile temperature i pritiska, u modelovanje uključuju i profile protoka fluida [42-43]. Matematički model, koji se sastoji od sistema diferencijalnih jednačina, kojima se opisuje distribucija temperature i pritiska u gasnoj bušotini, na osnovu odnosa faza, prenosa mase i energije, opisan je u radu autora Zao i Ksu (Zhao i Xu) [44]. Predloženi numerički model može se primeniti kako za vertikalne tako i za kose bušotine. U radu je detaljnije prikazan i način prenosa toplote kroz stub bušotine na osnovu kojeg su pomenuti autori definisali matematički model.

Oktavio Kazarez-Kandia i Mario Vasquez-Kruz (Octavio Cazares-Candia, Mario Vasquez-Cruz) u svom radu iz 2005. godine, predstavljaju matematički model, koji se može koristiti za određivanje profila temperature, pritiska, kao i brzine kretanja fluida u stubu bušotine u funkciji vremena. Matematički model uzima u obzir prenos mase i energije i zasniva se na metodi krajnjih razlika u količinama. Termodinamička svojstva fluida procenjena su na osnovu analiza ponašanja fluida za različite pritiske i temperature (PVT). Uz matematički model, opisan je i uticaj Džul - Tomsonovog efekta na profil pritiska i temperature u stubu bušotine. Model se sastoji od sistema matrica koji se rešava po tačno utvrđenoj proceduri, od osam koraka [45].

Profil pritiska i temperature u zavisnosti od dubine naftne ili gasne bušotine, tema su brojnih naučnih radova. Hagurt (Hagoort) u svom radu predstavlja jednostavan analitički model baziran na Bernulijevoj (Bernoulli) jednačini koji u obzir uzima tri bezdimenziona koeficijenta na osnovu kojih obuhvata gubitak toplote usled gravitacije, trenja i temperaturni gradijent zemlje. Model je predstavljao pouzdano rešenje za proračun temperaturnog gradijenta u stubu bušotine kod uniformnih tubinga [46]. Zamani (Zamani) je sa grupom saradnika predstavio model za predviđanje temperaturnog gradijenta u stubu bušotine, koji je zasnovan na eksperimentalnim podacima dobijenim sa naftnog polja u Iraku [47].

$$\frac{dT_t}{dZ} = \frac{(W)_{a,l}}{W_t \Delta Z} (T_{a,l} - T_t) + \eta_m \left(\frac{dP_t}{dZ} \right) - \frac{g \sin \theta}{(C_{pm})_t} - \frac{2\pi R_{ti}(1 - \gamma)U_{ta}(T_t - T_a)}{(WC_{pm})_t} \quad 6.10$$

Gde je:

$\frac{dT_t}{dZ}$ – Gradijent temperature u tubingu (K),

W_a – Maseni protok kroz kezing (kg/s),

W_t – Maseni protok kroz tubing (kg/s),

W – Ukupni maseni protok (kg/s),

U_{ta} – Koeficijent prelaza toplote između tubinga i kezinga (W/m^2K^{-1}),

T_t – Temperatura u tubingu (K),

T_a – Temperatura u kezingu (K).

Prvi član sa desne strane jednačine obuhvata uticaj energije koju fluid donosi iz rezervoara u bušotinsku zonu, drugi član obuhvata uticaj Džul - Tomsonovog efekta, treći

član uzima u obzir promenu temperature u zavisnosti od promene potencijalne energije, dok četvrti član obuhvata razmenu toplote između fluida u stubu bušotine i okoline.

Krajem XX veka, dolazi do značajnog razvoja softvera i primene neuronskih mreža u naftnoj industriji. Došlo je do razvoja velikog broja modela, za proračun profila temperature-pritiska u stubu bušotine. Ovakve model bilo je moguće rešiti samo sa naprednim poznavanjem neuronskih mreža i iz tog razloga još uvek nemaju široku primenu u inženjerskoj praksi. Jedan od takvih modela predstavio je Farsad (Farshad) sa svojim saradnicima na naučnoj konferenciji u Karakasu 1991. godine [48].

U prisustvu višefaznog fluida, odnosno fluida koji obuhvata gas, naftu i vodu, modeli su postali značajno složeniji, jer se pri proračunu temperature i pritiska, uzimaju u obzir fizička svojstva i gasne i tečne faze. Modelovanje i simulacija višefaznih višekomponentnih sistema, predstavlja izazov čak i u stacionarnom režimu, što je opisano u velikom broju naučnih radova koji se bave modelovanjem i optimizacijom višefaznih sistema [49-51].

6.1 Proračun pada pritiska u vertikalnom cevovodu

Za proračun pada pritiska u vertikalnom cevovodu koristi se veliki broj jednačina složenosti sistema, prisustva više faza i komponenata, uticaja pritiska i temperature na oblik protoka i promenu faznih odnosa. U ovom poglavlju biće predstavljen kratak pregled najčešće korišćenih relacija za proračun pada pritiska u vertikalnom cevovodu za višefazni fluid [52].

Kao jedna od prvih relacija za proračun pada pritiska u stubu bušotine, kao i bušotina koje rade u gas-liftu, pominje se relacija Poetmana i Karpentera (Poettmann – Carpenter), objavljena davne 1952. godine. Relacija je bazirana na eksperimentalnim podacima dobijenim na uzorku od 49 bušotina [53].

$$\frac{dP}{dh} = \rho + K\rho \quad 6.1.1$$

$$K = \frac{fQ^2M^2}{7,413 \times 10^{10}\rho^2D^2} \quad 6.1.2$$

Gde je:

ρ – Gustina na posmatranom pritisku (kg/m^3),

f – Bezdimenzioni koeficijent (čita se sa grafika),

Q – Zapreminski protok nafte (m³/d),

M – Ukupna masa gasa, nafte i vode (kg),

D – Unutrašnji prečnik tubinga (m).

Dans i Ros (Duns i Ros) su 1963. godine predstavili relaciju za proračun pada pritiska uz koju je predstavljena i mapa oblika protoka, koja je podeljena u tri regije. Da bi se odredio ukupan pad pritiska, potrebno je odrediti oblik protoka, a zatim izračunati statički pad pritiska i pad pritiska usled trenja (za određenu regiju u mapi oblika protoka [54].

Statčki pritisak:

$$\left(\frac{dP}{dh}\right)_{st} = \varepsilon_l \rho_l g + (1 - \varepsilon_l) \rho_g g f_w = f_1 \frac{f_2}{f_3} \quad 6.1.3$$

Pad pritiska usled trenja - regija I-II:

$$\left(\frac{dP}{dh}\right)_{fr} = 4f_w \frac{\rho_l V_{sl}^2}{2D} \left(1 + \frac{V_{sg}}{V_{sl}}\right) \quad 6.1.4$$

$$f_w = f_1 \frac{f_2}{f_3} \quad 6.1.5$$

Pad pritiska usled trenja – regija III:

$$\left(\frac{dP}{dh}\right)_{fr} = 4f_w \frac{\rho_g V_{sg}^2}{2D} \quad 6.1.6$$

Gde je:

ε_l – Faktor zaostajanja tečne faze, čita se iz grafika (u zapreminskim udelima),

ρ_l – Gustina tečne faze (g/cm³),

ρ_g – Gustina gasne faze (g/cm³),

V_{sg} – Površinska brzina gasne faze (cm/s),

V_{sl} – Površinska brzina tečne faze (cm/s),

D – Unutrašnji prečnik cevi (cm),

f_1, f_2, f_3 – Bezdimenzioni koeficijenti.

Na relacijama za proračun pada pritiska nastavili su zatim da rade Hagedorn i Braun (Hagedorn-Brown), koji su 1965. godine predstavili svoju relaciju. Relacija je zasnovana na eksperimentalnim podacima, a zatim ekstrapolacijom preneti sa cevi manjeg prečnika na cevi većeg prečnika. Ova relacija se pokazala pogodnom za inženjerske proračune [55]. Orkiževski (Orkiszewski) je 1967. godine predstavio matematičku relaciju koja nije bila u potpunosti usklađena sa tadašnjim shvatanjima oblika protoka, i to u mehurastom² i klinastom obliku protoka [56]. Iako je obuhvatala sve oblike protoka, jednačina nije bila potpuno testirana za penasti i magličast oblik protoka [57].

$$\Delta P_k = \left[\frac{1}{144} \frac{\bar{\rho} \times 1,601846 + \tau_f}{1 - w_t \times 0,453592 q_g \times 0,0283168 / 4,367 \times A_p^2 \bar{p} \times 6,894757} \right]_k \Delta D_k \quad 6.1.7$$

Gde je:

$\bar{\rho}$ – Srednja vrednost gustine fluida (kg/m³),

ΔP – Pad pritiska (Pa),

\bar{p} – Srednja vrednost pritiska (kPa),

w_t – Maseni protok fluida (kg/s),

τ_f – Koeficijent trenja (kg/m²/m),

A_p – Poprečni presek cevi (m²),

D – Dubina bušotine (m),

q_g – Zapreminski protok gasa (m³/s),

k – Broj ispitivanog cevnog segmenta-inkrementa.

² Nazivi za oblike-režime protoka u vertikalnim cevima preuzeti iz: M. Jarić, Dvofazni tokovi u horizontalnim i vertikalnim cevima, Procesna Tehnika, (2009). [56]

U svojoj relaciji, Orkiževski se poslužio mapom za oblike protoka koju su u svom radu predstavili Grifit i Valis (Griffith - Wallis) [58]. Espanol (Espanol) je sa grupom autora izvršio još jedno testiranje relacija na 44 bušotine i publikovao rezultate koji su potvrdili rezultate dobijene u eksperimentu Orkiževskog [59]. Nastavak istraživanja uticaja oblika protoka na pad pritiska publikovan je 1971. godine od strane Aziza, Fortemsa i Setarija (Aziz, Fortems, Settari) [60].

U nastavku pregleda literature biće detaljno predstavljene samo relacije za proticanje fluida kroz vertikalne i kose cevi koje su inkorporirane u Aspen HYSYS softveru i sa kojima su dobijena dobra poklapanja sa merenim rezultatima predstavljenim u ovom radu [61-71].

6.1.1 Begs i Brill (Beggs-Brill)

Jednačina za proračun pada pritiska i oblika - režima protoka predstavljena od strane Begsa i Brila 1973. godine, zatim unapređena 1979. godine, primenjiva je za: horizontalne, vertikalne i kose cevovode. Jednačina Begsa i Brila obuhvata pad pritiska usled trenja i hidrostatičku promenu pritiska. Prvi deo jednačine obuhvata određivanje oblika protoka, zadržavanje tečne faze, zatim proračun gustine tečne i gasne faze, uz koju se, zajedno sa oblikom protoka, određuje hidrostatički pad pritiska. Proračun koeficijenta trenja višefaznog fluida zasniva se na ulaznom odnosu gasne i tečne faze i Fanningovom koeficijentu trenja. U nastavku poglavlja, data su detaljnija objašnjenja proračuna pada pritiska pomoću jednačine Begs i Brila [72]:

Da bi se odredio pad pritiska pomoću jednačine Begs-Brila, potrebno je proračunati koeficijent trenja dvofaznog fluida, (f_{TP}) i faktora zaostajanja tečne faze, (H_L). U domaćoj literaturi za faktor zaostajanja tečne faze koristi se još i engleski izraz - hold up, i u nastavku teksta će se koristiti pomenuti engleski izraz. Nakon nekoliko pokušaja, otkrivena je zavisnost između zaostajanja tečne faze, protoka, prečnika cevovoda i ugla nagiba cevovoda koja se može predstaviti kao:

$$\frac{H_L(\theta)}{H_L(0)} = \psi \tag{6.1.8}$$

Gde je:

$H_L(\theta)$ – Faktor zaostajanja tečne faze za cevovod pod nagibom θ ,

$H_L(0)$ – Faktor zaostajanja tečne faze za horizontalni cevovod,

ψ – Korekcionni faktor za nagib cevovoda.

Pored grafičke metode, korekcionni faktor za nagib cevovoda, (ψ), moguće je odrediti i preko sledeće relacije:

$$\psi = 1 + C(\sin \Phi - 1/3 \sin^3 \Phi) \quad 6.1.9$$

Gde se Φ računa kao:

$$\Phi = 1,8\theta \quad 6.1.10$$

Gde C predstavlja korekcionni faktor, koji zavisi od udela tečne faze, Frudovog broja i brzine tečne faze. Da bi se odredio faktor C, prvo su režimi protoka podeljeni u tri kategorije: klinast/komadni-slojevit, talasast - prelazni, mehurast - dispergovan [73]. Zatim su za svaki od ova tri oblika protoka (u horizontalnoj cevi) određene jednačine za proračun faktora zaostajanja tečne faze - hold up za sva tri oblika protoka i one glase:

Slojevit oblik protoka:

$$H_L(0) = \frac{0,98\lambda^{0.4846}}{N_{FR}^{0.0868}} \quad 6.1.11$$

Prelazni oblik protoka:

$$H_L(0) = \frac{0,845\lambda^{0.5351}}{N_{FR}^{0.0173}} \quad 6.1.12$$

Dispergovan oblik protoka:

$$H_L(0) = \frac{1,065\lambda^{0.5824}}{N_{FR}^{0.0609}} \quad 6.1.13$$

Gde je:

$\lambda = q_L/(q_L + q_g)$ – Zapreminski udeo tečne faze na početku cevovoda,

N_{FR} – Frudov broj.

Nakon proračuna faktora zaostajanja tečne faze za horizontalni cevovod, sledi proračun faktora C. Proračun faktora C zavisi od oblika protoka i nagiba cevovoda.

Za slojevit oblik protoka i pozivitan nagib cevovoda:

$$C_{+=} = (1 - \lambda) \ln \left[\frac{0,011 N_{LV}^{3,539}}{\lambda^{3,768} N_{FR}^{1,614}} \right] \quad 6.1.14$$

Za prelazni oblik protoka i pozivitan nagib cevovoda:

$$C_{+=} = (1 - \lambda) \ln \left[\frac{2,96 \lambda^{0,305} N_{FR}^{0,0978} N_{LV}^{3,539}}{N_{LV}^{0,4473}} \right] \quad 6.1.15$$

Za dispergovan oblik protoka i pozivitan nagib cevovoda:

$$C_{+=} = 0 \quad 6.1.16$$

Brzina tečne faze, N_{LV} računa se preko sledeće jednačine:

$$N_{LV} = \frac{q_L}{A_p} \left(\frac{\rho_L}{g\sigma} \right)^{0,25} \quad 6.1.17$$

Gde je:

q_L – Zapreminski udeo tečne faze,

A_p – Površina cevi (mm^2),

ρ_L – Gustina tečne faze (kg/m^3),

g – Gravitaciono ubrzanje (m/s^2),

σ – Površinski napon tečnosti (N/m).

Proračun faktora C za negativan nagib cevovoda predstavljen je sledećom jednačinom i može se koristiti za sve oblike protoka u horizontalnom cevovodu:

$$C_{-} = (1 - \lambda) \ln \left[\frac{4,7 N_{LV}^{0,1244}}{\lambda^{0,3692} N_{FR}^{0,5056}} \right] \quad 6.1.18$$

Nakon izračunavanja $H_L(0)$ i faktora C moguće je odrediti i vrednost faktora zaostajanja tečne faze za bilo koji nagib cevovoda, $H_L(\theta)$ na sledeći način:

$$H_L(\theta) = H_L(0)\{1 + C[\sin(1,8\theta) - 1/3 \sin^3(1,8\theta)]\} \quad 6.1.19$$

Sledi proračun koeficijenta trenja dvofaznog fluida, f_{tp} :

$$f_{tp} = \left[\frac{dp}{dZ} \left(1 - \frac{\rho_{tp} v_m v_{sg}}{g_c p} \right) - \frac{g}{g_c} \sin \theta \rho_{tp} \right] \frac{2g_c d}{G_m v_m} \quad 6.1.20$$

Gde je:

ρ_{tp} – Gustina dvofazne smeše (kg/m^3),

g_c – Gravitaciona konstanta (m/s^2),

v_m – Brzina smeše (m/s),

v_{sg} – Površinska brzina gasne faze (m/s),

d – Prečnik cevi (mm),

$G_m = G_G + G_L$ – Fluks smeše izražen preko masenog protoka (kg/sm^2).

Gustina dvofazne smeše, (ρ_{tp}), izračunava se preko sledeće jednačine:

$$\rho_{tp} = \rho_L H_L + \rho_g (1 - H_L) \quad 6.1.21$$

Dok se brzina smeše računa na sledeći način:

$$v_m = (q_L + q_G)/A_p \quad 6.1.22$$

Da bi se odredio koeficijent trenja dvofaznog fluida, prvo je potrebno odrediti koeficijent trenja bez klizanja (no slip), f_{ns} . Ovu vrednost moguće je pročitati iz Mudijevog (Moody) dijagrama za glatke cevi, dok se kod hrapavih cevi određuje preko sledeće jednačine:

$$f_{ns} = \left[2 \log \left(\frac{N_{Re ns}}{4,5223 \log N_{Re ns} - 3,8215} \right) \right]^{-2} \quad 6.1.23$$

Rejnoldsov broj za protok fluida bez klizanja, ($N_{Re ns}$), računa preko sledeće formule:

$$N_{Rens} = \frac{G_m d}{\mu_L \lambda + \mu_g (1 - \lambda)} \quad 6.1.24$$

Gde je:

μ_L – Viskozitet tečne faze (Pas),
 μ_g – Viskozitet gasne faze (Pas).

Odnos koeficijenta trenja dvofazne smeše i koeficijenta trenja bez klizanja predstavljen je sledećim izrazom:

$$\frac{f_{tp}}{f_{ns}} = e^S \quad 6.1.25$$

Pri čemu se koeficijent S, računa preko sledeće jednačine:

$$S = [\ln(y)] / \{-0,0523 + 3,182 \ln(y) - 0,8725 [\ln(y)]^2 + 0,01853 [\ln(y)]^4\} \quad 6.1.26$$

Gde se y računa kao:

$$y = \frac{\lambda}{[H_L(\theta)]^2} \quad 6.1.27$$

Kao poslednji korak, data je jednačina za proračun pada pritiska dvofaznog fluida:

$$-\frac{dp}{dZ} = \frac{\frac{g}{g_c} \sin \theta [\rho_L H_L + \rho_g (1 - H_L)] + \frac{f_{tp} G_m v_m}{2 g_c d}}{1 - \frac{[\rho_L H_L + \rho_g (1 - H_L)] v_m v_{sg}}{g_c p}} \quad 6.1.28$$

6.1.2 Hagedorn i Braun (Hagedorn-Brown)

Jednačina Hagedorna i Brauna zasnovana je na eksperimentalnim podacima dobijenim iz bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu. U toku eksperimentalnih istraživanja, u bušotini dubine oko 500 (m) variran je prečnik tubinga, kao i količine utisnutog gasa, tj. odnos gasne i tečne faze u zbirnom fluidu. U toku testiranja, bušotina je bila opremljena

senzorima sa kojih su se očitavali rezultati i upoređivali sa onim dobijenim računskim putem [55].

Proračun pada pritiska u funkciji dubine, $(\frac{\Delta p}{\Delta h})$, predstavljen je sledećom jednačinom³:

$$144 \frac{\Delta p}{\Delta h} = \bar{\rho}_m \times 1,601846 + \frac{f q_L^2 (M \times 1,601846)^2}{2,9652 \times 10^{11} D^5 \bar{\rho}_m \times 1,601846} + \bar{\rho}_m \times 1,601846 \frac{\Delta(\frac{v_m^2}{2g_c})}{\Delta h} \quad 6.1.29$$

Srednja gustina smeše, $(\bar{\rho}_m)$, računa se pomoću sledeće jednačine:

$$\bar{\rho}_m = \bar{\rho}_L \times 1,601846 H_L + \bar{\rho}_g \times 1,601846 (1 - H_L) \quad 6.1.30$$

Gde je:

M – Masa po jedinici zapremine (kg/m^3),

D – Prečnik cevi (m),

$\bar{\rho}_m$ – Srednja vrednost gustine smeše (kg/m^3),

$\bar{\rho}_L$ – Srednja vrednost gustine tečne faze (kg/m^3),

$\bar{\rho}_g$ – Srednja vrednost gustine gasne faze (kg/m^3).

Da bi se rešila jednačina 6.1.29, kao i u ranije predstavljenoj jednačini Begsa i Brila, potrebno je odrediti koeficijent trenja, (f) , i hold up, (H_L) . Jednačina 6.1.29 rešava se tako što se fiksira jedan od dva pomenuta parametra, na primer koeficijent trenja, a zatim se faktor zaostajanja tečne faze odredi eksperimentalno, te se izračuna tačna vrednost koeficijenta trenja. Za prvu iteraciju, koeficijent trenja moguće je pročitati sa Moodijevog dijagrama ili odrediti pomoću sledeće jednačine:

$$f = \frac{2gD\Delta W_f}{\bar{v}^2 \times \Delta h} \quad 6.1.31$$

Gde je:

³ Detaljno izvođenje jednačine proračuna pada pritiska u funkciji dubine bušotine predstavljeno je u radu Hagedorna i Brauna iz 1973. godine [55].

ΔW_f - Ireverzibilni gubitak energije (m),

\bar{v} – Srednja brzina na trenutnim uslovima (m/s).

Grafički se koeficijent trenja, u većini slučajeva predstavlja kao funkcija Rejnoldsovog broja i relativne hrapavosti, (ε/D) .

Rejnoldsov broj za smešu, $(N_{Re})_{TP}$, gas-tečnost, računa se pomoću sledeće jednačine:

$$(N_{Re})_{TP} = C_1 \frac{v_m \rho_m D}{\mu_m} \quad 6.1.32$$

Gde se brzina smeše, (v_m) , računa preko sledeće formule:

$$v_m = \frac{C_2 q_L + C_3 q_G}{A_t \times 0,3048} = v_{SL} + v_{SG} \quad 6.1.33$$

Dok se gustina smeše, (ρ_m) , izračunava kao:

$$\rho_m = \rho_L H_L + \rho_G (1 - H_L) \quad 6.1.34$$

A zatim i viskozitet smeše, (μ_m) , kao [74]:

$$\mu_m = x\mu_1 + (1 - x)\mu_2 \text{ ili kao } \mu_m = \mu_1^x \mu_2^{1-x} \quad 6.1.35$$

Gde je:

C_1, C_2, C_3 - Bezdimenzioni koeficijenti (uzima u obzir viskozitet tečnosti), dobija se eksperimentalno i predstavljaju konstante konverzije za dimenzijsku saglasnost,

A_t – Poprečni presek tubinga (m^2),

v_{SL} – Površinska brzina tečne faze (m/s),

v_{SG} – Površinska brzina gasne faze (m/s),

q_L – Ukupna količina proizvedene tečnosti (m^3/d),

q_G – Ukupna količina proizvedenog gasa (m^3/d),

x – Zapreminski udeo komponente,

$\mu_1(\mu_L)$ – Viskozitet tečnosti (cP),

$\mu_2(\mu_g)$ – Viskozitet gasa (cP).

Kombinacijom jednačina od 6.1.33 do 6.1.35 dobija se konačna jednačina za proračun Reynoldsovog broja za dvofaznu smešu (gas-tečnost) koja glasi:

$$(N_{Re})_{TP} = \frac{C_1 D}{\mu_L^{H_L} \mu_G^{1-H_L}} [\rho_L H_L + \rho_G (1 - H_L)] \frac{(C_2 q_L + C_3 q_G)}{A_t} \quad 6.1.36$$

Postavljanjem graničnih vrednosti u jednačini za proračun Reynoldsovog broja smeše, $H_L \rightarrow 0$, $q_L \rightarrow 0$ i $H_L \rightarrow 1$, $q_G \rightarrow 0$ i eliminacijom koeficijenta za dimenzijsku analizu, jednačinu 6.1.36 moguće je svesti na jednofazni fluid i ona dobija oblik:

$$(N_{Re})_{TP} = 2,2 \times 10^{-2} \frac{q_L M}{D \mu_L^{H_L} \mu_G^{1-H_L}} \quad 6.1.37$$

Nakon niza eksperimenata, Hagedorn i Braun predstavili su seriju jednačina za proračun 4 bezdimenziona faktora, koji su dobijeni dimenzionom analizom dobijenih rezultata, koji konfiguriraju u proračunu faktora zaostajanja tečne faze, (H_L) [55]:

Faktor brzine tečne faze, (N_{LV}), izračunava se preko sledeće jednačine:

$$N_{LV} = 1,938 \times v_{SL} \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\sigma}} \quad 6.1.38$$

Gde je:

σ – Površinski napon (N/m).

Faktor brzine gasne faze, (N_{GV}), računa se preko sledeće jednačine:

$$N_{LV} = 1,938 \times v_{GV} \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\sigma}} \quad 6.1.39$$

Faktor prečnika cevi, (N_D), se računa kao:

$$N_D = 120,872 \times D \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\sigma}} \quad 6.1.40$$

Faktor viskoziteta tečne faze, (N_L), dobija se iz sledeće jednačine:

$$N_L = 0,15726 \times \mu_L \sqrt[4]{\frac{1}{\rho_l \sigma^3}} \quad 6.1.41$$

Nakon proračuna 4 bezdimenziona koeficijenta, sledi konačna jednačina za proračun faktora zaostajanja tečne faze i ona glasi:

$$H_L = \left(\frac{N_{LV}}{N_{GV}^{0,575}} \right) \left(\frac{p}{p_a} \right)^{0,1} \frac{CN_L}{N_D} \quad 6.1.42$$

Gde je:

- $\left(\frac{p}{p_a} \right)$ – Bezdimenzioni faktor koji obuhvata uticaoj nivoa fluida u stubu bušotine,
- CN_L – Korigovana vrednost faktora viskoziteta za koeficijent viskoziteta C , dobija se grafičkim putem (grafik dat u prilogu).

Da bi se izračunao pad pritiska u stubu bušotine, u funkciji dubine, potrebno je rešiti jednačinu 6.1.29. Desna strana jednačine predstavlja funkciju dubine (dužine), na kojoj se računa pad pritiska. Ako je moguće utvrditi da je pad pritiska usled gubitka kinetičke energije zanemarljiv, rešenje jednačine se značajno pojednostavljuje. U suprotnom rešenje jednačine se svodi na dupli iterativni postupak.

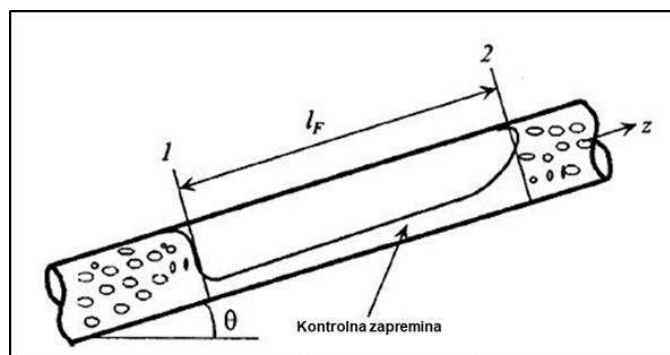
Detaljni postupak proračuna pada pritiska metodom Hagedorn i Braun dat je u prilogu E.

6.1.3 Talsa 3 Faze (Tulsa 3 Phase)

Relacija razvijena na Univerzitetu Talsa (The Univeristy of Tulsa, TU), predstavlja jedinstveni model za hidrodinamički proračun kojim je moguće predvideti oblike protoka, pad pritiska, hold up, čak i karakteristike klinastog protoka (porcije tečnosti u toku strujanja fluida kroz cevovod, za koju će se u nastavku teksta koristiti termin usvojen iz engleskog jezika „slug“) u višefaznom fluidu, koji je primeljav u horizontalnom, vertikalnom i kosom cevovodu [75-77].

Prvi korak u rešavanju jednačine je definisanje oblika protoka fluida, a zatim preko određenih relacija izračunavanje pada pritiska kroz posmatrani sistem. Proračun obuhvata kontrolnu zapreminu posmatranog sistema, zajedno sa delom tečne faze (količinom

tečnosti u posmatranoj zapremini, slagom) i gasni mehur (džep). Primer posmatrane kontrolne zapremine prikazan je na slici 6.1.



Slika 6.1 - Kontrolna zapremina primenjena pri modelovanju protoka [75]

Postavkom jednačine kontinuiteta za posmatranu kontrolnu zapreminu, sa slike 6.1, sledi da je maseni protok tečne faze, na ulazu u kontrolnu zapreminu, prema izlaznoj količini fluida opisan pomoću sledećih izraza:

$$\rho_L H_{LF} A (v_F - v_T) + \rho_L H_{LC} A (v_C - v_T) \quad 6.1.43$$

odnosno

$$\rho_L H_{LS} A (v_s - v_T) \quad 6.1.44$$

Gde je:

H_{LF} – Faktor zaostajanja tečne faze sa strane tečne faze – u kontrolnoj zapremini,

H_{LC} – Faktor zaostajanja tečne faze sa strane gasne faze – u kontrolnoj zapremini,

$v_s = v_{SG} + v_{SL}$ – Brzina smeše gasa i tečnosti (m/s),

v_{SG} – Brzina gasa (m/s),

v_{SL} – Brzina tečnosti (m/s),

v_T – Tranziciona brzina (između dva oblika protoka) (m/s),

A – Poprečni presek cevi (mm²),

ρ_L – Gustina tečne faze (kg/m³).

Pri definisanom obliku protoka, ulazna masa je jednaka izlaznoj masi, a jednačina kontinuiteta za tečnu fazu može se napisati kao:

$$H_{LS}(v_T - v_S) = H_{LF}(v_T - v_F) + H_{LC}(v_T - v_C) \quad 6.1.45$$

Pri postavci jednačine kontinuiteta za gasnu fazu, ulazna masa, jednaka je izlaznoj masi i može se predstaviti kao:

$$(1 - H_{LS})(v_T - v_S) = (1 - H_{LF} - H_{LC})(v_T - v_C) \quad 6.1.46$$

Izjednačavanjem izraza 6.1.45 i 6.1.46 dobija se izraz za izračunavanje brzine smeše, (v_S) koji ima sledeći oblik:

$$v_S = H_{LF}v_F + (1 - H_{LF})v_C \quad 6.1.47$$

Ako se jednačina kontinuiteta primeni na posmatranoj kontrolnoj zapremini, (l_F), koja obuhvata i tečnu fazu i gasni mehur, jednačina kontinuiteta dobija sledeći oblik:

Sa strane tečne faze:

$$l_U v_{SL} = l_S H_{LS} v_S + l_F (H_{LF} v_F + H_{LC} v_C) \quad 6.1.48$$

Sa strane gasne faze:

$$l_U v_{SG} = l_S (1 - H_{LS}) v_S + l_F (1 - H_{LF} - H_{LC}) v_C \quad 6.1.49$$

Gde je:

l_U – Dužina jedinice slaga (mm),

l_F – Dužina tečnog filma (mm),

l_S – Dužina slaga (mm).

Gde se dužina jedinice slaga, (l_U), računa kao:

$$l_U = l_S + l_F \quad 6.1.50$$

Da bi se jednačine rešile, moraju se u isto vreme upotrebiti jednačine 6.1.47, 6.1.48, 6.1.49. Udeo tečnosti u gasnom mehuru, (F_E), definisan je jednačinom:

$$F_E = \frac{H_{LC} v_C}{H_{LF} v_F + H_{LC} v_C} \quad 6.1.51$$

Pri potpuno ustanovljenom slag režimu - obliku protoka, ulazna masa i izlazna količina, sa strane tečnog filma jednake su:

$$\rho_L H_{LF} A (v_F - v_T) \quad 6.1.52$$

Ako bi se posmatrao sistem u pravcu Z ose, prikazane na slici 6.1, jednačina kontinuiteta između količine slaga i tečnog filma dobija oblik:

$$\rho_L H_{LF} A (v_T - v_F) (v_S - v_F) \quad 6.1.53$$

Uticaoj sile trenja koja deluje na zid cevi, tečnog filma, u pravcu suprotnom od Z ose, opisan je izrazom:

$$-\tau_F S_F l_F \quad 6.1.54$$

Gde je:

- τ_F – Napon smicanja (tečni film) (Pa),
- S_F – Perimetar (sa strane tečnog filma).

Dok se uticaoj sile trenja, na površini kontakta tečnog filma opisuje izrazom:

$$\tau_I S_I l_F \quad 6.1.55$$

Gde je:

- τ_I – Napon smicanja na granici faza (Pa),
- S_I – Perimetar (sa strane površine kontakta).

Delovanje gravitacione sile, opisuje se sledećim izrazom:

$$-\rho_L H_{LF} A l_F g \sin \theta \quad 6.1.56$$

Gde je:

- g – Gravitaciono ubrzanje (m/s^2),
- θ – Ugao nagiba ($^\circ$).

Da bi se oblik protoka u ovim uslovima u potpunosti ispitaao, sve prethodno navedene sile potrebno je da se nalaze u ravnoteži. Jednačina održanja za tečni film može se predstaviti kao:

$$\frac{(p_2 - p_1)}{l_F} = \frac{\rho_L(v_T - v_F)(v_S - v_F)}{l_F} + \frac{\tau_I S_I - \tau_F S_F}{H_{LF} A} - \rho_L g \sin \theta \quad 6.1.57$$

Gde je:

p_1 – Pritisak na početku cevi (Pa),

p_2 – Pritisak na kraju cevi (Pa).

Po analogiji, jednačina održanja za gasni mehur, ima sledeći oblik:

$$\frac{(p_2 - p_1)}{l_F} = \frac{\rho_C(v_T - v_C)(v_S - v_C)}{l_F} - \frac{\tau_I S_I - \tau_C S_C}{(1 - H_{LF}) A} - \rho_C g \sin \theta \quad 6.1.58$$

Gde je gustina tečne faze, (ρ_C), definisana sledećim izrazom:

$$\rho_C = \frac{\rho_G(1 - H_{LF} - H_{LC}) + \rho_L H_{LC}}{1 - H_{LF}} \quad 6.1.59$$

Gde je:

ρ_C – Gustina tečne faze (kg/m^3).

Izjednačavanjem jednačina 6.1.57 i 6.1.58 dobija se konačna jednačina održanja za dati cevni segment koja glasi:

$$\frac{\rho_L(v_T - v_F)(v_S - v_F) - \rho_C(v_T - v_C)(v_S - v_C)}{l_F} - \frac{\tau_F S_F}{H_{LF} A} + \frac{\tau_C S_C}{(1 - H_{LF}) A} + \tau_I S_I \left(\frac{1}{H_{LF} A} + \frac{1}{(1 - H_{LF}) A} \right) - (\rho_L - \rho_C) g \sin \theta = 0 \quad 6.1.60$$

Jednačina održanja, za protok u kome su gasna i tečna faza razdvojene u slojevima, predstavlja isti izraz kao i pri protoku u obliku slaga (klinasti oblik protoka), 6.1.60, samo je izostavljen član razmene impulsa.

$$-\frac{\tau_F S_F}{H_{LF} A} + \frac{\tau_C S_C}{(1 - H_{LF}) A} + \tau_I S_I \left(\frac{1}{H_{LF} A} + \frac{1}{(1 - H_{LF}) A} \right) - (\rho_L - \rho_C) g \sin \theta = 0 \quad 6.1.61$$

Kod prstenastog oblika protoka, ne postoji kontakt između gasne faze i zida cevi (gasni mehur) se nalazi između dva sloja tečnosti. U tom slučaju, jednačina 6.1.61 postaje:

$$-\frac{\tau_F S_F}{H_{LF} A} + \tau_I S_I \left(\frac{1}{H_{LF} A} + \frac{1}{(1 - H_{LF}) A} \right) - (\rho_L - \rho_C) g \sin \theta = 0 \quad 6.1.62$$

Prethodne dve jednačine, 6.1.61 i 6.1.62, mogu se rešiti zajedno sa jednačinama, 6.1.48 i 6.1.49, pri slojevitom ili prstenastom režimu protoka, gde se dobija brzina tečnosti, (v_{SL}):

$$v_{SL} = H_{LF} v_F + H_{LC} v_C \quad 6.1.63$$

Dok se brzina gasne faze, (v_{SG}) računa kao:

$$v_{SL} = (1 - H_{LF} - H_{LC}) v_C \quad 6.1.64$$

Pri mehuričastom protoku faktor zaostajanja tečne faze i gradijent pritiska, dispergovanih mehura izračunavaju se sa pretpostavkom da su gasna i tečna faza homogeno izmešane. Kod ove vrste protoka, potrebno je uzeti u obzir brzinu rasta mehura, (v_O). Brzina rasta mehura procenjuje se pomoću jednačine predstavljene od strane Harmatija (Harmathy) [78].

$$v_O = 1,53 \left(\frac{g(\rho_L - \rho_G)\sigma}{\rho_L^2} \right)^{0,25} \quad 6.1.65$$

Greške u proračunu hold up i gradijenta pritiska mogu se pojaviti samo na prelazu između mehurastog i protoka u kome je gasna faza potpuno dispergovana u tečnoj fazi.

Proračun vrednosti napona smicanja tečnog filma, (τ_F), gasnog mehura, (τ_C), kao i napon smicanja na granici faza, (τ_I), moguće je uraditi pomoću sledećih jednačina.

$$\tau_F = f_F \frac{\rho_L v_F^2}{2} \quad 6.1.66$$

$$\tau_C = f_C \frac{\rho_G v_C^2}{2} \quad 6.1.67$$

$$\tau_I = f_I \frac{\rho_C (v_C - v_F) |v_C - v_F|}{2} \quad 6.1.68$$

Gde je:

f_F – Koeficijent trenja tečnog filma

f_C – Koeficijent trenja gasnog mehura

f_I – Koeficijent trenja na granici faza

Za tečni film u laminarnom protoku, napon smicanja na površini cevi može se pripisati naponu smicanja na granici između gasne i tečne faze:

$$\tau_F = \frac{3\mu_L v_F}{h_F} - \frac{\tau_I}{2} \quad 6.1.69$$

Gde se srednja visina tečnog filma, (h_F), računa kao:

$$h_F = \frac{3AH_{LF}}{S_F + S_I} \quad 6.1.70$$

Koeficijent trenja sa strane gasnog mehura i tečnog filma, f_F i f_C mogu se proceniti pomoću jednačine:

$$f = CR_e^{-n} \quad 6.1.71$$

Gde je:

R_e – Rejnoldsov broj,

C – Bezdimenzioni koeficijent,

n – Bezdimenzioni koeficijent.

Gde je $C=16$, $n=1$ za laminarni protok, ako je Rejnoldsov broj manji od 2000, i $C=0,046$ i $n=0,2$ za turbulentni protok u glatkoj cevi, ako je Rejnoldsov broj veći od 3000. Ako je u pitanju hrapava cev i turbulentni protok, postoji posebna jednačina koja u obzir obuhvata i hrapavost cevi. Kada se Rejnoldsov broj nalazi u granicama između 2000 i 3000, koeficijent trenja mora biti interpoliran, da bi se izbegao diskontinuitet duž

prelaznog oblika strujanja. Reynoldsov broj za tečni film, (R_{eF}), i gasni mehur, (R_{eC}), se u tom slučaju računa kao:

$$R_{eF} = \frac{4A_F v_F \rho_L}{S_F \mu_L} \quad 6.1.72$$

$$R_{eC} = \frac{4A_C v_C \rho_G}{(S_C + S_I) \mu_G} \quad 6.1.73$$

Gde je:

$$A_F = H_{LF} A - \text{Poprečni presek tečnog filma (mm}^2\text{)},$$

$$A_C = (1 - H_{LF}) A - \text{Poprečni presek gasnog mehura (mm}^2\text{)}.$$

Procena koeficijenta trenja biće detaljnije predstavljena narednim jednačinama, u odeljku promene režima protoka.

1. Prelaz iz (klinastog) slag oblika protoka u prstenasti ili slojevit – pri ovom fenomenu, dužina tečnog filma, (l_F) postaje značajno veća. U tom slučaju, jednačina održanja sa jednačinom 6.1.61 postaje 0, jer se u ovakvom obliku protoka stvara kontinualna tečna faza oko koje se raspoređuje gas. Zatim dobijamo površinsku brzinu gasne faze, i pretpostavljamo površinsku brzinu tečne faze, nakon čega se faktor zaostajnja tečne faze računa kao:

$$H_{LF} = \frac{(H_{LS}(v_T - v_S) + v_{SL})(v_{SG} + v_{SL}F_E) - v_T v_{SL} F_E}{v_T v_{SG}} \quad 6.1.74$$

Na osnovu istog zaključka, moguće je izračunati:

$$v_F = \frac{v_{SL}(1 - F_E)}{H_{LF}} \quad 6.1.75$$

$$H_{LC} = \frac{v_{SL} F_E (1 - H_{LF})}{v_S - v_{SL}(1 - F_E)} \quad 6.1.76$$

$$v_C = \frac{v_S - v_{SL}(1 - F_E)}{1 - H_{LF}} \quad 6.1.77$$

Prethodno izračunati parametri iz jednačina 6.1.75 do 6.1.77 u kombinaciji sa jednačinom 6.1.61 daju mogućnost izračunavanja nove vrednosti za v_F , a zatim se v_{SL} na kraju izračunava kao:

$$v_{SL} = \frac{v_F H_{LF}}{(1 - F_E)} \quad 6.1.78$$

Vrednost v_{SL} dobija se iterativnim postupkom. Predstavljanjem grafičkim putem odnos v_{SL} i v_{SG} , a zatim prebacivanjem na mapu režima - oblika protoka, moguće je odrediti granicu između slag režima i slojevitog (ili prstenastog) oblika protoka.

2. Prelaz između slag i dispergovanog oblika protoka – ako je dužina tečnog filma, (l_F), manja od polovine prečnika cevi, tranzicija između ova dva oblika protoka, može se predvideti iz jednačine 6.1.64. U jednačini Talsa 3 Faze (Talsa 3F), tranziciona granica se računa pomoću značajno jednostavnijeg modela, predstavljenog od strane Zhanga (Zhanga) i grupe autora [79]. Predstavljeni model daje veoma pouzdane rezultate za površinske brzine gasa veće od 0,1 m/s, dok se kod manjih brzina gasa koristi tranzicioni model predstavljen od strane Barnea i Braunera (Barnea-Brauner) [80-81].
3. Prelaz između slag i mehurastog oblika protoka – javlja se pri malim brzinama gasa, u najvećem broju slučajeva kod vertikalnog protoka. Za ovakvu vrstu protoka, proračun za prelaznu granicu između ova dva oblika protoka predstavio je Taitel (Taitel) sa grupom autora u svom radu [65].
4. Prelaz iz slojevitog u prstenasti oblik protoka – granica između ove dve vrste oblika protoka ne može se jasno definisati, odnosno odrediti. Sa porastom brzine gasne faze, film tečnosti se širi na obe strane cevi i dodirna površina postaje zakrivljena. Koeficijent trenja okvašene površine postaje sve veći dok se oblik protoka ne transformiše potpuno u prstenasti. Iz navedenih razloga, u ovoj jednačini za proračun pada pritiska konfigurirane izraz Grolmana (Grolman), iz kojeg je moguće proceniti granicu između pomenuta dva oblika protoka [82].

Proračun koeficijenta trenja na granici faza, (f_I), za slojevit oblik protoka, definisan je relacijom predstavljenom od strane Andritsosa i Hanratija (Andritsos-Hanratty) [83].

$$f_I = f_C \left(1 + 15 \left(\frac{\bar{h}_F}{d} \right)^{0,5} \left(\frac{v_{SG}}{v_{SG,t}} - 1 \right) \right) \quad 6.1.79$$

Gde je:

d – Prečnik cevi (mm),

$v_{SG,t} = 5[m/s] \left(\frac{\rho_{GO}}{\rho_G} \right)^{0,5}$ – Tranziciona brzina gasne faze (m/s),

\bar{h}_F – Visina tečnog filma (pri pretpostavci da je film ravna linija) (mm),

ρ_{GO} – Gustina gasa na atmosferskom pritisku (kg/m^3).

Jedna opcija je da se odnos, $\left(\frac{\bar{h}_F}{d} \right)$ pretvori u koeficijent zaostajanja tečne faze, u tom slučaju se jednačina za proračun koeficijent trenja na granici faza konvertuje uz pomoć sledećih relacija:

$$\frac{dA_F}{dh_F} = \sqrt{1 - \left(1 - \frac{2h_F}{d} \right)^2} d \quad 6.1.80$$

$$\frac{dA_F}{dh_F} \Big|_{\bar{h}_F} \frac{d}{4} = \sqrt{\frac{3}{4}} d \quad 6.1.81$$

$$\frac{\bar{h}_F}{d} \approx 0,9H_{LF} \quad 6.1.82$$

Korišćenjem relacija 6.1.80, 6.1.81, 6.1.82 relacija 6.1.79 postaje:

$$f_I = f_C \left(1 + 14,3H_{LF}^{0,5} \left(\frac{v_{SG}}{v_{SG,t}} - 1 \right) \right) \quad 6.1.83$$

Za prstenasti oblik protoka, za proračun koeficijenta trenja na granici faza, (f_I), koristi se model predstavljen od strane Asalija (Asali), koji je kasnije testiran u laboratorijskim uslovima od strane Viletsa (Wiletts) a zatim ponovo dopunjen od strane Ambrosinija (Ambrosini) i saradnika [84-86].

$$f_I = f_G(1 + 13,8We_G^{0,2}Re_G^{-0,6} \left(h_F^+ - 200 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} \right)) \quad 6.1.84$$

$$We_G = \frac{\rho_G v_C^2 d}{\sigma} \quad 6.1.85$$

$$Re_G = \frac{\rho_G v_C d}{\mu_G} \quad 6.1.86$$

$$h_F^+ = \frac{\rho_G h_F v_C^*}{\mu_G} \quad 6.1.87$$

$$v_C^* = \sqrt{\tau_I / \rho_G} \quad 6.1.88$$

Gde je:

h_F^+ – Bezdimezionna debljina tečnog filma,

We_G – Veberov (Weber) broj,

Re_G – Rejnoldsov broj,

v_C^* – Bezdimezioni koeficijent brzine.

U slučaju da se proračun izvodi za glatke cevi, koeficijent trenja tečnog filma, (f_G), se računa kao:

$$f_G = 0,046Re_G^{-0,2} \quad 6.1.89$$

Autori relacije Talsa 3F, uspostavili su i relaciju za proračun faktora zaostajanja tečne faze kod slaga, (H_{LS}), koji se može koristiti u širokom opsegu nagiba cevovoda. Model je zasnovan na ravnoteži između kinetičke energije tečne faze i površinske energije koju poseduju dispergovani mehuri gasa u tečnoj fazi.

$$H_{LS} = \frac{1}{1 + \frac{T_{sm}}{3,16[(\rho_L - \rho_G)g\sigma]^{1/2}}} \quad 6.1.90$$

Gde su:

$$T_{sm} = \frac{1}{C_e} \left(\frac{f_S}{2} \rho_S v_S^2 + \frac{d \rho_L H_{LF} (v_T - v_F) (v_S - v_F)}{4 l_S} + \frac{d \rho_C (1 - H_{LF}) (v_T - v_C) (v_S - v_C)}{4 l_S} \right) \quad 6.1.91$$

$$C_e = \frac{2,5 - |\sin \theta|}{2} \quad 6.1.92$$

$$\rho_S = \rho_L H_{LS} + \rho_G (1 - H_{LS}) \quad 6.1.93$$

Gde je:

C_e – Bezdimenzioni koeficijent

ρ_S – Gustina smeše u slagu (kg/m^3)

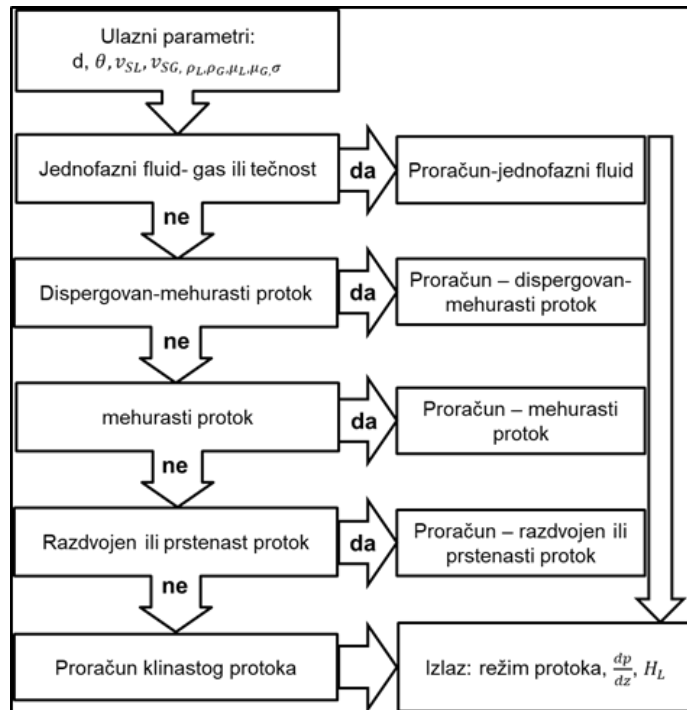
Koeficijent trenja, (f_S) u pomenutom slučaju, se računa na isti način kao i f_F uz napomenu da se koristi druga relacija za proračun Rejnoldsovog broja:

$$Re_S = \frac{\rho_S v_S d}{\mu_L} \quad 6.1.94$$

Proračun faktora zaostajanja tečne faze za slag, (H_{LS}), tj. faktor zaostajanja tečne faze, značajno je unapređen relacijama koje u obzir uzimaju razmenu momenta impulsa između tečne faze i filma tečnosti. Model se može koristiti za predviđanje granice između režima protoka koji obuhvata klinasti (slag) i mehurasti oblik protoka [87-88]. Nakon proračuna hold up, postoje i dodatne empirijske jednačine, koje su detaljnije predstavljene u pomenutom radu iz kojih je moguće uraditi proračun tranzicione brzine i dužine slaga [89-90].

$$H_{LS} = \frac{1}{1 + \left(\frac{v_S}{8,66}\right)^{1,39}} \quad 6.1.95$$

Na slici 6.2, prikazana je proračunska šema za Talsa 3F model. Prvi korak je određivanje oblika protoka na osnovu ulaznih parametara, zatim sledi hidrodinamički proračun karakteristika multifaznih fluida.



Slika 6.2 – Algoritam za proračun korišćenjem modela Talsa 3F [75]

6.2 Taloženje parafina u toku proizvodnje nafte

Taloženje čvrstog organskog materijala, poznatog pod opštim imenom vosak ili parafin, često je prisutan problem u proizvodnji nafte. Taloženje parafina u proizvodnoj opremi utiče na gubitke naftne industrije od nekoliko milijardi dolara godišnje i to preko: gubitka proizvodnje, zastoja u radu bušotina, troškova za hemikalije, smanjenja kapaciteta, začepjenja transportnih cevovoda, kvarova opreme, dodatnog utroška energije, kao i povećanja broja radnika u operativnim poslovima. Potrebno je potpuno razumevanje problema da bi se došlo do rešenja koja su ekonomski opravdana. Učinjen je veliki napredak u razvoju i poboljšanju metoda uklanjanja parafina, dok je mnogo manji napredak postignut u razvoju metoda za sprečavanje nastanka taloga-parafina, što je uglavnom posledica nepotpunog poznavanja mehanizma deponovanja i nedostatka potpuno pouzdanih laboratorijskih metoda za testiranje.

Pojam parafina u organskoj hemiji razlikuje se od pojma parafina koji se koristi u proizvodnji nafte. U organskoj hemiji, pod pojmom parafina se podrazumevaju alifatični ravni i račvasti ugljovodonici. U procesu proizvodnje nafte pod pojmom "parafin" se podrazumevaju jedinjenja različitih homologih serija, velike molekulske mase. Najčešće se deponat parafina sastoji iz ravnih i račvastih alifatičnih ugljovodnika, u opsegu $C_{18}H_{38}$ do $C_{70}H_{174}$ (drugačije nazvanih voskovi), pomešanih sa drugim organskim i neorganskim materijama. Od organskih materija, pored alifatičnih, najčešće su prisutni: aromatski ugljovodonici, nafteni, smole, asfalteni. Neorganski konstituenti, inkorporirani u organski talog, su proizvodi korozije, uz prisustvo vode.

Osnovni činiooci makrokristalnih voskova su n-parafini, koji daju jasno definisane kristale igličastih oblika. Osnovnu komponentu mikrokristalnih voskova čine račvasti lanci parafina. Nafteni i aromati učestvuju u mikrokristalnim voskovima i imaju uticaoj na tip rasta kristala u makrokristalnim voskovima. Makrokristalni voskovi stvaraju problem u toku proizvodnje i transporta nafte, a mikrokristali su deo taloga na dnu rezervoara. Glavni sastavni deo deponata stvorenog u toku proizvodnje i transporta su n-parafini sa malim količinama račvastih lanaca, cikloparafina i aromata.

Talog parafina se stvara na zidovima tubinga i zonama gde nafta protiče malim brzinama. Oslobođanjem gasa, koji u izvesnoj meri ima ulogu rastvarača parafina, usled smanjenja pritiska, stvaraju se uslovi za taloženje parafina. Sve tačke u sistemu u kojima dolazi do snižavanja temperature su mesta na kojima može doći do taloženja parafina. Na mestima

gde se oslobađa gas dolazi do pothlađivanja nafte. Tako i mali mehuri oslobođenog gasa mogu biti nukleusi za kristalizaciju parafina, te bušotine u gas-liftu često pružaju pogodne uslove za brzo taloženje parafina. Prisustvo peska, proizvoda korozije i neorganskih taloga, takođe mogu biti jezgra nukleacije za početak kristalizacije parafina. Porastom procenta vode smanjuje se taloženje parafina, a uzrok je veća specifična toplota vode. Tako fluidi iz bušotina koji proizvode i vodu zadržavaju višu temperaturu od onih koji proizvode „suvu“ naftu.

Za taloženje parafina odgovorna su tri mehanizma:

1. Molekulska difuzija,
2. Dispergovanje usled smicanja,
3. Braunovo kretanje.

Mehanizam molekularne difuzije je osnovni mehanizam koji dovodi do taloženja parafina i posledica je uspostavljanja koncentracionog gradijenta u nafti kao rezultat temperaturnog gradijenta. Iz nafte koja se nalazi uz tubing na temperaturi izdvajanja kristala počinje izdvajanje kristala i njihovo lepljenje na zid. Uspostavljeni koncentracioni gradijent izaziva da parafin iz toplije nafte (rastvora), koji ima veću koncentraciju parafina, difunduje prema hladnijoj nafti sa nižom koncentracijom parafina. Istaloženi parafin, zajedno sa zarobljenom naftom, lepi se za zid cevi i stvara depozit parafina. U odsustvu drugih mehanizama, brzina stvaranja taloga je proporcionalna brzini difuzije parafina prema zidu. Brzina difuzije zavisi od temperature, hemijskog sastava nafte i temperaturnog gradijenta. Kristali se drže adsorpcionim silama koje zavise od slobodne površinske energije parafina i cevi. Između rastvorenih kristala parafina u masi nafte se uspostavlja koncentracioni gradijent. Kristali rastvoreni u masi difunduju do zida, gde je koncentracija rastvorenih kristala manja. Brzina transporta prema zidu data je Fickovom (Fick) relacijom:

$$n = \rho D \left(\frac{dc}{dr} \right) = \rho D \left(\frac{dc}{dT} \right) \left(\frac{dT}{dr} \right) \quad 6.2.1$$

Gde je:

n – Brzina transporta rastvorenog parafina prema zidu cevi,

ρ – Gustina istaloženog parafina (kg/m^3),

D – Koeficijent difuzije rastvorenog parafina (m^2/s),

$\left(\frac{dc}{dT}\right)$ – Koeficijent rastvorljivosti parafina,

$\left(\frac{dc}{dT}\right)$ – Radijalni temperaturni gradijent na zidu ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$).

Transport dispergovanjem usled smicanja istaloženih kristala parafina pojavljuje se pošto se nafta našla u oblasti temperatura nižih od temperatura izdvajanja kristala i posledica je uspostavljenog gradijenta brzina pri proticanju fluida. Kristali se do zida transportuju smicanjem između između nafte i površine tubinga. Kristali se deponuju na sloj formiran molekularnom difuzijom. Dispergovanje usled smicanja osnovni je mehanizam deponovanja za sve situacije gde je temperatura nafte niža od temperature izdvajanja kristala. Taloženje parafina izazvano mehanizmom smicanja, smanjuje se ili potpuno eliminiše kada se nafta ne hladi, čak i ako je temperatura nafte niža od temperature kristalizacije. Tako se molekularna difuzija odvija na višim temperaturama, a temperaturni uslovi niži od temperature izdvajanja kristala favorizuje dispergovanje smicanjem.

Braunovo kretanje sa druge strane, ne doprinosi taloženju u meri u kojoj to čine prethodno dva navedena mehanizma.

Struktura izdvojenih kristala zavisi od njihove količine i raspodele molekulskih masa. Kristali mogu imati različite oblike: igličaste, sferne, ravne, ili mogu biti kombinacija neka od ova tri oblika. Tip kristala određuje adsorpcione sile koje drže talog parafina. Prisustvo nekristalnih struktura, kao što su asfalteni, smole ili hemijski aditivi, utiču na promenu tipa kristala i smanjenje kohezione sile [91-98].

6.2.1 Uticaj brzine proticanja fluida na taloženje parafina

Brzina proticanja utiče na osobine fluida i predstavlja faktor koji može bitno uticati na taloženje parafina. Taloženje postaje izraženije kada nafta ima osobine nenjutnovskog fluida. Ispitivanja su pokazala da veća brzina proticanja, odnosno veća turbulencija, snižava temperaturu na kojoj se fluid ponaša kao nenjutnovski. Povećanjem turbulencije snižava se maksimalna vrednost deponovanja i snižava se temperatura na kojoj se dešava maksimalna brzina taloženja parafina. Na primer, povećanjem brzine proticanja fluida pet

puta, pri čemu se proticanje iz laminarnog pomera u turbulentni režim, snižava se maksimalna brzina taloženja za oko 75%. Temperatura maksimalnog taloženja parafina je važna informacija za dizajniranje cevovoda kako bi se taloženje parafina izbeglo ili svelo na najmanju meru. Kako povećanje taloženja parafina između temperature pojave prvih kristala i temperature na kojoj dolazi do maksimalog taloženja parafina u uslovima turbulentnog režima proticanja nije od velikog značaja, mogu se uštedeti znatna sredstva rada na nižim temperaturama, npr. može se izbeći izolacija cevi.

U laminarnom području protoka, porastom brzine raste brzina taloženja. Ovo se objašnjava time da je površina na kojoj dolazi do taloženja dostupna većem broju čestica. Porastom brzine i ulaskom u turbulentno područje, taloženje se smanjuje usled dispergovanja smicanjem, koje je dominantno u turbuletnom režimu. Talog koji se izdvaja na višim brzinama proticanja je čvršći i kompaktniji. Najizraženiji problem taloženja je u bušotinama sa malim brzinama proticanja usled dugog boravka nafte u tubing. Dugo vreme boravka omogućava veće gubitke toplote i dovodi do snižavanja temperature nafte, a to opet, do taloženja parafina [96-98].

6.2.2 Uticaoj temperature cevi na taloženje parafina

Razlika temperature nafte u masi i površine cevi je sledeći faktor koji doprinosi taloženju parafina. Porastom razlike temperatura između zida cevi i fluida u cevi, povećava se taloženje. Do taloženja dolazi ako je temperatura zida cevi niža od temperatura pojave prvih kristala i temperature nafte u cevi. U početku, brzina taloženja je veća, a porastom debljine taloga opada. Stvoreni talog deluje kao izolator i snižava efektivnu razliku temperatura, čime se smanjuje mogućnost daljeg taloženja. Razlika između temperature nafte i zida cevi utiče i na sastav taloga. Ako je razlika temperatura velika, hlađenje je brzo i istovremeno kristalizuju parafini malih i velikih molekulskih masa, stvarajući slabu, poroznu strukturu sa šupljinama punim nafte.

6.2.3 Uticaoj hrapavosti zida cevi na taloženje parafina

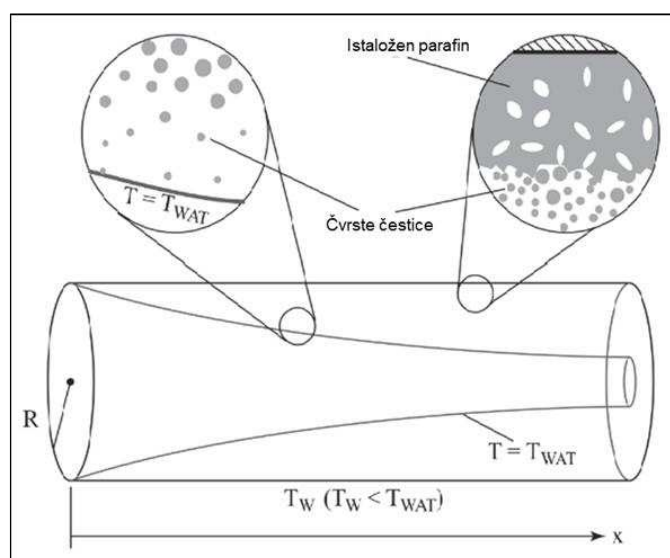
Stvoreni kristali parafina lepe se za površinu zida cevi, te taloženje parafina zavisi i od osobina površine, odnosno od njene hrapavosti, jer se parafin zadržava zbog hrapavosti površine, a ne silama koje su u vezi sa sastavom površine. Što je veća hrapavost površine,

veća je i mogućnost da dođe do taloženja i veće su količine taloga. Prisustvo određenih jedinjenja u adsorbovanom filmu utiče na lepljenje parafina na tu površinu i okvašenost površine.

6.2.4 Topljenje čiste komponente

Ukoliko temperatura fluida padne ispod granice rastvorljivosti poznate kao tačka zamućenja (Cloud point), ili temperatura pojave parafina (WAT - Wax Appearance Temperature), dolazi do formiranja čvrstih čestica parafina koje se talože [99].

Na slici 6.3 šematski su prikazani uslovi na kojima dolazi do taloženja parafina u cevovodu.



Slika 6.3 - Uslovi na kojima dolazi do taloženja parafina u cevovodu [99]

Da bi se objasnio stvaranje čvrstih parafina ili njihovo topljenje, i termodinamički modeli za taloženje parafina, razmotriće se termodinamički model prelaza čiste komponente (i) iz čvrste u tečnu fazu, odnosno topljenje komponente (i). Promena Gibsove energije, (G), određuje da li dolazi do fazne promene. Ukoliko G opada usled topljenja, komponenta (i), će biti u tečnoj fazi u svom ravnotežnom stanju. Ukoliko topljenje izazove porast Gibsove enegrije (G), to je termodinamički pogodno da komponenta (i) ostane u čvrstoj fazi. Ukoliko nema promene Gibsove slobodne energije, to ukazuje da su čvrsta i tečna faza podjednako pogodne, te da je komponenta (i), na granici faze. Termodinamička relacija za promenu Gibsove energije je:

$$dG = dH - TdS \quad 6.2.2$$

Gde je:

dG – Promena Gibsove energije,

dH – Promena entalpije,

T – Temperatura (K),

dS – Promena entropije.

Ova relacija primenjena na topljenje čiste komponente (i), postaje:

$$\Delta G_i^f = \Delta H_i^f - T\Delta S_i^f \quad 6.2.3$$

Gde je:

f – Indeks topljenja,

H_i^f – Entalpija topljenja komponente (i),

S_i^f – Entropija topljenja komponente (i).

Ukoliko komponenta (i) dostigne temperaturu topljenja, gde je ($\Delta G_i^f = 0$), entropija topljenja jednaka je :

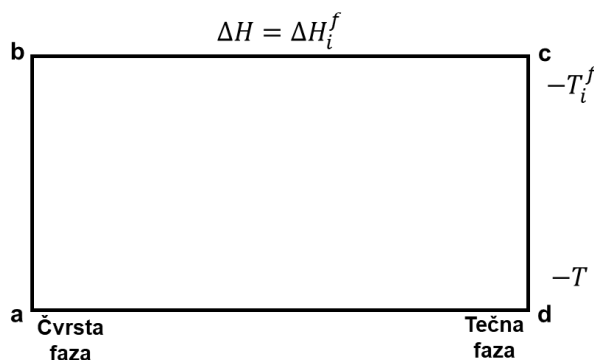
$$\Delta S_i^f = \frac{\Delta H_i^f}{T^f} \quad 6.2.4$$

Gde je:

T^f – Temperatura topljenja

Izraz za promenu Gibsove energije, kao rezultat topljenja komponente (i), na temperaturi (T), koja se razlikuje od temperature topljenja, (T_i^f), moguće je dobiti razmatrajući hipotetički proces prikazan na slici 6.4. Komponenta (i), nalazi se u čvrstom stanju u početnoj tački (a) na temperaturi (T), i treba da se prevede u tečno stanje na temperaturi

(T), tačka (d). Umesto putanje od tačke a do tačke d, pratiće se put (a)-(b), (b)-(c) i na kraju (c)-(d).



Slika 6.4 - Hipotetički proces topljenja na temperaturi (T) [99]

Održavajući komponentu (i) u čvrstoj fazi, temperatura se u početku menja u (T_i^f), što je povezano sa promenom entalpije:

$$\Delta H_{ab} = \int_T^{T_i^f} C p_i^S dT \quad 6.2.5$$

Gde je:

$C p_i$ – Toplotni kapacitet komponente i u čvrstoj fazi,

S – Čvrsta faza.

Na temperaturi (T_i^f), komponenta prelazi iz čvrste u tečnu fazu (topljenje). Ova promena je praćena promenom entalpije:

$$\Delta H_{bc} = \Delta H_i^f \quad 6.2.6$$

Konačno, temperatura tečnosti se menja na temperaturu (T), gde se promena entalpije može predstaviti kao:

$$\Delta H_{cd} = \int_{T_i^f}^T C p_i^L dT \quad 6.2.7$$

Gde je:

Cp_i^L – Toplotni kapacitet komponente i u tečnoj fazi,
 L – Tečna faza.

Ukupna promena entalpije povezana je sa prelazom komponente (i) iz čvrste u tečnu fazu na temperaturi (T). Jednačine od 6.2.5 do 6.2.7 postaju:

$$\Delta H_{ad} = \Delta H_{ab} + \Delta H_{bc} + \Delta H_{cd} = \Delta H_i^f + \int_T^{T_i^f} \Delta Cp_i dT \quad 6.2.8$$

Gde je:

ΔCp_i – Razlika toplotnih kapaciteta čvrste i tečne faze komponente (i).

U sličnom postupku, naredni izraz može biti izveden za promenu entropije i Gibsove (G) energije od stanja (a) do stanja (d):

$$\Delta S_{ad} = \frac{\Delta H_i^f}{T_i^f} + \int_T^{T_i^f} \frac{\Delta Cp_i}{T} dT \quad 6.2.9$$

$$\Delta G_{ad} = \Delta H_i^f \left(1 - \frac{T}{T_i^f}\right) + \int_T^{T_i^f} \Delta Cp_i dT - \int_T^{T_i^f} \frac{\Delta Cp_i}{T} dT \quad 6.2.10$$

Ukoliko pretpostavimo da su kapaciteti toplote čvrste i tečne faze jednaki, tj. (ΔCp_i), jednačina 6.2.10 postaje:

$$\Delta G_{ad} = \Delta G_i^f = \Delta H_i^f \left(1 - \frac{T}{T_i^f}\right) \quad 6.2.11$$

Entalpija topljenja, (ΔH_i^f), temperatura topljenja, (T_i^f) i toplotni kapacitet najčešće su mereni na atmosferskom pritisku i koristi se termin referentni pritisak (P_{ref}). Izračunavanje fazne ravnoteže višekomponentnih sistema zahteva poznavanje fugaciteta komponente (f), ili koeficijenta fugaciteta komponente (φ). Za čistu komponentu (i), promena Gibsove energije (G) povezana je sa promenom fugaciteta preko sledeće formule:

$$dG_i = R dT \ln f_i \quad 6.2.12$$

Koristeći jednačinu 6.2.12, promena Gibsove energije (G), kao rezultat procesa topljenja prikazanog na slici i uzimajuću u obzir referentni pritisak (P_{ref}) dobijamo:

$$\Delta G_{ad} = RT(\ln f_i^{OL}(p_{ref}) - \ln f_i^{OS}(p_{ref})) = RT \ln \frac{f_i^{OL}(p_{ref})}{f_i^{OS}(p_{ref})} \quad 6.2.13$$

Gde je:

f_i^{OL} - Referentni fugacitet komponente i u tečnoj fazi,

f_i^{OS} - Referentni fugacitet komponente i u čvrstoj fazi.

Izraz 6.2.14 kombinovan sa jednačinom 6.2.13 može biti iskorišćen da bi se napravila relacija između fugaciteta komponente (i) u čvrstom i tečnom stanju na temperaturi (T) i pritisku (P_{ref}):

$$f_i^{OS}(p_{ref}) = f_i^{OL}(p_{ref}) \exp \left[-\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left(1 - \frac{T}{T_i^f} \right) - \frac{1}{RT} \int_T^{T_i^f} \Delta C p_i dT + \frac{1}{RT} \int_T^{T_i^f} \frac{\Delta C p_i}{T} dT \right] \quad 6.2.14$$

Zavisnost pristiska od fugaciteta, pod pretpostavkom da su molarne zapremine tečne i čvrste faze nezavisne od pritiska, može se videti u sledećim jednačinama:

$$f_i^{OL}(p) = f_i^{OS}(p_{ref}) \exp \frac{V_i^S(p - p_{ref})}{RT} \quad 6.2.15$$

$$f_i^{OS}(p) = f_i^{OL}(p_{ref}) \exp \frac{V_i^L(p - p_{ref})}{RT} \quad 6.2.16$$

Ove dve jednačine kombinovane sa jednačinom 6.2.13 daju relaciju između referentnog fugaciteta komponente (i) na pritisku (P) u čistom čvrstom i čistom tečnom stanju:

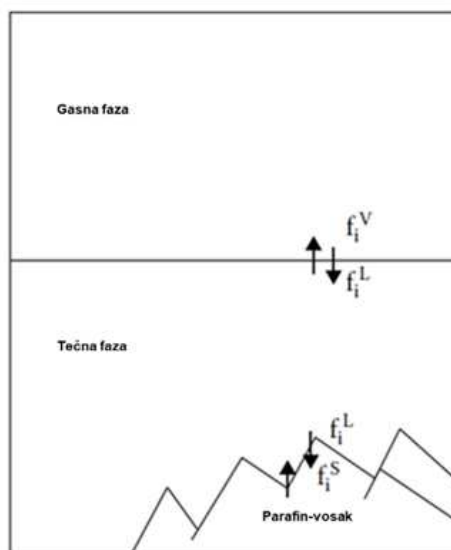
$$f_i^{OS}(p_{ref}) = f_i^{OL}(p) \exp \left(-\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left[1 - \frac{T}{T_i^f} \right] - \frac{1}{RT} \int_T^{T_i^f} \Delta C p_i dT + \frac{1}{RT} \int_T^{T_i^f} \frac{\Delta C p_i}{T} dT + \frac{\Delta V_i(p - p_{ref})}{RT} \right) \quad 6.2.17$$

Gde je:

ΔV_i - Razlika između molarne zapremine čvrste i tečne faze komponente (i).

6.2.5 Modelovanje taloženja parafina

Sistem u ravnoteži koji sadrži parnu, tečnu i čvrstu fazu prikazan je na slici 6.5.



Slika 6.5 - Fazna ravnoteža između gasa, nafte i parafinskog voska [99]

Fazna ravnoteža između parne i tečne faze opisana je u poglavlju 4, dok se u proračunu taloženja parafina u faznoj ravnoteži obuhvata i čvrsta faza.

U stanju ravnoteže, fugaciteti komponente (i), u parnoj, tečnoj i čvrstoj fazi su jednaki:

$$f_i^V = f_i^S = f_i^L \quad 6.2.18$$

V označava parnu fazu (gas), L je oznaka za tečnu fazu (nafta), dok S označava čvrstu fazu (parafinski vosak). Modeli se međusobno razlikuju po načinu na koji se računaju fugaciteti tečne i čvrste faze, o čemu će se detaljnije govoriti u nastavku.

$$f_i^L = x_i^L y_i^L f_i^{oL} \quad 6.2.19$$

Gde je:

y_i^L – Koeficijent aktivacije komponente (i) u tečnoj fazi,

x_i^L – Molski udeo komponente (i) u tečnoj fazi,

f_i^{oL} - Fugacitet komponente (i) u tečnoj fazi na pritisku (P) i temperaturi (T).

Tečna faza u kojoj je faktor aktivacije za sve komponente jednak 1.0 naziva se idealna smeša. Fugacitet komponente (i) u idealnoj smeši u tečnom stanju jednak je fugacitetu čiste komponente pomnoženim molskim udelom.

Fugacitet komponente i u homogenoj čvrstoj fazi izražen je slično kao i fugacitet komponente u tečnoj fazi:

$$f_i^S = x_i^S \gamma_i^S f_i^{oS} \quad 6.2.20$$

Gde je:

γ_i^S – Koeficijent aktivacije komponente (i) u čvrstoj fazi,

x_i^S – Molski udeo komponente (i) u čvrstoj fazi,

f_i^{oS} - Fugacitet komponente (i) u čvrstoj fazi na pritisku (P) i temperaturi (T).

Koeficijent aktivacije pojedinačne komponente u čvrstoj i tečnoj fazi mogu se izračunati iz parametra rastvorljivosti, (δ_i), na osnovu teorije pravih rastvora [99-101]. Parametri rastvorljivosti u tečnoj i čvrstoj fazi izračunavaju se iz sledećih relacija:

$$\delta_i^L = \sqrt{\frac{H_i^{vap} - RT}{V_i^L}} \quad 6.2.21$$

$$\delta_i^S = \sqrt{\frac{H_i^{vap} - \Delta H_i^f - RT}{V_i^S}} \quad 6.2.22$$

Gde je:

H_i^{vap} – Entalpija isparavanja komponente (i),

V – Molarna zapremina.

Koeficijent aktivacije komponente (i) u nekoj N -komponentnoj smeši, (y_i), je:

$$\ln y_i^L = \frac{V_i^L (\delta^L - \delta_i^L)^2}{RT} \quad 6.2.23$$

$$\ln y_i^S = \frac{V_i^S (\delta^S - \delta_i^S)^2}{RT} \quad 6.2.24$$

Pri čemu su:

$$\delta^L = \sum_{i=1}^N \Phi_i^L \delta_i^L \quad 6.2.25$$

$$\delta^S = \sum_{i=1}^N \Phi_i^S \delta_i^S \quad 6.2.26$$

Gde se zapreminski udeo komponente i u čvrstoj fazi, (Φ_i^S) i tečnoj fazi, (Φ_i^L) izračunava kao:

$$\Phi_i^L = \frac{x_i^L V_i^L}{\sum_{j=1}^N x_j^L V_j^L} \quad 6.2.27$$

$$\Phi_i^S = \frac{x_i^S V_i^S}{\sum_{j=1}^N x_j^S V_j^S} \quad 6.2.28$$

Pri proračunu vrednosti parametara rastvorljivosti, (δ_i^L) i (δ_i^S) za normalne prafine do n-C₄₀, koristi se sledeći izraz za promenu entalpije topljenja komponente i :

$$\Delta H_i^f = 0,1426 M_i T_i^f \quad 6.2.29$$

Gde je:

ΔH_i^f – Entalpija topljenja komponente i (J/mol),

M_i – Molekulska masa komponente i (g/mol),

T_i^f – Temperatura topljenja komponente i (K).

Za temperaturu topljenja, (T_i^f), komponente i korišćen je izraz:

$$T_i^f = 374,1 + 0,0261M_i - \frac{20172}{M_i} \quad 6.2.30$$

Molarna zapremina čvrste i tečne faze izračunata je pomoću sledećeg izraza:

$$V_i^L = V_i^S = \frac{M_i}{d_{i,25}^L} \quad 6.2.31$$

Gde je:

V_i^L - Molarna zapremina (cm^3/mol),

$d_{i,25}^L$ - Gustina tečne faze komponente (i), na 25°C (g/cm^3).

Gustina se računa pomoću jednačine:

$$d_{i,25}^L = 0,8155 + 0,6273 \times 10^{-4} M_i - \frac{13,06}{M_i} \quad 6.2.32$$

Kombinacijom jednačina 6.2.17 i 6.2.20 i zanemarivajući uticaj pritiska i kapaciteta toplote, dolazi se do izraza za fugacitet komponente i :

$$f_i^S = x_i^S \gamma_i^S f_i^{oL} \exp\left(-\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left[1 - \frac{T}{T_i^f}\right]\right) \quad 6.2.33$$

Izraz za određivanje fugaciteta čvrste faze komponente i , prilikom zanemarivanja zavisnosti pritiska glasi:

$$f_i^S = x_i^S \gamma_i^S f_i^{oL} \exp\left(-\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left[1 - \frac{T}{T_i^f}\right] - \frac{\Delta C_p}{R} \left[1 - \frac{T_i^f}{T} + \ln \frac{T_i^f}{T}\right]\right) \quad 6.2.34$$

U ravnotežnom stanju $f_i^L = f_i^S$, te kombinacija jednačina 6.2.19, 6.2.20 i 6.2.32 daju sledeći izraz:

$$\frac{x_i^L}{x_i^S} = \frac{\gamma_i^S}{\gamma_i^L} \exp\left(-\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left[1 - \frac{T}{T_i^f}\right] - \frac{\Delta C_p}{R} \left[1 - \frac{T_i^f}{T} + \ln \frac{T_i^f}{T}\right]\right) \quad 6.2.35$$

Odnos $\left(\frac{x_i^L}{x_i^S}\right)$ daje konstantu fazne ravnoteže tečno-čvrsto komponente i , K_i , preko koje se određuje sadržaj čvrste faze (istaloženog parafina) na datim uslovima.

6.2.6 Matematički modeli za procenu taloženja parafina u programu Aspen HYSYS

Većina matematičkih modela, za procenu taloženja parafina, zasnovana je na eksperimentalnim rezultatima. Neki od najpopularnijih programa kojima je moguć proračun taloženja parafina su: OLGA Dynamic Multiphase Flow Simulator, Aspen HYSYS, PIPESIM.

Za potrebe ove disertacije za proračun taloženja parafina korišćen je program Aspen HYSYS v8.8 u kojem su implementirani sledeći modeli:

- Chung
- Pederson
- Conoco (Erikson)
- AEA

Navedeni modeli zahtevaju detaljno poznavanje sastava fluida. Modeli se zasnivaju na izračunavanju konstante fazne ravnoteže između čvrste i tečne faze.

6.2.7 Pederson (Pederson) model taloženja parafina

Konstanta fazne ravnoteže po modelu Pedersena za komponentu i određuje se iz izraza [101]:

$$\ln K_i = \frac{V_i^L (\delta_m^L - \delta_i^L)^2}{V_i^S (\delta_m^S - \delta_i^S)^2} + \frac{\Delta H_i^f}{RT} \left(1 - \frac{T}{T_i^f} \right) + \frac{\Delta C_p}{R} \left[1 - \frac{T_i^f}{T} + \ln \frac{T_i^f}{T} \right] \quad 6.2.36$$

Gde je:

T – Temperatura (K),

R – Gasna konstanta (J/mol-K),

m – Oznaka za smešu.

Vrednosti konstante fazne ravnoteže komponente u Pedersenovom modelu zavise od sastava tečne i čvrste faze, te prisustva normalnih i izo parafina, za razliku od uobičajenog izračunavanja, gde je konstanta fazne ravnoteže vezana za specificiranu temperaturu i pritisak, što može dovesti do nestabilnog ili netačnog numeričkog rešenja.

6.2.8 Konoko (Conoco) – Eriksonov (Erickson) model

Ericksonov model predstavlja modifikaciju Vonovog (Won) modela kojim se izračunava ravnoteža između čvrste i tečne faze [102]. Predloženo je da analiza ugljovodonika sadrži normalne i ostale parafine (izo, ciklične), jer postoji značajna razlika između tačaka topljenja između njih [103]. Tačka topljenja utiče na izračunatu temperaturu pojave prvih kristala parafina.

Konstanta fazne ravnoteže komponente i , (K_i) je:

$$K_i = \frac{\gamma_i^L}{\gamma_i^S} \exp \left[\frac{\Delta H_i^f}{RT} \left(1 - \frac{T}{T_i^f} \right) \right] \quad 6.2.37$$

Gde se temperatura topljenja/mrženjenja računa pomoću izraza 6.2.30, a entalpija topljenja preko sledeće jednačine:

$$\Delta H_i^f = 1,14 \times 0,1426 M_i W_i T_i^f \quad 6.2.38$$

Gde je:

MW_i – Molekulska masa komponente i .

6.2.9 AEA i Čang (Chung) modeli

AEA i Čang modeli baziraju se na modelu Pedersona [92]. Za AEA model, izraz za konstantu fazne ravnoteže komponente i , (K_i) je:

$$\ln K_i = \frac{\Delta H_i^f}{RT} \left(1 - \frac{T}{T_i^f} \right) + \frac{\Delta C_p}{R} \left[1 - \frac{T_i^f}{T} + \ln \frac{T_i^f}{T} \right] + \int_0^P \frac{V_i^L - V_i^S}{RT} \delta P \quad 6.2.39$$

AEA model je jedini model ugrađen u verziju 8.8 HYSYS programa koji uključuje efekat pritiska na ravnotežu tečnog i čvrstog stanja i uzima u obzir povećanu rastvorljivost komponenti sklonih taloženju na povećanom pritisku, što je posledica prelaska lakih komponenti iz parne u tečnu fazu. Korišćenjem ovog modela, predviđena tačka zamućenja i količina parafina koja se istaloži može da se povećava ili smanji povećanjem pritiska, u zavisnosti od sastava fluida.

Za Čangov model, izraz za konstantu fazne ravnoteže komponente i , (K_i) je [103]:

$$\ln K_i = \frac{\Delta H_i^f}{RT} \left(1 - \frac{T}{T_i^f} \right) + \frac{V_i^L}{RT} (\delta_m^L - \delta_i^L)^2 + \ln \frac{V_i^L}{V_m} + 1 - \frac{V_i^L}{V_m} \quad 6.2.40$$

Gde je:

ΔH_i^f – Entalpija topljenja komponente i ,
 m – Oznaka za smešu.

6.2.10 Određivanje brzine taloženja parafina

U modulu za izračunavanje taloženja parafina iz posmatrane zapremine nafte na zidove cevi pretpostavljeno je da je prenos mase isključivo odgovoran za taloženje parafina. Brzina taloženja opisana je sledećim izrazom [103]:

$$\dot{m} = k(C_{wall} - C_{bulk})A \times M_{w_{wax}} \quad 6.2.41$$

Gde je:

\dot{m} – Brzina taloženja parafina (kg/s),
 k – Koeficijent prenosa mase (mol/m²s molski udeo),
 $M_{w_{wax}}$ – Molekulska masa parafina (kg/mol),
 C - Lokalna koncentracija komponenata koje formiraju parafin (molski udeo),
 A – Poprečni presek cevi (mm).

7. MODELOVANJE BUŠOTINE U GAS-LIFTU

Cilj ovakvog modelovanja bušotine u gas-liftu bio je da se realni sistemi sa terena opišu kako bi se analizirao uticaj gas-lifta na prenos mase i toplote u stubu bušotine. Za potrebe modelovanja odabran je Aspen HYSYS koji je tada predstavljao jedini dostupan program u kojem je moguće uraditi simulaciju protoka fluida u cevima.

Pregledom literature nisu nađeni ni slični modeli u kojima se Aspen HYSYS koristi pri modelovanju bušotine koja proizvodi u kontinualnom gas-liftu. Postoje drugi specijalistički programi u kojima je moguće simulirati protok fluida, kao što su OLGA ili Pipesim. S tim što se OLGA više koristi za dinamičke simulacije ponašanja fluida u određenim uslovima, dok Pipesim više služi za modelovanje bušotina i površinskih cevovoda.

Parametri koji se mogu varirati u ovako postavljenom modelu su: količina fluida, sastav fluida, prečnik tubinga, kezinga, pritisak, temperatura, razmena toplote sa okolinom, količina gas-lift gasa koji se utiskuje, sastav gas-lift gasa, kao i pritisak i temperatura gas-lift gasa.

Pri modelovanju bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu uključeni su:

- Tubing i kezing,
- Fluid proizveden iz bušotine,
- Gas-lift gas,
- Razmena toplote fluida u tubingu i gas-lift gasa,
- Razmena toplote između gas-lift gasa i okolne sredine (zemlje).

7.1 Granice modela i modelovanje materijalne struje

Prvi korak u modelovanju bušotine predstavlja definisanje ulazne i izlazne granice sistema koji se modeluje. Definisanjem granica, određuju se elementi sistema koji se modeluje i materijalni bilans ulaznih i izlaznih fluida.

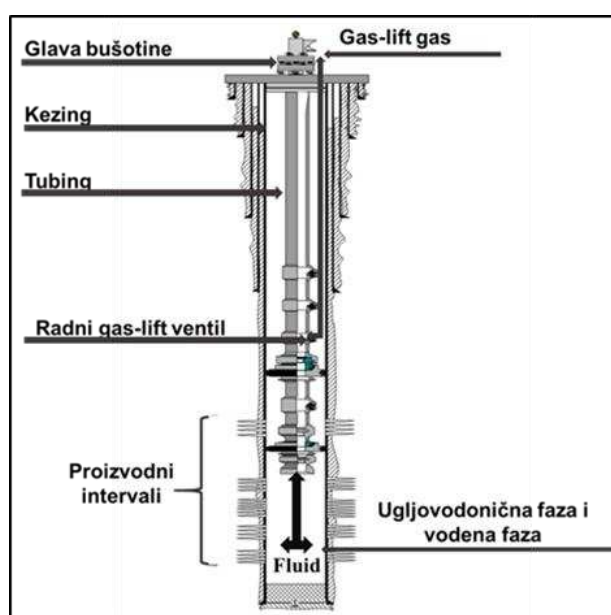
Ulazne granice sistema predstavljaju:

- Dno bušotine – proizvodni interval bušotine,
- Usis kompresora za gas-lift gas.

Ulazne struje u sistem su:

- Ugljovodonični fluid sa dna bušotine – zbirni fluid iz proizvodnih intervala,
- Ležišna (slojna) voda,
- Gas-lift gas koji se utiskuje.

Izlaznu granicu sistema predstavlja glava proizvodne bušotine. Dok izlaz iz sistema predstavlja fluid na glavi bušotine. Na slici 7.1 predstavljena je šema gas-lift bušotine.



Slika 7.1 - Šematski prikaz bušotine koja radi u kontinualnom gas-liftu

7.2 Postupak modelovanja sistema u kontinualnom gas-liftu

7.2.1 Modelovanje bušotine

Naftna bušotina modelovana je kao sistem cev u cevi koji obuhvata sledeće elemente:

- Proizvodni tubing – unutrašnja cev,
- Kezing – spoljašnja cev,
- Anularni prostor „A“ – međuprostor između proizvodnog tubinga (njegov spoljašnji prečnik) i zaštitne kolone-kezinga (njegov unutrašnji prečnik).

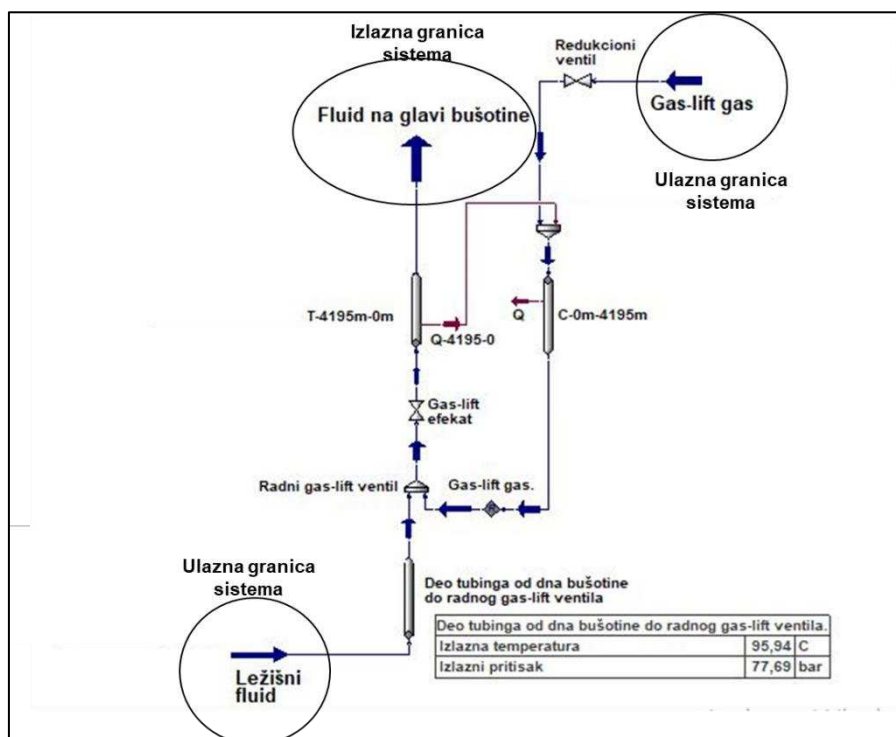
Proizvodni tubing modelovan je kao cev sa datim prečnikom. Međuprostor je modelovan kao cev sa hidrauličnim prečnikom koji se za datu cev izračunava pomoću sledeće jednačine:

$$d_h = 2(r_o - r_i) \quad 7.2.1$$

Gde je:

- d_h – Hidraulični prečnik (mm),
- r_o – Unutrašnji poluprečnik spoljašnje cevi (mm),
- r_i - Spoljašnji poluprečnik unutrašnje cevi (mm).

Tubing je predstavljen sa dve cevi: prva cev predstavlja deo tubinga od dna bušotine do radnog gas-lift ventila. Druga cev predstavlja deo tubinga od dubine ulaska gas-lift gasa u tubing do glave bušotine. Radi lakšeg praćenja, modeli su označeni prema broju cevi kojima je predstavljen tubing. Kezing je predstavljen kao jedna cev. Šematski prikaz modelovane bušotine predstavljen je na slici 7.2.



Slika 7.2 - Prikaz toka fluida i modela bušotine sa dve (2) cevi

7.2.2 Modelovanje toka fluida

Fluid iz bušotine i gas-lift gas imaju protivstrujni (suprotnosmerni) tok. Gas-lift gas kreće se sa površine ka dnu bušotine kroz međuprostor, do ulaska u tubing kroz radni gas-lift ventil.

Ležišni fluid obuhvata ugljovodoničnu fazu – naftu, gas i ležišnu vodu. Ležišni fluid sa pridruženim gas-lift gasom struji ka glavi bušotine.

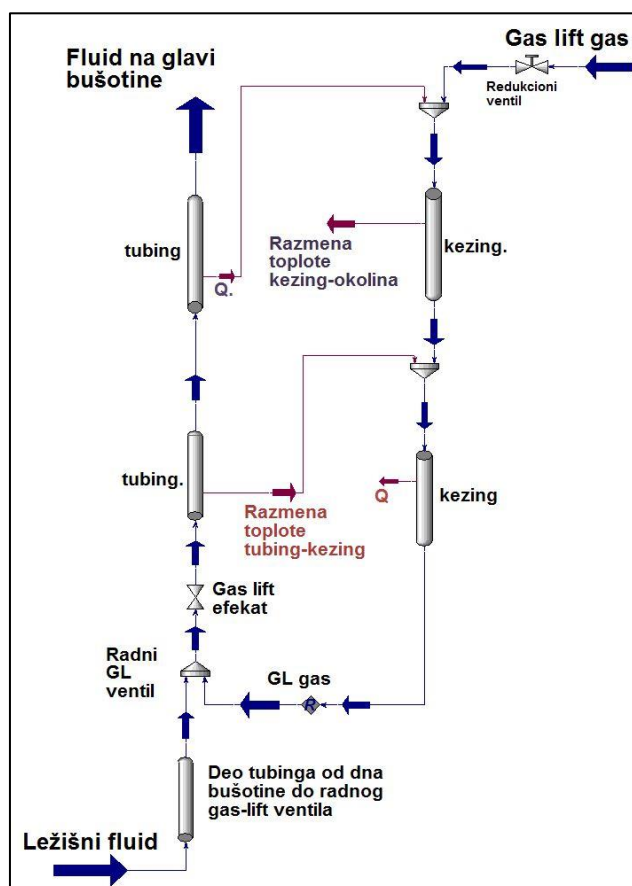
7.2.3 Modelovanje razmene toplote

Razmena toplote između gas-lift gasa i okoline – zemlje modelovana je takođe primenom programa Aspen HYSYS. Za modelovanje korišćena je opcija procene koeficijenta prolaza toplote (estimate heat transfer coefficient, HTC), gde je temperatura okoline (zemlje) određena na osnovu temperaturnog gradijenta zemlje. Prilikom procene koeficijenta prolaza toplote, uticaj “izolacije” kezinga, tj. cement koji se nalazi između kezinga i zemlje obuhvaćen je tako što je cev simulirana kao izolovana određenom debljinom izolacije (koja predstavlja debljinu cementa), a koeficijent otpora provođenju toplote uzet je za korišćeni tip cementa. Temperaturni – geotermalni gradijent zemlje, predstavlja porast temperature zemlje u funkciji dubine (od površine ka centru zemlje). Temperaturni gradijent za regiju u kojoj se nalaze modelovane bušotine prikazane u radu preuzet je iz geološkog modela za regiju u kojoj se nalaze bušotine [104].

Razmena toplote između fluida u tubingu i međuprostoru modelovana je kao procenjena razmena toplote za modelovani cevni segment (deo cevi). Ova opcija predstavlja procenu, u ovom slučaju odvedene količine toplote od fluida u tubingu, odnosno onu toplotu koju je fluid koji protiče kroz tubing izgubio pri strujanju sa dna bušotine ka površini. Količina toplote koja je odvedena od fluida koji struji kroz tubing jednaka je količini toplote koja je dovedena gas-lift gasu koji struji kroz kezing [105].

Za modelovanje prenosa toplote sa fluida na fluid, ukupna dužina cevi podeljena je na određeni broj elemenata, od 1 do 10, (cevnih segmenata). Na kraju svakog cevnog segmenta pomoću miksera (opcije pomoću koje se sabiraju materijalne i/ili energetske struje u Aspen HYSYS-u), oduzeta količina toplote segmentu tubinga, dodata je cevnom segmentu kezinga [106].

Šematski prikaz modelovanja razmene toplote u bušotini sa gas-liftom prikazano je na slici 7.3.



Slika 7.3 - Modelovanje razmene toplote u bušotini sa gas-liftom

Kao referentne temperature korišćene su merene vrednosti, tj. temperaturni profil bušotine dobijen iz karotažnih merenja.

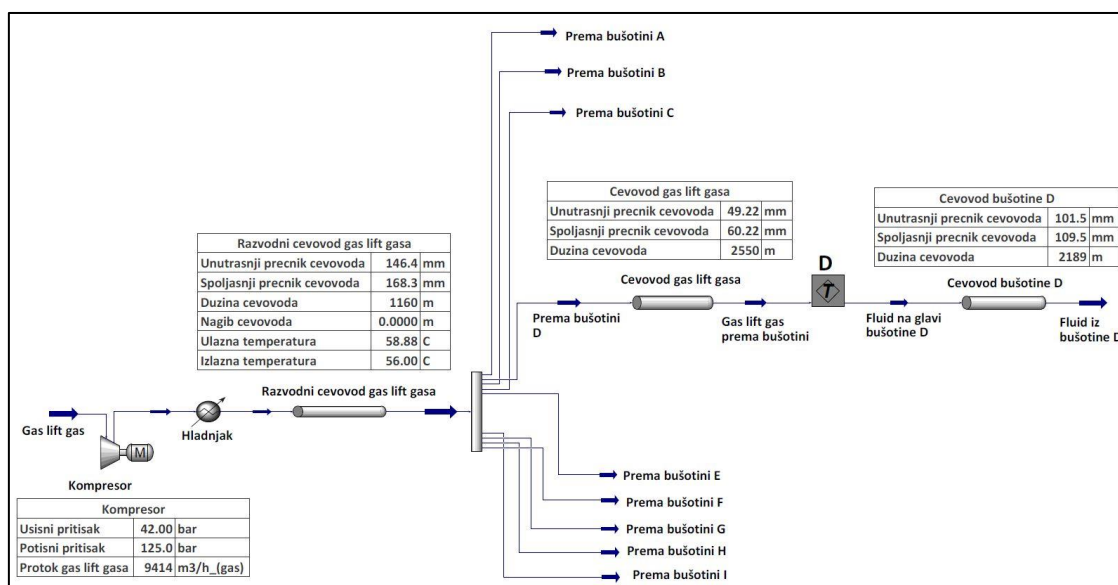
Povećanjem broja cevnih segmenata, dobija se bolje poklapanje temperaturnog profila u tubing-u i kezing-u sa merenim vrednostima.

Pri modelovanju razmene toplote u bušotini koja radi u kontinualnom gas-liftu, može se napraviti određena analogija sa suprotnosmernim razmenjivačem toplote. Gas koji se utiskuje, tokom kretanja kroz međuprostor ka radnom gas-lift ventilu razmenjuje toplotu sa zemljom (spoljašnja strana kezinga) i sa fluidom koji protiče kroz tubing. Fluid koji struji kroz tubing razmenjuje toplotu sa gas-lift gasom u međuprostoru.

7.3 Verifikacija postavljenog modela

Za proizvodnju u bušotini koja je korišćena za verifikaciju modela, kao gas-lift gas, korišćen je suvi prirodni gas. Gas se komprimuje na 125 (bar) i transportuje pomoću distributivnog cevovoda do manifolda sa kojeg se, pojedinačnim cevovodima, distribuira ka bušotinama. Proračunom gas-lifta, dobijen je pritisak utiskivanja gasa u posmatranu bušotinu koji u ovom slučaju iznosi 74 (bar). Pritisak gas-lifta gasa se na dizni redukuje sa 125 (bar) na 74 (bar). Gas se utiskuje kroz međuprostor bušotine (kezing) i ulazi u tubing kroz radni gas-lift ventil. Ukupan ležišni fluid i gas-lift gas kreću se sa dna bušotine ka glavi bušotine, zatim cevovodom transportuju do sabirne stanice.

Procesna šema gas-lift sistema prikazana je na slici 7.4. Proizvodna bušotina, označena je slovom D.



Slika 7.4 - Šematski prikaz gas-lift sistema – distribucija gas-lift gasa ka pojedinačnim bušotinama koje rade u sistemu gas-lifta

Za verifikaciju postavljenog modela korišćeni su sledeći ulazni podaci:

- Proizvodnja nafte, gasa i ležišne vode, tabela 7.1,
- Protok utisnutog gas-lift gasa na dan kada su merenja izvršena, tabela 7.1,
- Sastav nafte i gasa na ležišnim uslovima dobijeni iz PVT⁴ analiza, tabela 7.2,

⁴ PVT – Pritisak-Zapremina-Temperatur, analize koje se rade na ležišnoj temperaturi, iz kojih se između ostalog dobija i sastav ležišnog fluida.

- Sastav utisnutog gas-lift gasa, tabela 7.3,
- Temperatura i pritisak gas-lift gasa, tabela 7.1,
- Profil pritiska i temperature fluida u tubingu, dobijeni karotažnim merenjem (PLT),
- Temperaturni gradijent zemlje za regiju na kojoj se bušotine nalaze,
- Postojeća kompozicija proizvodne bušotine.

Tabela 7.1 - Protoci fluida i procesni parametri

Parametar	Jedinica	Vrednost
Proizvodni podaci za bušotinu		
Proizvodnja nafte	tona	14,85
Proizvodnja gasa	Sm ³	12996
Proizvodnja vode	Sm ³	3,30
Ležišni uslovi		
Temperatura na dnu bušotine	°C	69,05
Pritisak na dnu bušotine	bar	87,49
Gas-lift gas		
Količina utisnutog gas-lift gasa	Sm ³	18077
Pritisak na glavi bušotine	bar	73,50
Temperatura na glavi bušotine	°C	4,27

Tabela 7.2 - Sastav ležišnog-bušotinskog fluida

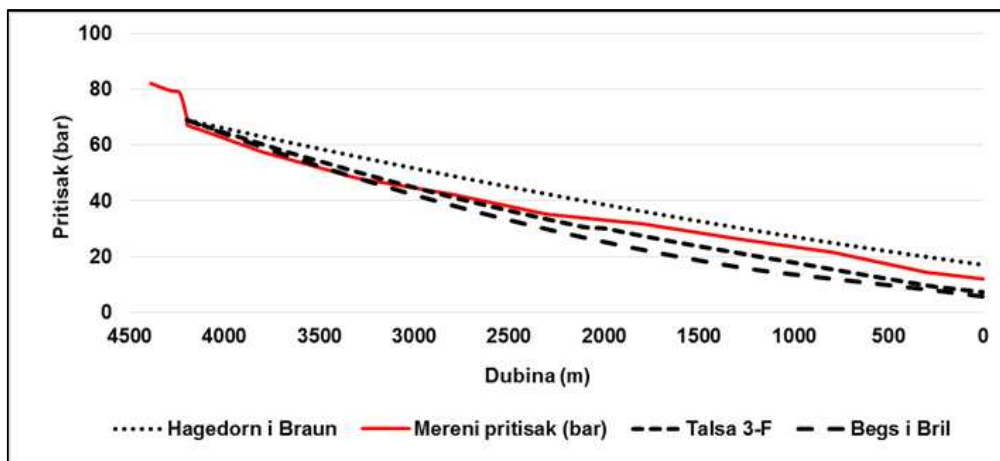
Komponenta	Molski udeo
Azot (N ₂)	0,01781
Ugljen-dioksid (CO ₂)	0,00758
Vodonik-sulfid (H ₂ S)	0,00355
Metan (CH ₄)	0,47087
Etan (C ₂ H ₆)	0,09937
Propan (C ₃ H ₈)	0,05483
i-Butan (i-C ₄ H ₁₀)	0,00938
n-Butan (n-C ₄ H ₁₀)	0,02027
i-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,00700
n-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,00577
p-C ₆₊	0,08863
Helijum (He)	0,00005
Vodonik (H ₂)	0,00010
Voda (H ₂ O)	0,21478
Ukupno	1,00000

Tabela 7.3 – Udeo komponenata gas-lift gasa

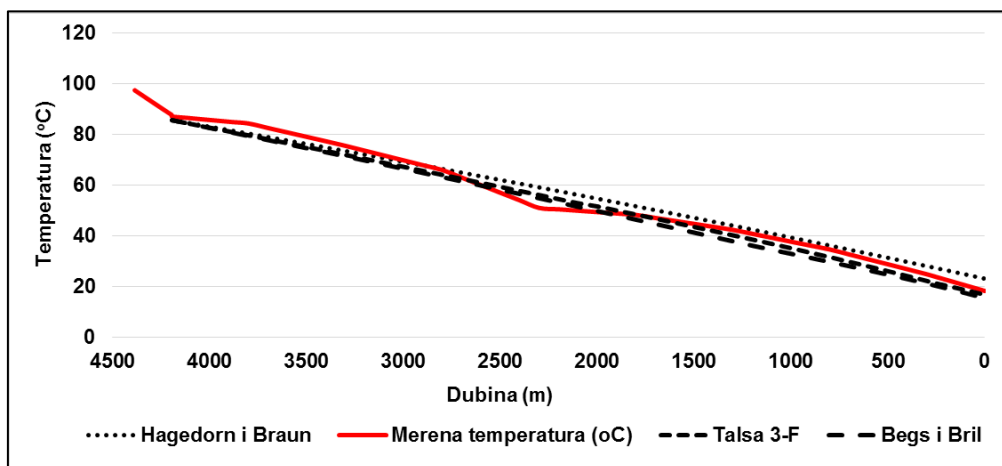
Komponenta	Molski udeo
Azot (N ₂)	0,01607
Ugljen-dioksid (CO ₂)	0,01144
Vodonik-sulfid (H ₂ S)	0,00000
Metan (CH ₄)	0,82010
Etan (C ₂ H ₆)	0,12761
Propan (C ₃ H ₈)	0,02000
i-Butan (i-C ₄ H ₁₀)	0,00150
n-Butan (n-C ₄ H ₁₀)	0,00195
i-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,00026
n-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,00021
p-C ₆₊	0,00008
Helijum (He)	0,00075
Vodonik (H ₂)	0,00001
Voda (H ₂ O)	0,00002
Ukupno	1,00000

7.3.1 Profil pritiska i temperature

Profil pritiska i temperature u tubingu računat je pomoću tri jednačine za proračun pada pritiska za multifazni vertikalni protok fluida. Korišćene jednačine su: Talsa 3F, Hagedorn i Braun, Begs i Brill, prikazane su u poglavlju 6. Slike 7.5 i 7.6 prikazuju rezultate profila pritiska i temperature. Dobijene vrednosti upoređene su sa izmerenim vrednostima i prikazane u tabelama 7.4 i 7.5.



Slika 7.5 - Uporedni prikaz merenog i izračunatog profila pritiska u stubu bušotine za model koji se sastoji iz dve cevi



Slika 7.6 - Uporedni prikaz merenog i izračunatog profila temperature u stubu bušotine za model koji se sastoji iz dve cevi

Tabela 7.4 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska za model sa dve cevi

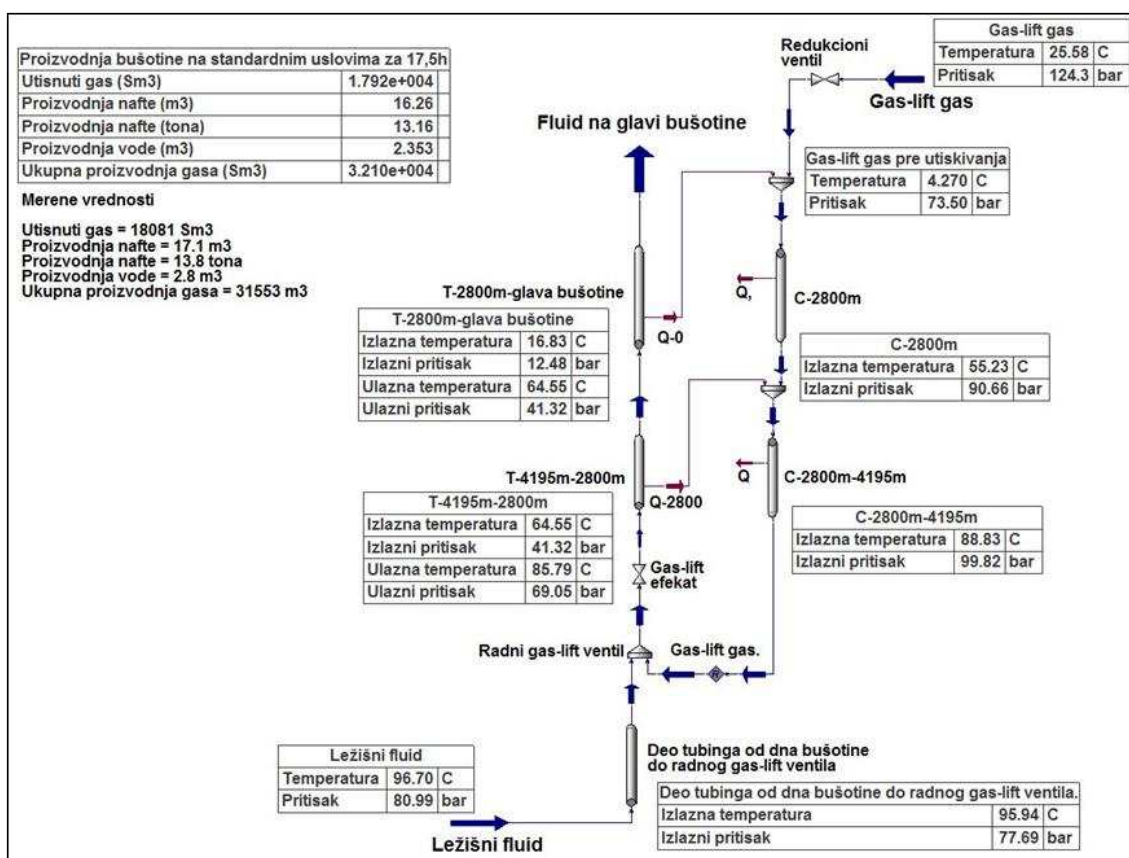
Dubina (m)	Pritisak (bar)						
	Merena vrednost	Izračunata vrednost			Razlika merenih i izračunatih vrednosti		
		Talsa 3F	Hagedorn-Braun	Begs-Bril	Talsa 3F	Hagedorn-Braun	Begs-Bril
4195	69,05	69,05	69,05	69,05	0,00%	0,00%	0,00%
3800	57,50	60,16	63,13	58,72	-1,13%	-2,34%	0,60%
3300	48,09	50,19	55,97	47,03	-1,07%	-3,79%	1,63%
2800	42,30	41,40	49,17	36,83	0,54%	-3,75%	2,92%
2300	35,20	33,60	42,74	28,05	1,16%	-4,84%	4,50%
1800	31,77	27,72	36,68	20,52	3,41%	-3,59%	7,46%
1300	26,40	21,70	31,00	14,12	4,88%	-4,01%	10,58%
800	21,60	15,87	25,71	10,62	7,65%	-4,34%	9,90%
300	14,40	10,17	20,81	7,19	8,60%	-9,10%	8,58%
Glava bušotine	12,50	8,17	18,05	4,98	10,46%	-9,09%	12,15%

Tabela 7.5 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature za model sa dve cevi

Dubina (m)	Temperatura (°C)						
	Merena vrednost	Izračunata vrednost			Razlika merenih i izračunatih vrednosti		
		Talsa 3F	Hagedorn-Braun	Beggs-Bril	Talsa 3F	Hagedorn-Braun	Beggs-Bril
4195	87,70	83,05	83,05	83,05	1,36%	1,36%	1,36%
3800	84,40	78,32	79,05	77,96	1,87%	1,64%	1,98%
3300	75,60	72,34	73,89	71,45	1,10%	0,57%	1,41%
2800	66,04	66,33	68,62	64,87	-0,11%	-0,96%	0,45%
2300	51,07	60,28	63,25	58,24	-4,14%	-5,33%	-3,28%
1800	48,30	54,57	57,77	51,52	-3,05%	-4,47%	-1,61%
1300	42,40	48,47	52,19	44,62	-3,34%	-5,17%	-1,27%
800	34,67	41,98	46,49	38,77	-4,77%	-7,28%	-2,79%
300	24,90	34,81	40,66	32,38	-8,30%	-12,02%	-6,53%
Glava bušotine	11,80	31,06	37,10	27,82	-22,47%	-25,87%	-20,22%

Dobijeni rezultati pokazali su da odstupanje od merenih vrednosti zavisi od primenjene jednačine i dubine. Najmanje razlike između merenih i izračunatih pritisaka uočene su primenom jednačine Talsa 3F, a za temperature primenom jednačine Begs i Brila. Razlike se povećavaju smanjenjem dubine, a najveće su na glavi bušotine. Povećanje broja segmenata i pod-segmenata u modelovanom tubingu nije dao bolje poklapanje sa merenim vrednostima.

U narednom modelu, tubing je predstavljen sa tri odvojene cevi; prva cev od dna bušotine do dubine ulaska gas-lift gasa u tubing i dve cevi koje predstavljaju tubing od radnog gas-lift ventila do glave bušotine. Kezing je predstavljen pomoću dve cevi, slika 7.7.



Slika 7.7 - Prikaz bušotine i toka fluida kroz tubing i kezing za model koji se sastoji iz tri cevi

Jednačine za proračun pada pritiska kroz vertikalni cevovod za postavljeni model korišćene su na sledeći način:

- Jedna jednačina za proračun pada pritiska za sve cevi u modelu,
- Različite jednačine za svaku cev.

U tabelama 7.6 i 7.7 date su procenutalne razlike između merenih i izračunatih vrednosti pritiska i temperature kada je u svim cevima korišćena ista jednačina. Korelacija Begs i Brila nije uključena u tabelama zbog velikog odstupanja od merenih vrednosti pritiska.

Tabela 7.6 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska za model sa tri cevi (jedna jednačina za sve cevi)

Dubina (m)	Pritisak (bar)				
	Merena vrednost	Izračunata vrednost		Razlika merenih i izračunatih vrednosti	
		Talsa 3F	Hagedorn i Braun	Talsa 3F	Hagedorn i Braun
4195	69,05	69,05	69,05	0,00%	0,00%
3800	57,50	60,31	63,07	-1,19%	-2,31%
3300	48,09	50,35	55,88	-1,15%	-3,74%
2800	42,30	41,38	49,01	0,55%	-3,67%
2300	35,20	33,47	42,48	1,26%	-4,69%
1800	31,77	27,01	36,30	4,05%	-3,33%
1300	26,40	21,43	30,49	5,20%	-3,59%
800	21,60	15,54	25,04	8,16%	-3,69%
300	14,40	9,75	19,97	9,62%	-8,10%
Glava bušotine	12,50	7,34	17,16	13,00%	-7,85%

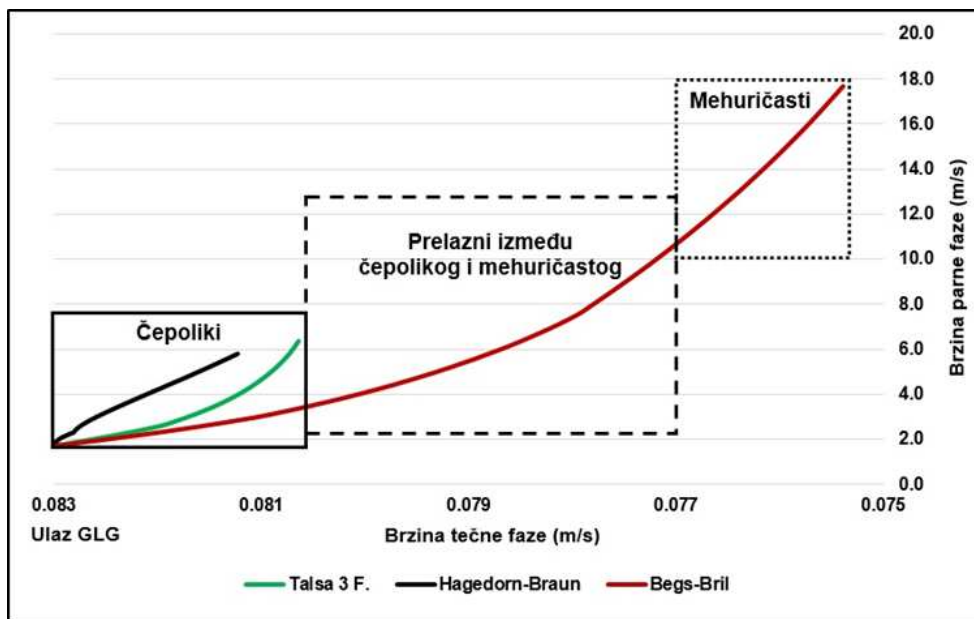
Tabela 7.7 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature za model sa tri cevi (jedna jednačina za sve cevi)

Dubina (m)	Temperatura (°C)				
	Merena vrednost	Izračunata vrednost		Razlika merenih i izračunatih vrednosti	
		Talsa 3F	Hagedorn i Braun	Talsa 3F	Hagedorn i Braun
4195	87,70	85,79	85,79	0,55%	0,55%
3800	84,40	79,74	79,47	1,42%	1,50%
3300	75,60	72,04	71,42	1,21%	1,42%
2800	66,04	64,18	63,22	0,72%	1,09%
2300	51,07	56,21	54,88	-2,39%	-1,80%
1800	48,30	48,00	46,42	0,16%	0,99%
1300	42,40	40,33	37,87	1,25%	2,82%
800	34,67	31,70	29,70	2,23%	3,86%
300	24,90	22,34	21,15	2,71%	4,07%
Glava bušotine	11,80	17,00	15,45	-9,02%	-6,70%

Uvođenjem tri cevi za tubing i korišćenjem jedne jednačine za pad pritiska, dobijeno je bolje slaganje sa merenim vrednostima pritiska i temperature u tubing u odnosu na

model sa dve cevi. Najveće odstupanje dobijeno je na glavi bušotine. Najbolje poklapanje izračunatog pritiska sa merenim vrednostima dala je jednačina Hagedorn i Braun. Jednačinom Talsa 3F dobijeno je bolje poklapanje izračunatih temperatura sa merenim vrednostima.

U tabeli 7.8 date su procenutalne razlike između merenih i izračunatih vrednosti pritiska i temperature kada su se koristile različite jednačine. Primenom različitih jednačina za proračun pada pritiska za svaku cev, dobijeno je bolje poklapanje sa merenim rezultatima nego kada se koristila jedna jednačina na celom profilu bušotine. Objašnjenje se može pronaći u činjenici da u stubu bušotine dolazi do promene pritiska i temperature, te time i odnosa parne i tečne faze u fluidu. Rezultat svega navedenog dovodi do promene brzine parne i tečne faze što se odražava na promenu oblika protoka, što je prikazano na slici 7.8 samim tim i promenu pritiska i temperature u stubu bušotine.

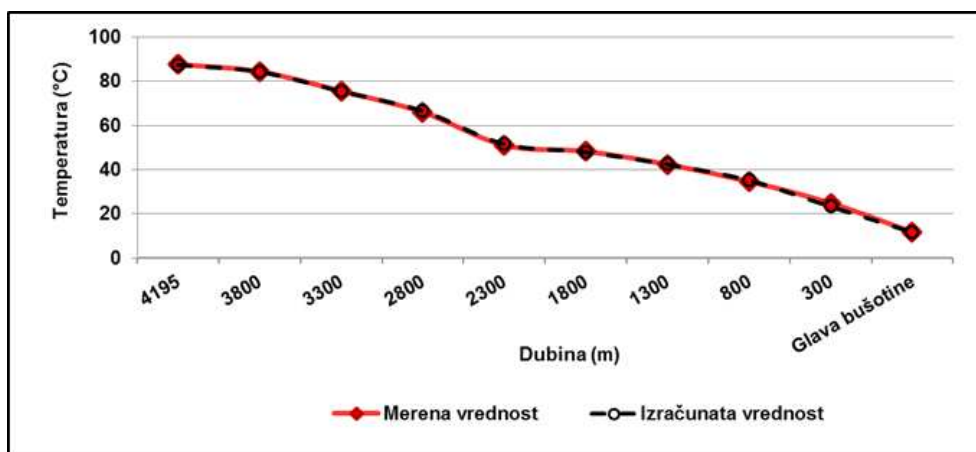


Slika 7.8 - Promena oblika protoka u bušotini sa gas-liftom

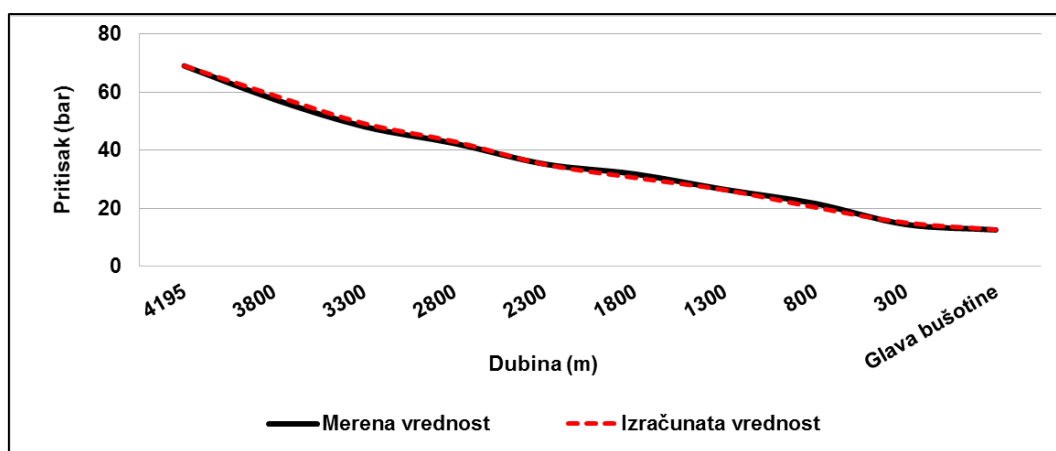
Tabela 7.8 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti pritiska i temperature za model sa tri cevi (dve različite jednačine – Talsa 3F i Hagedorn-Braun)

Dubina (m)	Pritisak (bar)			Temperatura (°C)		
	Merena vrednost	Izračunata vrednost – Talsa 3F	Razlika merenih i izračunatih vrednosti	Merena vrednost	Izračunata vrednost – Hagedorn-Braun	Razlika merenih i izračunatih vrednosti
4195	69,05	69,05	0,00%	87,70	85,79	0,55%
3800	57,50	60,18	-1,14%	84,40	80,57	1,16%
3300	48,09	51,03	-1,48%	75,60	73,81	0,60%
2800	42,30	46,20	-2,20%	66,04	66,87	-0,31%
2300	35,20	38,22	-2,05%	51,07	55,19	-1,94%
1800	31,77	33,35	-1,21%	48,30	49,73	-0,73%
1300	26,40	26,36	0,04%	42,40	40,78	0,98%
800	21,60	20,81	0,93%	34,67	32,98	1,25%
300	14,40	14,39	0,02%	24,90	22,82	2,18%
Glava bušotine	12,50	10,98	3,23%	11,80	12,43	-1,30%

Ispitivanja su pokazala da se, kada se za sve cevi koristi jedna jednačina za pad pritiska, poboljšanje slaganja merenih i izračunatih profila pritiska i temperature dobija povećanjem broja cevi kojima je predstavljen tubing i kezing. Profili pritiska i temperature kada je tubing podeljen na deset cevi, a kezing na 9 (slika prilog A), prikazani su na slikama 7.9 i 7.10 i u tabeli 7.9.



Slika 7.9 - Uporedni prikaz merenih i izračunatih vrednosti profila temperature za model sa deset (10) cevi



Slika 7.10 - Uporedni prikaz merenih i izračunatih vrednosti profila pritiska za model sa deset (10) cevi

Tabela 7.9 - Razlika između izračunatih i merenih vrednosti temperature i pritiska za model sa deset (10) cevi (jedna jednačina za sve cevi)

Dubina (m)	Pritisak (bar)			Temperatura (°C)		
	Merena vrednost	Izračunata vrednost	Razlika između merenih i izračunatih vrednosti	Merena vrednost	Izračunata vrednost	Razlika između merenih i izračunatih vrednosti
4195	69,05	69,05	0,00%	87,7	87,49	0,24%
3800	57,5	58,84	-2,30%	84,4	84,38	0,02%
3300	48,09	49,14	-2,16%	75,6	75,53	0,09%
2800	42,3	42,94	-1,50%	66,04	66,73	1,04%
2300	35,2	35,04	0,46%	51,07	51,76	-1,34%
1800	31,77	30,45	4,24%	48,3	48,1	0,41%
1300	26,4	26,22	0,68%	42,4	42,6	-0,47%
800	21,6	20,22	6,60%	34,67	35,35	-1,94%
300	14,4	14,93	-3,61%	24,9	24,0	3,79%
Glava bušotine	12,5	12,54	-0,32%	11,8	11,91	-0,93%

Za dobijanje najtačnijih rezultata, potrebno je cev podeliti na što više pojedinačnih cevi. Time se proračun pritiska i temperature u stubu bušotine deli na veliki broj manjih nezavisnih sistema na kojima se postiže termodinamička ravnoteža. Uvođenjem većeg broja cevi omogućeno je bolje predstavljanje realne razmene toplote tubing-kezing i kezing-spoljašnja okolina.

Navedeno nalazi praktičnu primenu u slučaju da ne postoje karotažna merenja, već samo podaci o temperaturi i pritisku na dnu i glavi bušotine. Podelom tubinga i kezinga na veći broj cevi omogućava se određivanje profila pritiska i u stubu bušotine [106].

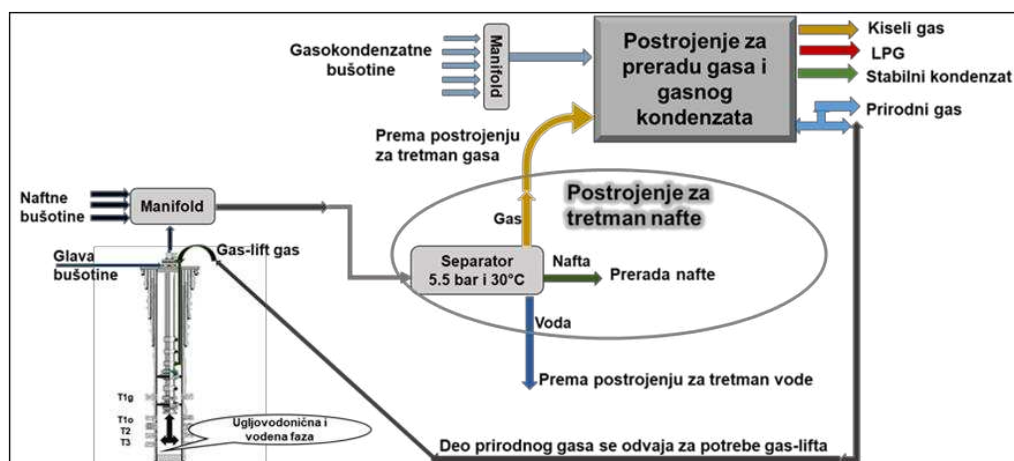
8. UTICAJ GAS-LIFTA NA PRENOS MASE I SASTAV FLUIDA IZDVOJENOG NA SEPARATORU

U ovom poglavlju prikazana je analiza uticaja gas-lifta na prenos mase i sastava gasne i tečne faze proizvedenog fluida u odnosu na fluid iz bušotine koja radi bez gas-lifta. Kako su profili pritiska i temperature u stubu bušotina sa i bez gas-lifta različiti, time su i odnos gas/tečnost i sastavi faza različiti, što bi trebalo da se potvrdi i kroz različitu distribuciju proizvoda dobijenih u postrojenjima za tretman nafte, gasa i gasnog kondenzata.

Ispitivanje uticaja analizirano je na tri bušotine u gas-liftu sa naftnog i gaso-kondenzatnog polja, a prinosi proizvoda na postrojenjima za tretman nafte i preradu gasa.

8.1 Opis toka fluida na naftno i gaso-kondenzatnom polju

Proizvedeni fluid iz naftnih bušotina, cevovodom se transportuje na postrojenje za preradu nafte, na prvi stepen separacije fluida. Pritisak prvog stepena separacije iznosi 5,5 bar. Izdvojena nafta se dalje tretira, a izdvojena voda transportuje se na postrojenje za tretman vode. Izdvojena voda se posle tretmana utiskuje u injekcione bušotine u cilju održavanja ležišnog pritiska. Gas izdvojen na prvom i drugom stepenu separacije, transportuje se na postrojenje za preradu gasa i gasnog kondenzata gde se, zajedno sa fluidom iz gaso-kondenzatnih bušotina, prerađuje u cilju dobijanja: prirodnog gasa, stabilnog kondenzata, tečnog naftnog gasa (TNG) i kiselog gasa. Deo prirodnog gasa koristi se u kontinualnom gas-lift sistemu kao gas-lift gas koji se utiskuje u naftne bušotine. Šematski prikaz toka fluida, od naftnih bušotina, preko postrojenja za tretman nafte, do postrojenja za preradu gasa i gasnog kondenzata prikazan je na slici 8.1.



Slika 8.1 - Šematski prikaz toga fluida i procesnih postrojenja na naftnom i gaso-kondenzatnom polju [107]

8.2 Modelovanje struja fluida

Za ispitivanje uticaja gas-lifta na promenu mase i sastava fluida izdvojenih na separatoru izabrane su tri bušotine koje rade u kontinualnom gas-liftu.

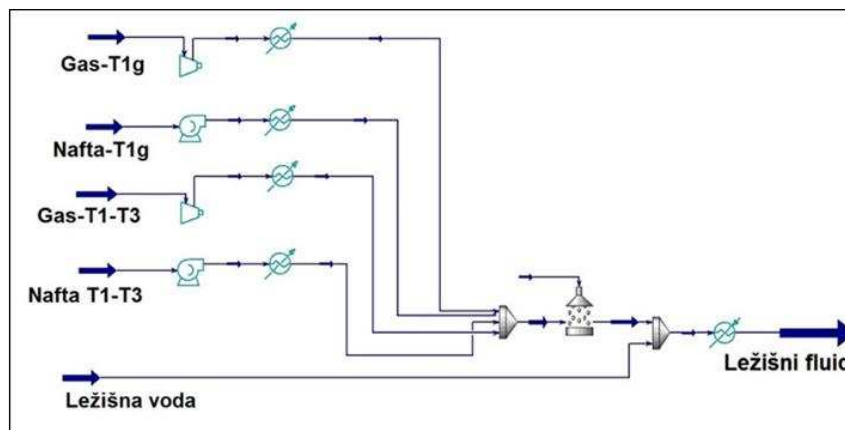
Za postavljanje modela, prvo je potrebno modelovati ležišni fluid iz izabranih bušotina. Nafta i rastvoreni gas dobijaju se iz četiri sloja: tri naftna i jednog gaso-kondenzatnog. Ispitivanja su pokazala da nema značajnijih razlika u sastavima fluida iz tri naftna sloja, pa je sastav fluida iz tri naftna sloja predstavljen fluidom iz sloja iz koga se proizvodilo najviše, odnosno strujom nafte, nazvanom Nafta T1-T3 i materijalnom strujom rastvorenog gasa nazvanom Gas-T1-T3.

Fluid iz gaso-kondenzatnog sloja predstavljen je materijalnom strujom gasa, koja je nazvana Gas-T1g, i strujom kondenzata, nazvanom Nafta-T1g.

Proizvodni podaci i distribucija proizvodnje po slojevima za modelovane bušotine preuzeti su iz dnevnih izveštaja o proizvodnji i karotažnih merenja (production logging tool - PLT).

Sastavi materijalnih struja preuzeti su iz PVT analiza (tabela 8.2). U korišćenim PVT analizama udeo vode nije uključen. Da bi sastav modelovanih materijalnih struja odgovarao stvarnom sastavu, zbirna materijalna struja ugljovodonika zasićena je vodom na ležišnim uslovima. Proizvedena ležišna voda predstavljena je kao odvojena materijalna struja sa svojim sastavom. Sastav fluida, parne i tečne faze, koji se koristio za modelovanje u PVT analizama dat je na standardnim uslovima. Da bi se materijalne struje predstavile na uslovima pritiska i temperature koji vladaju u ležištu, strujama gasa

podignut je pritisak na pritisak ležišta pomoću virtuelnog kompresora, a temperatura podešena pomoću hladnjaka/grejača. Pritisak struja nafte i kondenzata podignut je uvođenjem virtuelne pumpe, a temperatura podešena virtuelnim hladnjakom/grejačem. Na taj način je stanje fluida dovedeno na ležišne uslove. Šematski prikaz modelovanog fluida u programu Aspen HYSYS-u predstavljen je na slici 8.2.



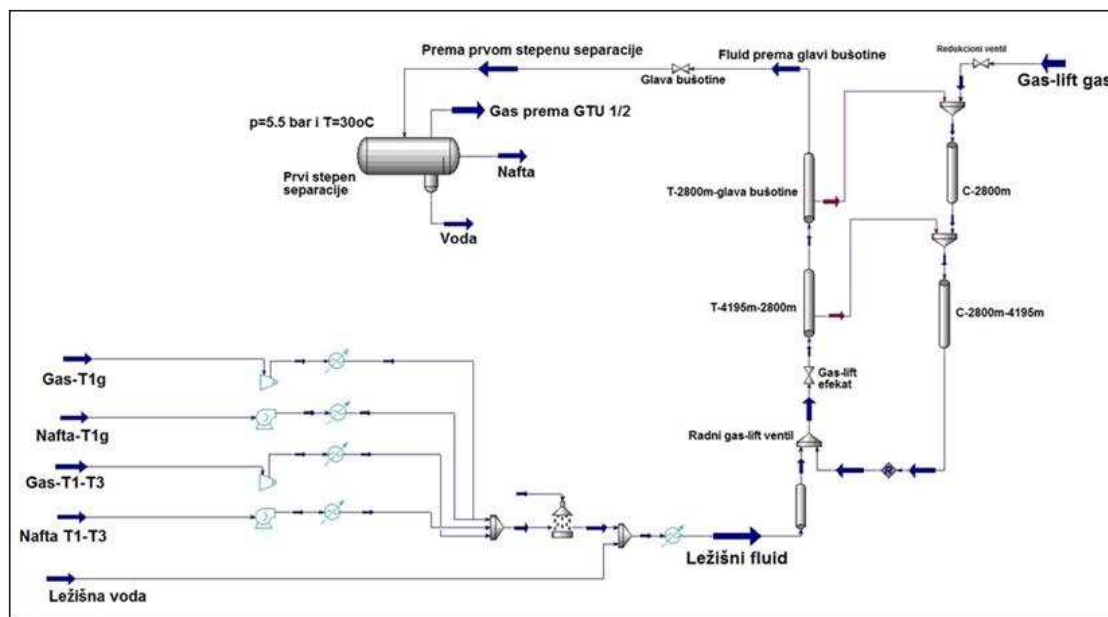
Slika 8.2 - Modelovanje materijalne struje (fluida) u programu Aspen HYSYS [107]

8.3 Razmatrani slučajevi

U cilju sagledavanja uticaja gas-lifta na sastav tečne i gasne faze poređene su bušotine sa gas-liftom i bez gas-lifta, pri čemu su usvojene jednake količine i hemijski sastavi fluida iz ležišta. Ovakav pristup omogućio je upoređivanje količine i sastava proizvedenog fluida sa i bez gas-lift gasa na datom pritisku i temperaturi.

Da bi se analizirala razlika u komponentnom sastavu, odnosno količine svake ugljovodonične komponente u parnoj i tečnoj fazi na separatorskim uslovima, razmatrana su dva slučaja:

1. Slučaj #1: Bušotina proizvodi u kontinualnom gas-lift sistemu. Ka vrhu bušotine, kroz tubing, protiču fluid iz ležišta i gas-lift gas, slika 8.3. Ukupna masa komponenti jednaka je zbiru masa posmatrane komponente iz fluida iz ležišta i te komponente iz gas-lift gasa. Na separatorskim uslovima, posle odvajanja tečne od parne faze, zabeležena je količina svake komponente u parnoj (i tečnoj) fazi.



Slika 8.3 - 1. Slučaj – Šematski prikaz bušotine u gas-liftu – od dna bušotine do separatora

2. Slučaj #2: Bušotina proizvodi bez gas-lift sistema. Količina nafte, gasa i vode iz ležišta jednaki su kao u Slučaju #1. Da bi se utvrdio uticaj utisnutog gasa na raspodelu komponentata po fazama na separatorskim uslovima, potrebna je jednaka ukupna masa svake komponente u oba slučaja. Da bi se dobila jednaka masa svih komponenti kao i u Slučaju #1, masi svake komponente u parnoj fazi, dobijenoj posle separacije na datom pritisku i temperaturi, dodata je masa komponenti iz gas-lift gasa, slika 8.4. Na taj način formirana je masa svake komponente u rezultujućoj struji koja je upoređena sa masom komponente iz Slučaja #1. Ukupna masa svake pojedinačne komponente za Slučaj #2 računata je na sledeći način:

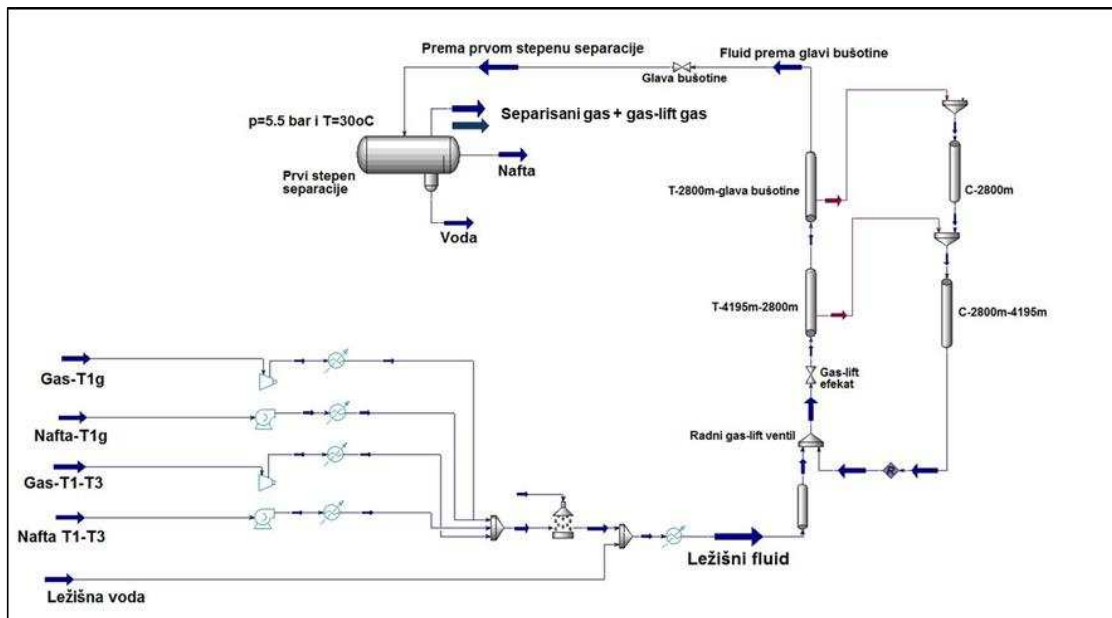
$$m_{i \text{ Slučaj 2 (sep TP)}} = m_{i \text{ w vap (sep TP)}} + m_{i \text{ GLG vap (sep TP)}} \quad 8.3.1$$

Gde je:

$m_{i \text{ Slučaj 2 (sep TP)}}$ – Ukupna masa komponente „i“ u rezultujućoj struji u Slučaju 2, na separatorskim uslovima (kg),

$m_{i \text{ w vap (sep TP)}}$ – Masa komponente „i“ iz proizvedenog fluida u gasnoj fazi separatorskim uslovima (kg),

$m_{i\ GLG\ vap\ (sep\ TP)}$ - Masa komponente „i“ iz gas-lift gasa u gasnoj fazi na separatorskim uslovima (kg).



Slika 8.4 - 2. Slučaj – Šematski prikaz bušotine – od dna bušotine do separatora

Mase komponente „i“ u Slučaju #1 i Slučaju #2 upoređene su na izabranim separatorskim uslovima, te je pozitivna razlika označavala da je veća masa komponente prisutna u Slučaju #1.

8.4 Podaci o bušotinama

Analizirane su tri naftne bušotine koje proizvode u sistemu kontinualnog gas-lifta. Bušotine su odabrane tako da pokrivaju različite proizvodnje nafte, gasa i ležišne vode. Merena proizvodnja nafte, gasa i vode, kao i sastav fluida za svaku bušotinu dati su u tabelama 8.1 i 8.2. Karakteristike pseudo komponente p-C₆₊ preuzete su iz PVT izveštaja.

Tabela 8.1 - Proizvodni podaci i količina utisnutog gas-lifta za sve tri testirane bušotine

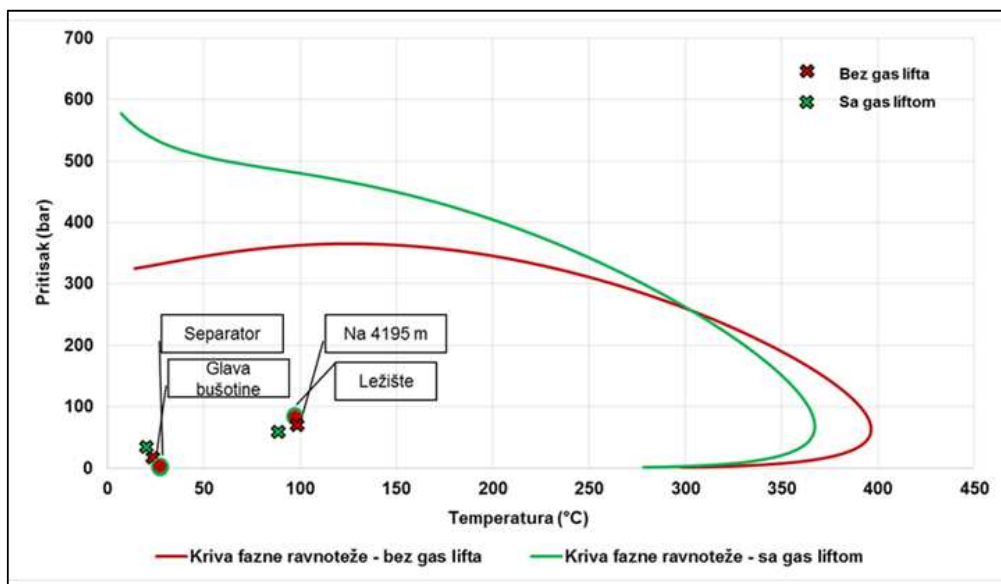
Proizvodni podaci	Bušotina B-1	Bušotina B-2	Bušotina B-3
Proizvodnja nafte (m ³ /d)	19,13	32,50	22,30
Proizvodnja gasa (m ³ /d)	16450	22679	15176
Proizvodnja vode (m ³ /d)	7,0	25,4	32,2
Merena količina utisnutog gas-lift gasa (m ³ /d)	20500	30000	30000
Specifična potrošnja gasa (m ³ /m ³)	784,5	518,1	550,5

Tabela 8.2 - Komponentni sastav ležišnog fluida za sve tri bušotine i gas-lift gasa

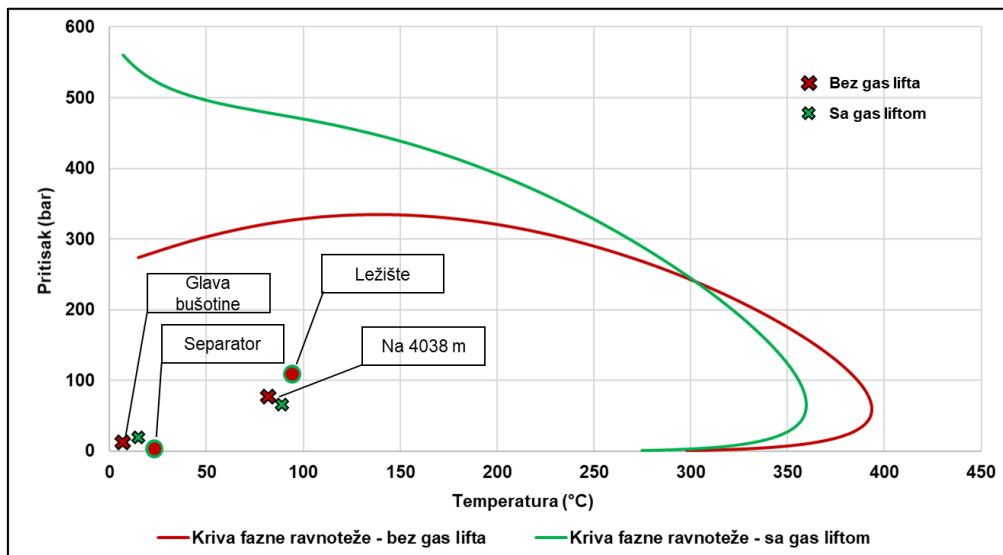
Komponenta	Molski udeo			
	Bušotina B-1	Bušotina B-2	Bušotina B-3	Gas-lift gas
Azot (N ₂)	0,0224	0,0229	0,0222	0,0161
Ugljendioksid (CO ₂)	0,0095	0,0104	0,0099	0,0114
Vodonik-sulfid (H ₂ S)	0,0045	0,0056	0,0052	0,0000
Metan (CH ₄)	0,5917	0,5587	0,5502	0,8201
Etan (C ₂ H ₆)	0,1249	0,1297	0,1255	0,1276
Propan (C ₃ H ₈)	0,0689	0,0791	0,0754	0,0200
i-Butan (i-C ₄ H ₁₀)	0,0118	0,0138	0,0132	0,0015
n-Butan (n-C ₄ H ₁₀)	0,0255	0,0306	0,0294	0,0020
i-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,0088	0,0105	0,0104	0,0003
n-Pentan (n-C ₅ H ₁₂)	0,0072	0,0091	0,0091	0,0002
p-C ₆₊	0,1114	0,1195	0,1403	0,0001
Helijum (He)	0,0001	0,0001	0,0001	0,0008
Vodonik (H ₂)	0,0001	0,0001	0,0001	0,0000
H ₂ O	0,0133	0,0099	0,0090	0,0000
Ukupno	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000

Fazni dijagrami predstavljaju grafički prikaz količine tečne i parne faze razmatranog fluida pri određenom pritisku i temperaturi, te se često nazivaju pT dijagrami. Na slikama 8.5 do 8.7 prikazani su fazni dijagrami za sve tri testirane bušotine sa i bez gas-lifta, na kojima su označene izabrane tačke sistema: ležište, ulaz gas-lift gasa u tubing, glava bušotine i separatorski uslovi. U svim posmatranim tačkama fluid se nalazi u dvofaznoj oblasti. Uočavaju se razlike u obliku i položaju u pT dijagramu krivih koje razdvajaju parnu od tečne faze i posledica su različitih sastava fluida sa i bez gas-lifta. Za krivu koja predstavlja fluid sa gas-liftom karakteristična je niža krikondeterma i viša krikondenbara.

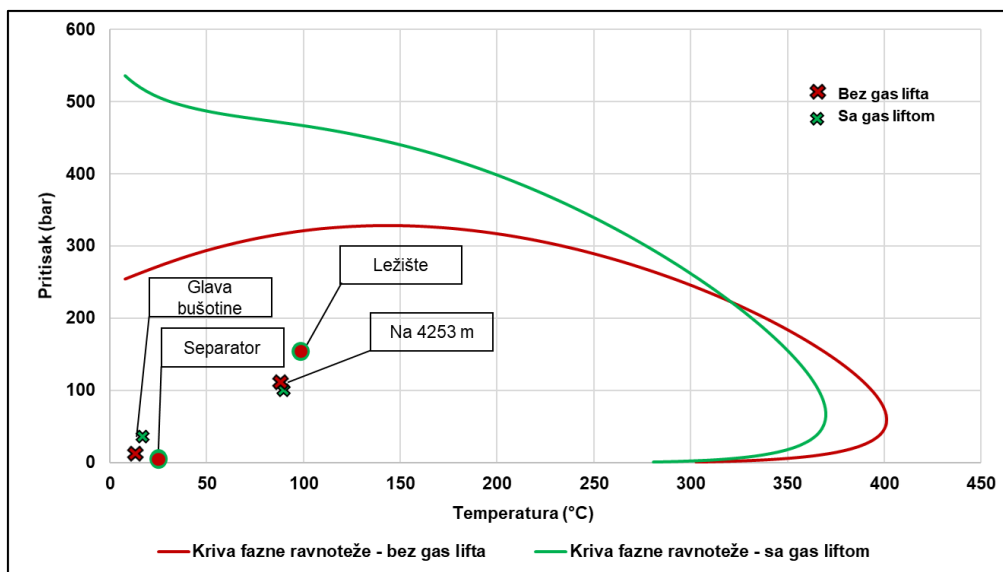
Krikondenbara predstavlja maksimalni pritisak iznad koga ne postoji parna faza, bez obzira na temperaturu, a krikondenterma je maksimalna temperatura iznad koje tečnost ne postoji, bez obzira na primenjeni pritisak.



Slika 8.5 - Fazni dijagram – Bušotina B-1



Slika 8.6 - Fazni dijagram – Bušotina B-2



Slika 8.7 - Fazni dijagram – Bušotina B-3

8.5 Rezultati testiranja

Rezultati izračunavanja mase komponenti u fazama koje su izdvojene na separatorskim uslovima za sve ispitane bušotine pokazuju da su mase svih komponenti u parnoj fazi za Slučaj #1, bušotine u gas-liftu, veće od masa komponenti u Slučaju #2, bušotine bez gas-lifta, dok su mase komponenti u tečnoj fazi manje.

Mase komponenti za oba slučaja, kao i njihove razlike, za bušotine B-1, B-2 i B-3 prikazane su u tabelama 8.3 - 8.5. Helijum, vodonik i voda nisu prikazani u tabelama. Na separatorskim uslovima izdvojena je i slobodna voda.

Tabela 8.3 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-1

Bušotina B-1	Slučaj #1		Slučaj #2				Slučaj #1 – Slučaj #2 (kg/d)	
	Proizveden fluid + gas-lift gas (kg/d)		Proizveden fluid (kg/d)		Gas-lift gas (kg/d)	Ukupna masa (kg/d)		
Komponenta / Faza	Gas	Tečnost	Gas	Tečnost	Gas	Gas	Gas	Tečnost
Azot	854,8	0,4	463,6	0,6	391,0	854,6	0,2	-0,2
CO₂	742,4	3,0	307,1	3,3	434,9	742,0	0,3	-0,3
H₂S	111,2	1,2	109,2	3,3	0,0	109,2	2,0	-2,0
Metan	18406,8	24,8	7000,1	25,5	11405,9	18406,0	0,7	-0,7
Etan	6062,4	42,8	2726,8	52,1	3326,3	6053,1	9,3	-9,3
Propan	2940,7	72,6	2108,1	140,7	764,6	2872,6	68,1	-68,1
i-Butan	548,2	34,2	433,8	73,0	75,6	509,4	38,8	-38,8
n-Butan	1100,9	95,6	887,9	207,8	100,8	988,7	112,3	-112,3
i-Pentan	400,7	87,5	295,7	173,7	18,8	314,4	86,2	-86,2
n-Pentan	309,8	89,8	217,6	169,6	12,5	230,1	79,8	-79,8
p-C₆₊	710,9	14831,2	361,9	15173,0	7,3	369,2	341,8	-341,8

Tabela 8.4 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-2

Bušotina B-2	Slučaj #1		Slučaj #2				Slučaj #1 – Slučaj #2 (kg/d)	
	Proizveden fluid + gas-lift gas (kg/d)		Proizveden fluid (kg/d)		Gas-lift gas (kg/d)	Ukupna masa (kg/d)		
Komponenta / Faza	Gas	Tečnost	Gas	Tečnost	Gas	Gas	Gas	Tečnost
Azot	1291,0	0,8	719,4	1,2	571,2	1290,6	0,4	-0,4
CO₂	1144,5	5,4	504,6	6,4	638,9	1143,5	1,0	-1,0
H₂S	210,4	2,6	206,1	6,8	0,0	206,1	4,2	-4,2
Metan	26701,5	43,3	10007,6	43,9	16693,2	26700,9	0,6	-0,6
Etan	9168,7	73,9	4280,3	93,5	4868,8	9149,1	19,6	-19,6
Propan	4897,1	134,8	3641,4	271,3	1119,1	4760,5	136,5	-136,5
i-Butan	943,4	65,4	756,5	141,7	110,6	867,2	76,3	-76,3
n-Butan	1955,3	185,3	1589,7	407,0	143,8	1733,5	221,7	-221,7
i-Pentan	707,7	168,7	519,1	333,5	23,8	542,9	164,8	-164,8
n-Pentan	574,4	179,4	398,9	335,7	19,2	418,1	156,3	-156,3
p-C₆₊	1291,6	26251,2	638,3	26896,5	8,0	646,3	645,3	-645,3

Tabela 8.5 - Razlika u masi između Slučaja #1 i Slučaja #2 – Bušotina B-3

Bušotina B-3	Slučaj #1		Slučaj #2				Slučaj #1 – Slučaj #2 (kg/d)	
	Proizveden fluid + gas-lift gas (kg/d)		Proizveden fluid (kg/d)		Gas-lift gas (kg/d)	Ukupna masa (kg/d)		
Komponenta / Faza	Gas	Tečnost	Gas	Tečnost	Gas	Gas	Gas	Tečnost
Azot	999,7	0,5	428,1	0,8	571,2	571,8	0,3	-0,3
CO₂	936,0	3,7	296,4	4,5	638,9	642,6	0,8	-0,8
H₂S	121,2	1,3	117,8	4,7	0,0	1,3	3,4	-3,4
Metan	22741,1	31,2	6047,1	32,0	16693,2	16724,4	0,8	-0,8
Etan	7417,2	50,5	2532,4	66,6	4868,8	4919,4	16,0	-16,0
Propan	3332,3	77,5	2102,3	188,4	1119,1	1196,6	110,9	-110,9
i-Butan	604,4	35,4	431,9	97,3	110,6	146,1	61,9	-61,9
n-Butan	1223,7	98,0	900,5	277,3	143,8	241,8	179,3	-179,3
i-Pentan	450,5	90,8	291,9	225,6	23,8	114,6	134,8	-134,8
n-Pentan	374,1	98,8	225,5	228,2	19,2	118,0	129,4	-129,4
p-C6+	983,9	18913,5	376,0	19513,4	8,0	384,0	599,9	-599,9

Ponašanje fluida u stubu bušotine ispitano je i poređenjem konstante fazne ravnoteže čistih ugljovodoničnih komponenti na jednakim dubinama bušotine. Konstanta fazne ravnoteže, (K) zavisi od pritiska i temperature, opada porastom pritiska i raste porastom temperature. Uvođenjem gas-lift gasa, menja se profil pritiska i temperature u stubu bušotine u odnosu na slučaj bez gas-lifta. Promene pritiska i temperature dovode do promene konstante fazne ravnoteže za datu komponentu u posmatranoj tački sistema. Uvođenjem gas-lifta, menja se sastav, dok se temperatura i pritisak u stubu bušotine smanjuju u odnosu na slučaj bez gas-lifta na jednakoj dubini.

Primer promene konstantne fazne ravnoteže za čiste komponente neposredno posle ulaska gas-lift gasa u stubu bušotine i na jednakoj visini u bušotini bez gas-lifta, kao i na glavi bušotine, dat je tabelama 8.6 do 8.8.

Tabela 8.6 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-1

Komponenta	Glava bušotine		Na 4195 m	
	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta
Metan	12,248	24,038	3,895	3,516
Etan	2,399	4,776	1,322	1,267
Propan	0,658	1,250	0,612	0,619
i-Butan	0,258	0,556	0,238	0,241
n-Butan	0,170	0,383	0,169	0,173
i-Pentan	0,067	0,150	0,091	0,096
n-Pentan	0,055	0,120	0,084	0,090
n-Heksan	0,019	0,041	0,043	0,049
n-Heptan	0,007	0,014	0,023	0,026

Tabela 8.7 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-2

Komponenta	Glava bušotine		Na 4038 m	
	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta
Metan	13,256	14708	3,399	3,113
Etan	2,748	2,706	1,170	1,059
Propan	0,782	0,696	0,554	0,500
i-Butan	0,318	0,276	0,211	0,187
n-Butan	0,214	0,181	0,149	0,131
i-Pentan	0,086	0,069	0,081	0,071
n-Pentan	0,071	0,055	0,076	0,066
n-Heksan	0,026	0,018	0,040	0,035
n-Heptan	0,009	0,006	0,021	0,018

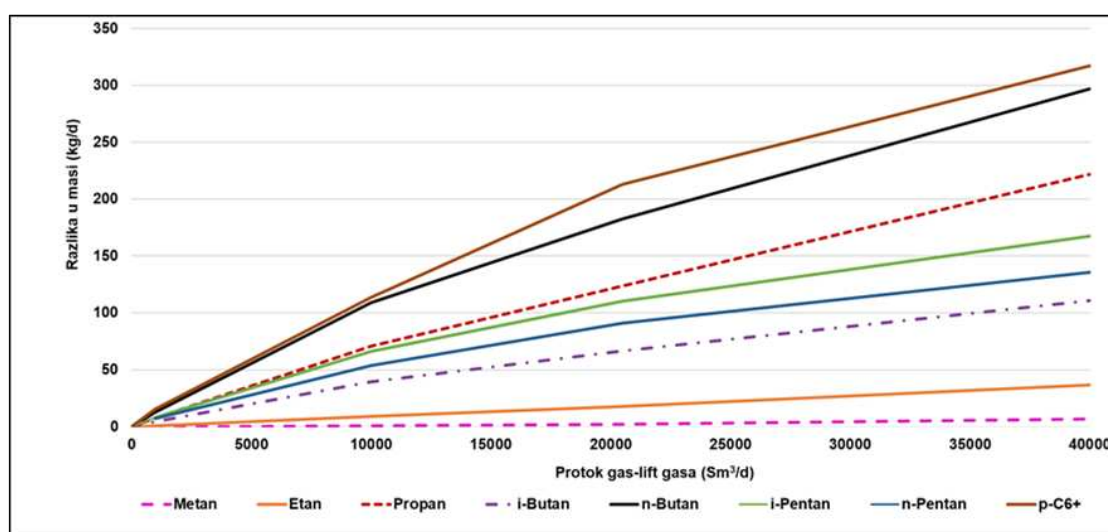
Tabela 8.8 – Promena konstantne fazne ravnoteže (K) u funkciji pT – bušotina B-3

Komponenta	Glava bušotine		Na 4235 m	
	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta	K sa gas-liftom	K bez gas-lifta
Metan	8,586	23,316	2,683	2,597
Etan	1,795	4,474	0,899	0,868
Propan	0,534	1,142	0,425	0,410
i-Butan	0,201	0,499	0,154	0,147
n-Butan	0,132	0,340	0,106	0,102
i-Pentan	0,054	0,131	0,057	0,055
n-Pentan	0,045	0,104	0,054	0,051
n-Heksan	0,017	0,035	0,028	0,027
n-Heptan	0,006	0,012	0,015	0,014

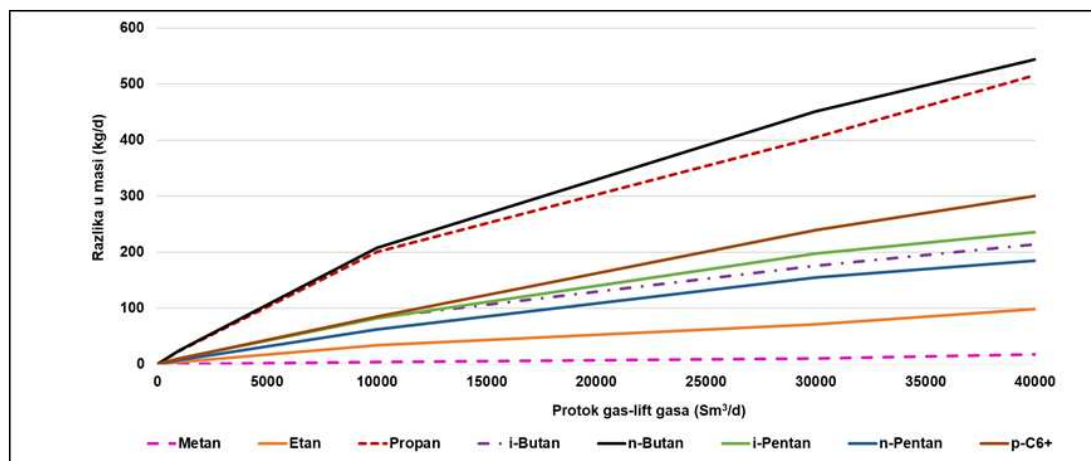
Uočavaju se različite vrednosti konstante fazne ravnoteže (K), komponenti u posmatranim tačkama sistema, tj. na glavi bušotine i mestu ulaska gas-lift gasa u proizvodni tubing. Konstanta fazne ravnoteže date komponente zavisi od pritiska i temperature. Uvođenjem gas-lift gasa snižavaju se pritisak i temperatura u stubu i na glavi bušotine, te su i vrednosti konstante fazne ravnoteže u datim tačkama niže.

8.5.1 Uticaj protoka gas-lift gasa

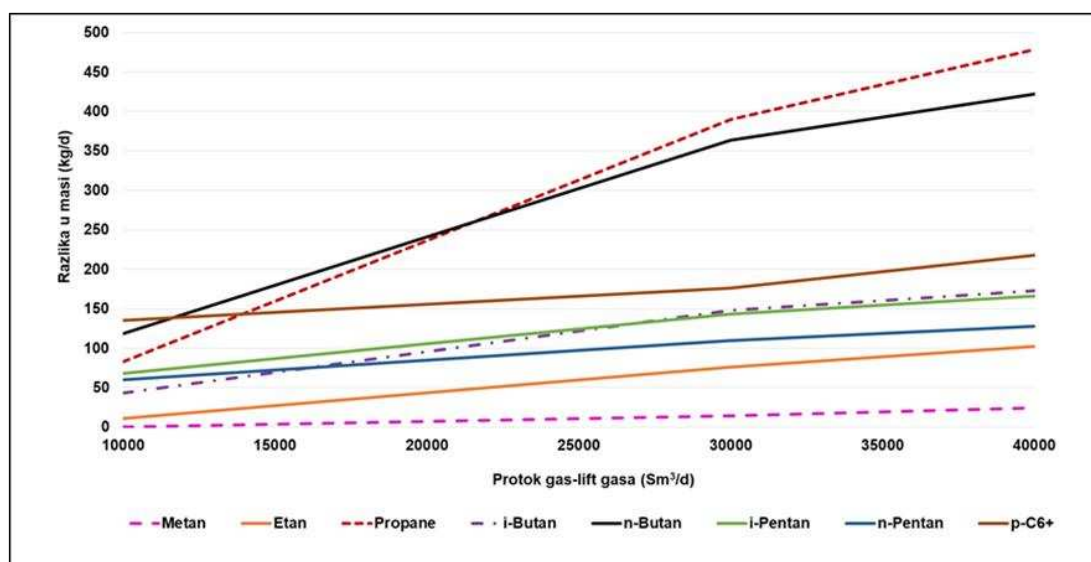
Ispitivan je uticaj protoka (količine) gas-lift gasa na masu komponenti izdvojenih u parnoj fazi. Rezultati su pokazali da razlike u masama komponenti u parnoj fazi u Slučaju #1 i Slučaju #2, zavise od vrste komponente i količine utisnutog gas-lift gasa. Povećanjem količine utisnutog gasa raste i razlika u povećanju mase pojedinačnih komponenti za sve testirane bušotine. Najmanja razlika u povećanju mase primećena je kod metana, zatim etana, za sve testirane bušotine. Razlog leži u činjenici da je isparljivost ove dve komponente veća u poređenju sa ostalim ugljovodoničnim komponentama, te se i najveći procenat ovih komponenti već nalazi u parnoj fazi, a samo tragovi u tečnoj fazi, bez obzira na prisustvo gas-lift gasa [108]. Razlike u masi ostalih ugljovodoničnih komponenti nisu pokazale zavisnost u odnosu na broj ugljenikovih (C) atoma, te je u nekim slučajevima izračunata najveća razlika za najtežu komponentu, odnosno komponentu sa najvećim brojem C atoma, a negde za lakše komponente. To je ukazalo da razlike u masi ne zavise samo od isparljivosti komponente, odnosno broja C atoma, već i od mase komponente u tečnoj fazi. Rezultati razlike mase prikazani su na slikama 8.8. do 8.10.



Slika 8.8 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-1



Slika 8.9 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-2



Slika 8.10 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti – Bušotina B-3

Pozitivna razlika u masi ugljovodoničnih komponenti, povećanje mase komponente „i“ u parnoj fazi u Slučaju #1 u poređenju sa Slučajem #2 rezultat je prenosa mase, tzv. „stripovanja“ (eng. stripping) komponente „i“ iz tečne faze ležišnog fluida u parnu fazu. Razlike u masi komponenti za dva postavljena slučaja upoređena su sa masom komponenti iz Slučaja #2, da bi se dobila relativna razlika masa. Relativna razlika masa izračunata je preko sledeće jednačine:

$$m_{iR} = \left[\left(m_{i-GL} \frac{dy}{dx} - m_{i-NGL} \right) / m_{i-NGL} \times 100 \right] \text{ separatorski uslovi} \quad 8.4.1$$

Gde je:

m_{iR} – Relativna razlika u masi komponente i (%),

m_{i-GL} – Masa komponente „i“ u gasnoj fazi, Slučaj #1 (kg/d),

m_{i-NGL} – Masa komponente „i“ u gasnoj fazi, Slučaj #2 (kg/d).

Rezultati pokazuju da relativna razlika u masi raste porastom broja ugljenikovih atoma, pri konstantnoj količini utisnutog gas-lift gasa.

U tabelama 8.9. do 8.11. prikazani su rezultati relativne razlike u masi ugljovodoničnih komponenti za sve tri analizirane bušotine.

Tabela 8.9 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-1

Komponenta	Količina utisnutog gas-lift gasa (Sm ³ /d)				
	0	1000	10000	20500	40000
Metan	0,00%	0,00%	0,01%	0,01%	0,07%
Etan	0,00%	0,03%	0,22%	0,29%	1,05%
Propan	0,00%	0,41%	3,09%	4,49%	44,10%
i-Butan	0,00%	1,20%	9,74%	14,75%	12,77%
n-Butan	0,00%	1,69%	14,12%	21,98%	146,58%
i-Pentan	0,00%	3,58%	31,32%	51,06%	119,41%
n-Pentan	0,00%	4,21%	36,96%	60,60%	183,52%
p-C₆₊	0,00%	7,08%	66,54%	123,19%	220,36%

Tabela 8.10 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-2

Komponenta	Količina utisnutog gas-lift gasa (Sm ³ /d)				
	0	1000	10000	30000	40000
Metan	0,00%	0,00%	0,02%	0,04%	0,05%
Etan	0,00%	0,09%	0,63%	0,79%	0,94%
Propan	0,00%	0,81%	6,28%	9,64%	11,60%
i-Butan	0,00%	1,93%	16,02%	27,88%	33,81%
n-Butan	0,00%	2,50%	21,52%	39,97%	49,29%
i-Pentan	0,00%	4,06%	36,95%	78,62%	98,39%
n-Pentan	0,00%	4,42%	40,44%	88,26%	109,99%
p-C ₆₊	0,00%	5,74%	56,09%	144,29%	190,53%

Tabela 8.11 - Relativna razlika u masi komponenti – Bušotina B-3

Komponenta	Količina utisnutog gas-lift gasa (Sm ³ /d)				
	0	1000	10000	30000	40000
Metan			0,00%	0,06%	0,09%
Etan			0,39%	1,06%	1,17%
Propan			6,48%	14,51%	16,05%
i-Butan			21,06%	42,46%	47,28%
n-Butan			31,27%	63,06%	72,07%
i-Pentan			69,52%	122,49%	143,36%
n-Pentan			81,81%	132,58%	153,74%
p-C ₆₊			150,08%	232,80%	296,24%

Da bi se bliže opisalo fazno ponašanje fluida, odnosno pojedinačnih ugljovodoničnih komponenti, uveden je parametar $R_{iGL/NGL}$. Odnos $R_{iGL/NGL}$ definisan je kao:

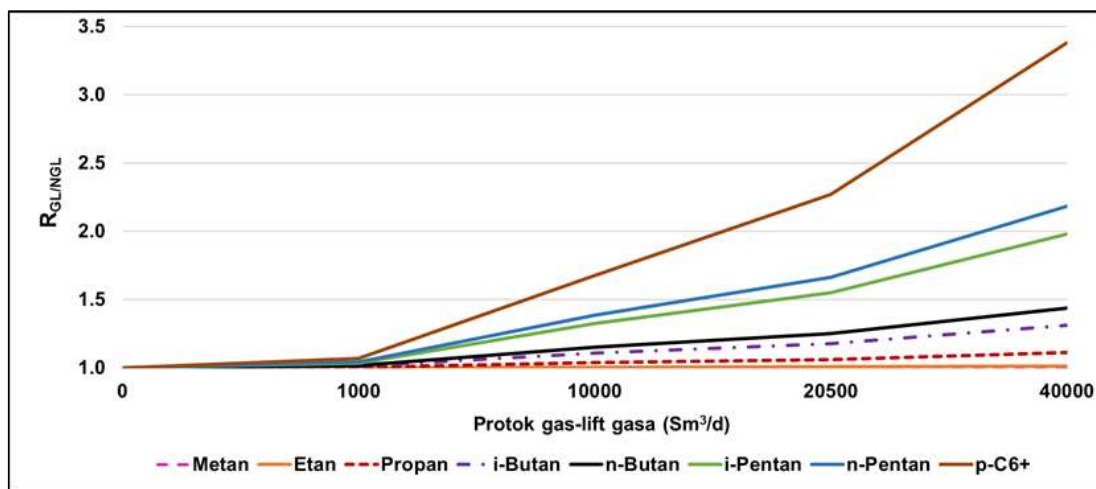
$$R_{iGL/NGL} = \{(m_{GL} - m_{GLG})_i / (m_{WS-NGL})_i\}_{separatorski\ uslovi} \quad 8.4.2$$

Gde je:

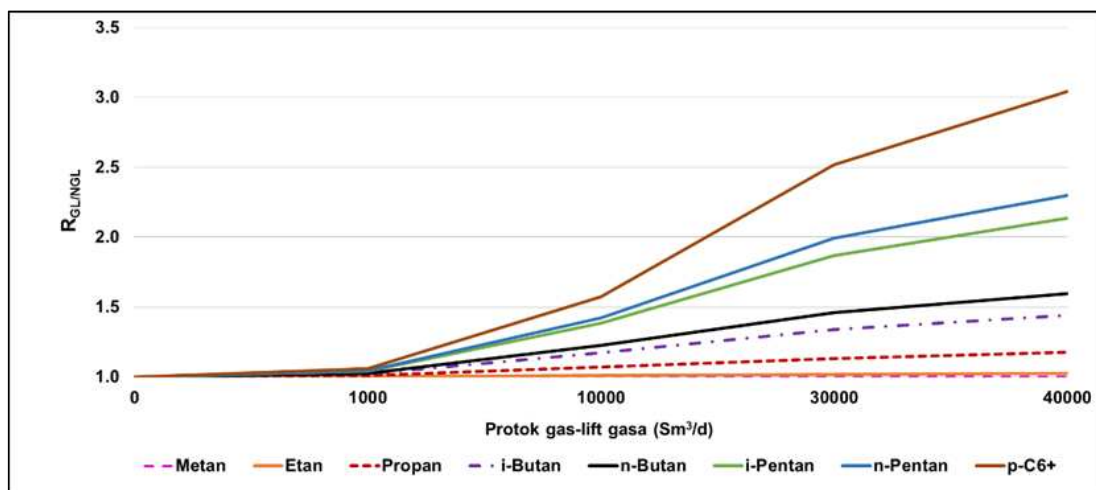
m_{iGLG} – masa komponente (i) u gas-lift gasu, na separatorskim uslovima (kg/d),

$m_{iWS-NGL}$ - masa komponente (i) u gasnoj fazi ležišnog fluida bez struje gas lift gasa, na separatorskim uslovima (kg/d).

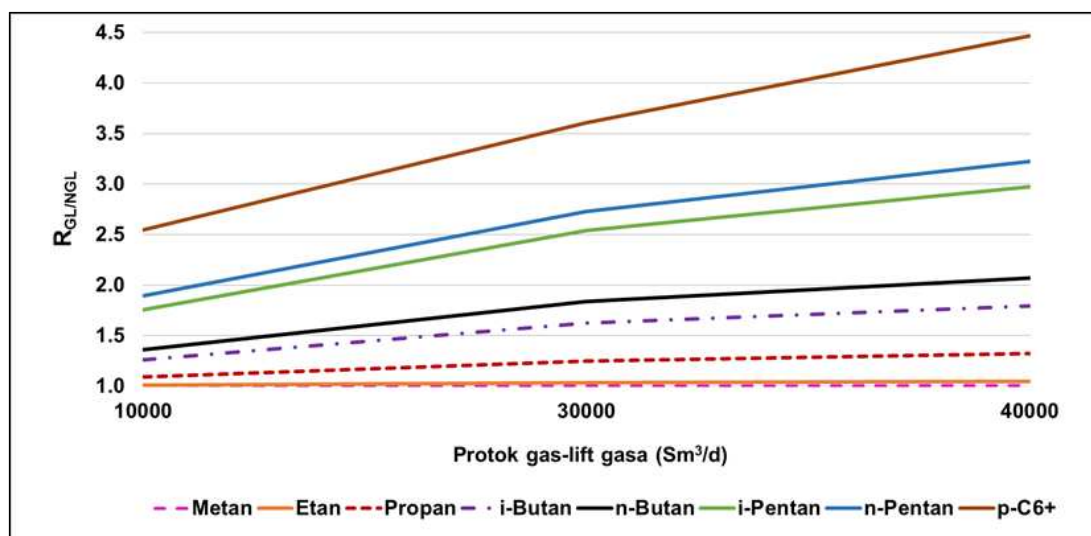
Rezultati proračuna uvedenog odnosa $R_{iGL/NGL}$ u funkciji količine utisnutog gasa, za sve tri testirane bušotine, prikazani su na slikama 8.11. do 8.13.



Slika 8.11 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-1

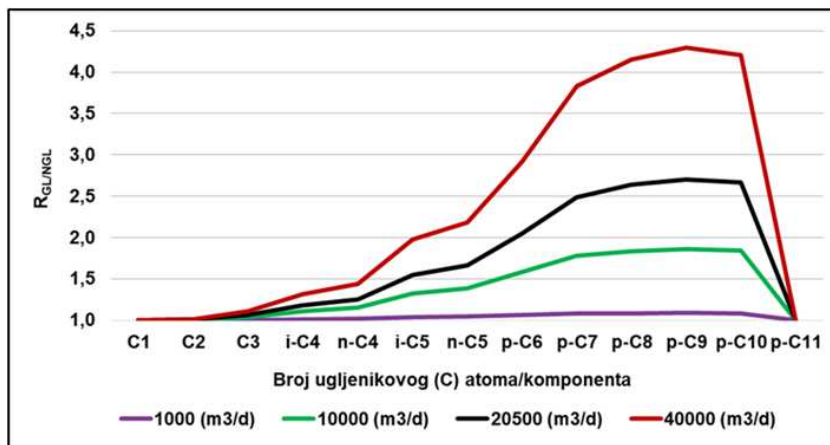


Slika 8.12 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-2

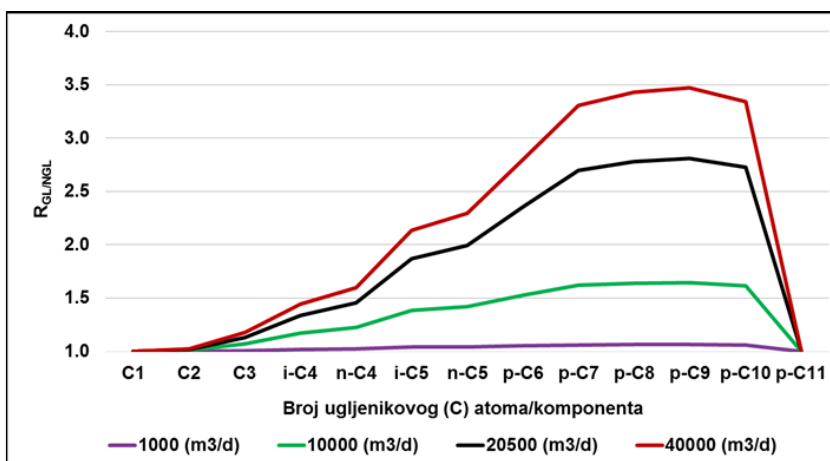


Slika 8.13 - Vrednost odnosa $R_{iGL/NGL}$ za svaku ugljovodoničnu komponentu – Bušotina B-3

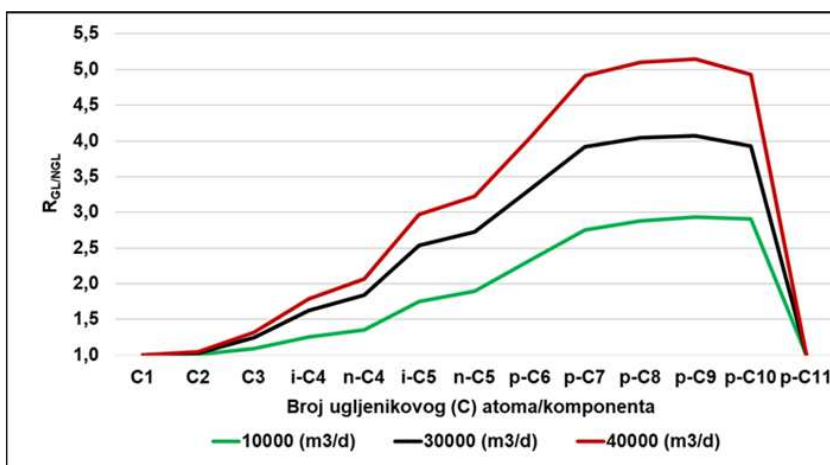
Na osnovu pregledanih rezultata, može se zaključiti da vrednost parametra $R_{iGL/NGL}$ zavisi od količine utisnutog gas-lift gasa i broja ugljenikovih atoma za svaku komponentu. Porastom broja ugljenikovih atoma i količine utisnutog gasa raste i parametar $R_{iGL/NGL}$. Vrednost parametra $R_{iGL/NGL}$ pokazao je inverzno proporcionalni trend u odnosu na konstantu fazne ravnoteže, (K), za posmatranu komponentu i ukazuje na odnos komponente u parnoj i tečnoj fazi na datom pritisku i temperaturi za dati sastav smeše. Na slikama 8.14 do 8.16 prikazani su rezultati ispitivanja zavisnosti parametra $R_{iGL/NGL}$ od broja C atoma i količine utisnutog gasa za sve testirane bušotine. Rezultati pokazuju da $R_{iGL/NGL}$ raste porastom količine utisnutog gasa i broja ugljenikovih atoma do C_{10} , a da je za komponentu C_{11} jednak jedinici (1), što znači da nema razlike u masi ove komponente sa i bez gas-lift gasa, odnosno da gas-lift nije iz tečne faze izvršio prenos mase ove komponente iz tečne u parnu fazu.



Slika 8.14 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-1



Slika 8.15 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-2

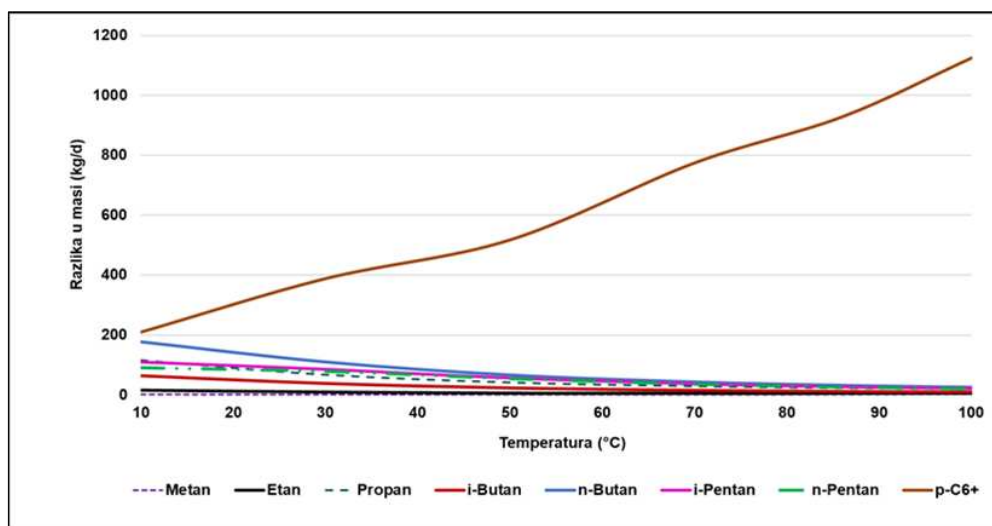


Slika 8.16 - Isparljivost težih ugljovodoničnih komponenti u zavisnosti od količine utisnutog gas-lift gasa – Bušotina B-3

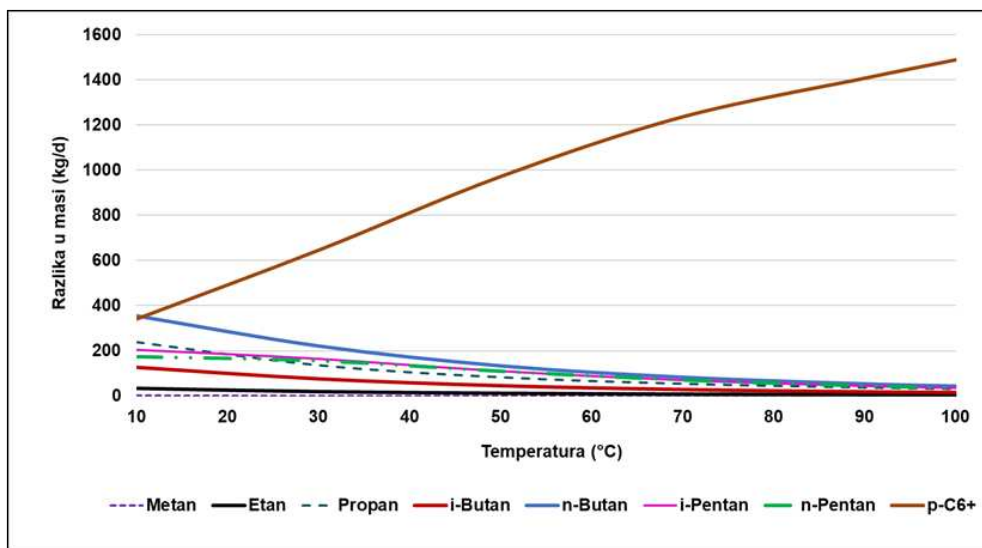
8.5.2 Uticaj temperature na razliku u masi komponenata u parnoj fazi

Na slikama 8.17 do 8.19 prikazani su rezultati dobijeni proračunom razlike u masi svih ugljovodoničnih komponenti, između Slučaja #1 i Slučaja #2 na različitim temperaturama i separatorskom pritisku 5,5 (bar). Za sve tri modelovane bušotine uzete su ostvarene proizvodnje i količine utisnutog gas-lift gasa.

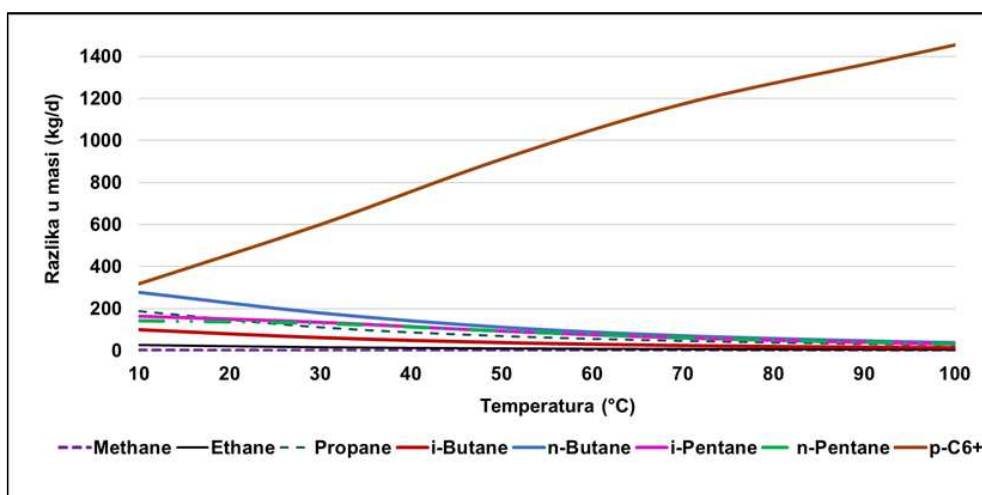
Razlika u masi svih ugljovodoničnih komponenti, osim p-C₆₊, opadala je porastom temperature. Porastom temperature raste isparljivost komponenti, te opada uticaj efekta prenosa mase lakših komponenti iz tečne u paru fazu u prisustvu gas-lifta u odnosu na slučaj bez gas-lifta. Sa druge strane, efekat porasta temperature manje utiče na teže isparljive komponente, a povećava se efekat prenosa mase zbog prisustva gas-lift gasa kao medijuma za promenu odnosa faza u ležišnom fluidu. Iz navedenog razloga, prinos pseudo komponente p-C₆₊ u parnoj fazi raste porastom temperature u bušotinama u gas-liftu.



Slika 8.17 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-1



Slika 8.18 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-2



Slika 8.19 - Razlika u masi ugljovodoničnih komponenti na različitim temperaturama – Bušotina B-3

8.5.3 Utjecaj prisustva gas-lift gasa na prinos tečnog naftnog gasa na postrojenje za preradu gasa

Pregledom rezultata prikazanih u tabeli 8.2 može se zaključiti da je molski procenat komponente u parnoj fazi, koja sadrži gas-lift gas, niži nego u fluidu bez gas-lift gasa, osim metana. Objašnjenje leži u činjenici da gas-lift gas sadrži više metana od ležišnog fluida – gasa. Promena u sadržaju etana je mala, jer je sadržaj etana u ležišnom fluidu i gas-lift gasu veoma sličan. Najveće razlike uočene su kod propana, i-butana i n-butana. Gas-lift gas u sebi sadrži male količine propana, naročito butana, te je on doveo do „razblaživanja“ ležišnog gasa u odnosu na komponente sa 3 i više C atoma.

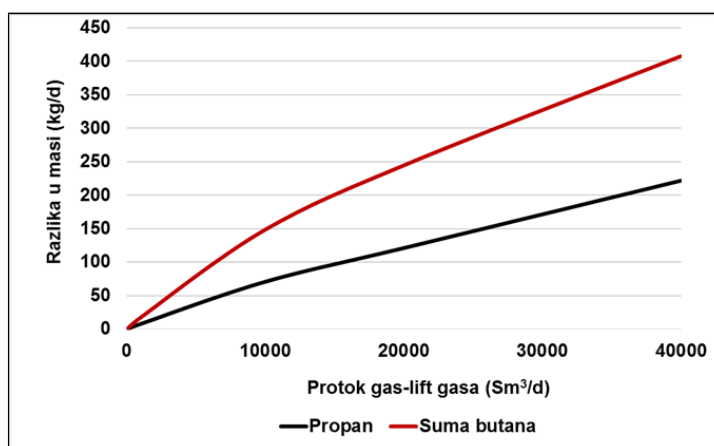
Zato se pretpostavilo da je povećani prinos TNG-a posledica prenosa mase ugljovodoničnih komponenti, te time i propana i butana, gas-lift gasom. Stripovanjem, povećala se masa propana i butana u parnoj fazi, što je dovelo do povećanja prinosa TNG-a na postrojenju za preradu gasa i gasnog kondenzata.

Pošlo se od izračunavanja molskog udela komponenti prisutnih u parnoj fazi izdvojenoj na separatorskim uslovima. Upoređeni su sastavi parne faze u fluidu sa i bez gas-lifta. Molski procenat komponenti u parnoj fazi, nakon separacije na 5,5 (bar) prikazan je u tabeli 8.12.

Tabela 8.12 - Sastav parne faze fluida – Poređenje Slučaja #1 i Slučaja #2

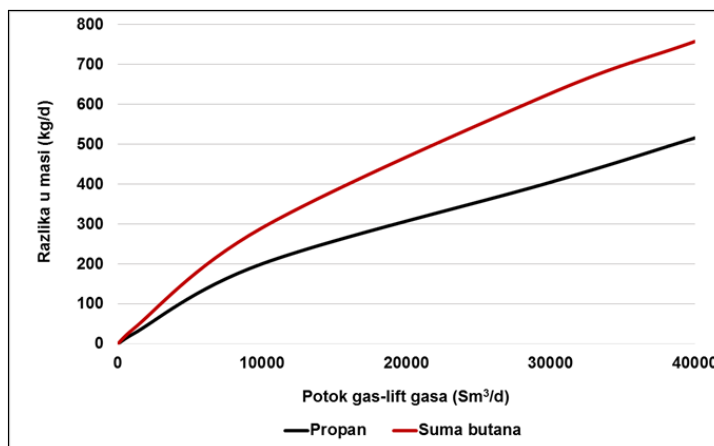
Komponenta	Bušotina B-1		Bušotina B-2		Bušotina B-3	
	Slučaj #1	Slučaj #2	Slučaj #1	Slučaj #2	Slučaj #1	Slučaj #2
	<i>Fluid sa GL gasom</i>	<i>Fluid bez GL gasa</i>	<i>Fluid sa GL gasom</i>	<i>Fluid bez GL gasa</i>	<i>Fluid sa GL gasom</i>	<i>Fluid bez GL gasa</i>
	% mol		% mol		% mol	
Azot	2,03	2,67	2,09	2,84	1,82	2,22
CO₂	1,12	1,12	1,17	1,24	1,09	0,99
H₂S	0,21	0,50	0,27	0,62	0,18	0,52
Metan	76,41	70,35	75,37	68,67	72,51	55,02
Etan	13,35	14,39	13,62	15,06	12,69	12,55
Propan	4,32	7,13	4,74	7,75	3,95	7,54
i-Butan	0,58	0,98	0,63	0,99	0,56	1,32
n-Butan	1,12	1,86	1,24	1,88	1,16	2,94
i-Pentan	0,27	0,38	0,28	0,35	0,38	1,04
n-Pentan	0,20	0,25	0,21	0,24	0,33	0,91
p-C₆₊	0,20	0,20	0,19	0,18	4,94	14,03

Na slikama 8.20 – 8.21⁵ prikazane su razlike propana i sume butana (i-butan + n-butan), kao najdominantnijih komponentata u TNG-u, u odnosu na količinu utisnutog gas-lift gasa.

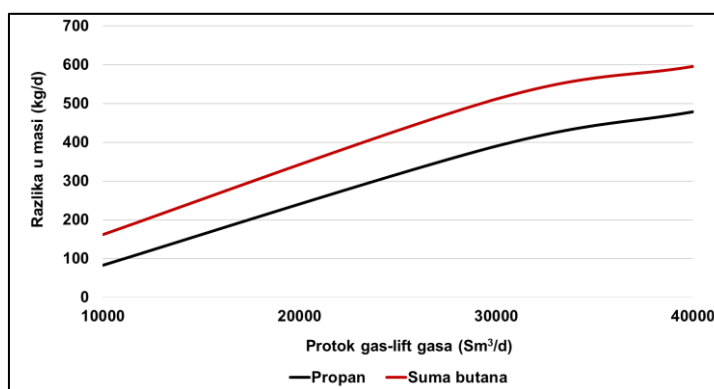


Slika 8.20 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-1

⁵ Iz dijagrama 8.8-8.10



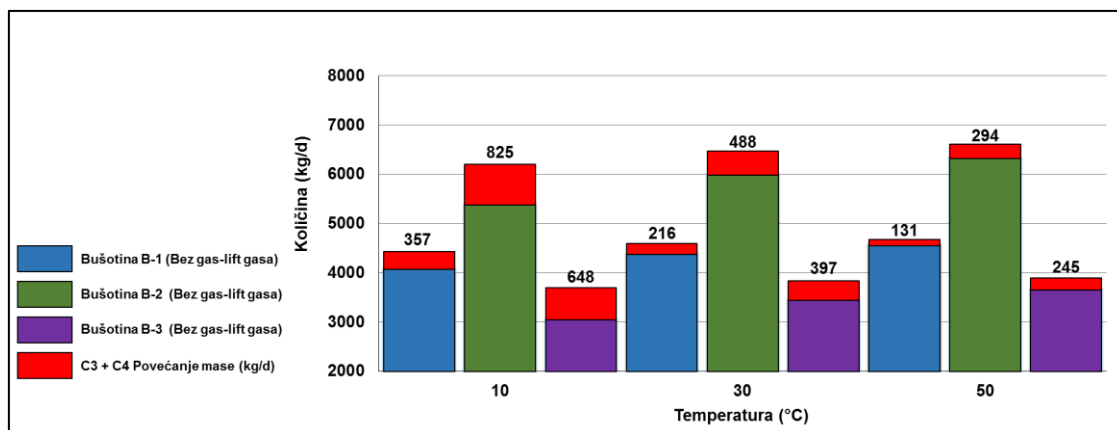
Slika 8.21 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-2



Slika 8.22 - Razlika u masi propana i sume butana – Bušotina B-3

Uočeno povećanje mase propana i butana posledica je stripovanja gas-lift gasom, tj. prenosa mase, odnosno promenom fazne ravnoteže pod uticajem gas-lift gasa. Na osnovu toga, opovrgnuto je mišljenje da je porast prinosa TNG-a posledica prisustva propana i butana u gas-lift gasu.

Na slici 8.23 prikazani su rezultati povećanja mase propana, i-butana i n-butana, kao glavnih činilaca TNG-a, posle uvođenja gas-lifta na različitim temperaturama. Testirane su sve tri modelovane bušotine, na separatorskom pritisku od 5,5 bar, sa merenim količinama utisnutog gas-lift gasa i pri različitim temperaturama. Rezultati pokazuju da razlika u masi opada povećanjem temperature.



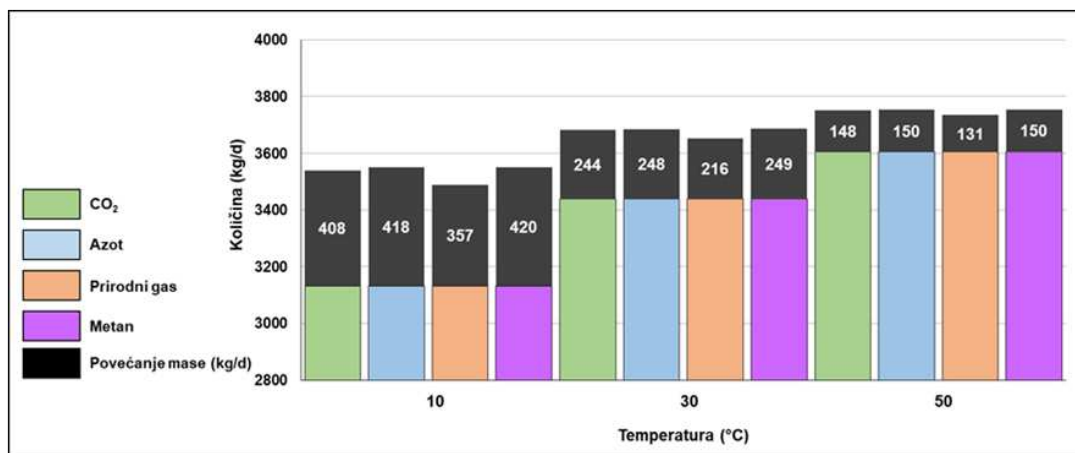
Slika 8.23 - Ostvareno povećanje mase propana i sume butana nakon uvođenja gas-lifta

8.6 Utjecaj sastava gas-lift gasa na prenos mase propana i butana iz tečne u parnu fazu

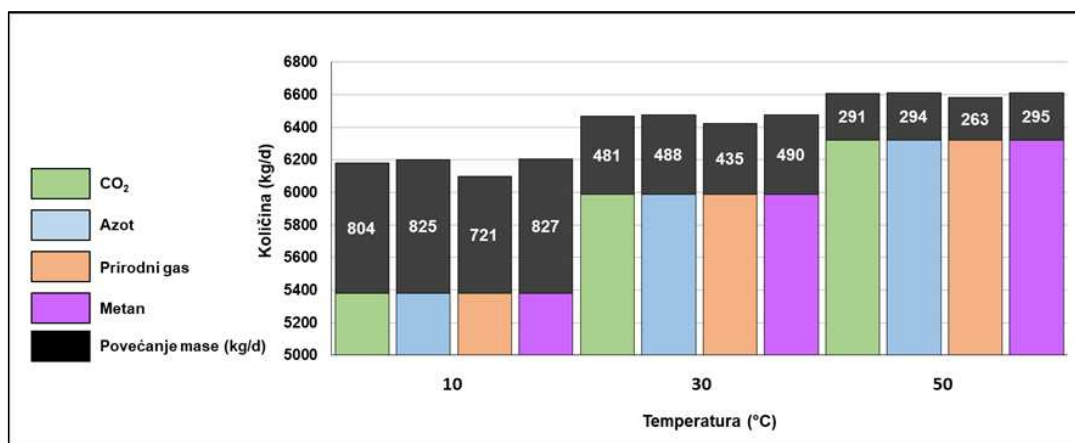
Utjecaj sastava gas-lift gasa na prenos mase propana i butana iz tečne faze ležišnog fluida u parnu fazu simuliran je korišćenjem četiri različite vrste gasa:

- čistog metana (CH_4),
- čistog azota (N_2),
- ugljen-dioksida (CO_2)
- prirodnog gasa koji se i koristi kao gas-lift gas na testiranom naftnom i gaso-kondenzatnom polju.

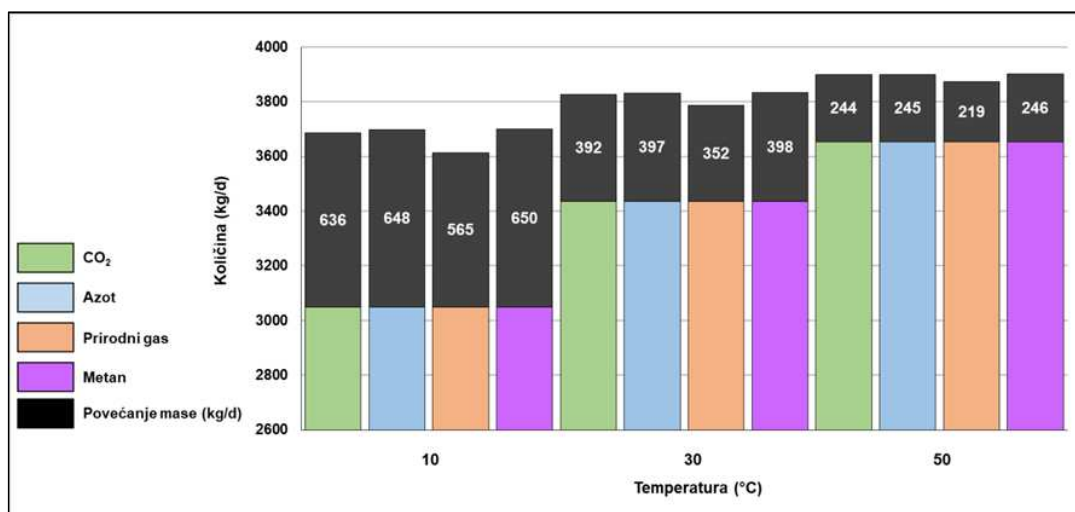
Za simulacije korišćeni su mereni podaci o proizvodnji fluida i količini utisnutog gasa, separatorski pritisak od 5,5 (bar) i tri različite temperature od 10, 30 i 50 (°C). Utjecaj sastava gasa koji se utiskuje na prinos propana i butana, prikazan je na slikama 8.24 do 8.26.



Slika 8.24 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze ležišnog fluida – bušotina B-1



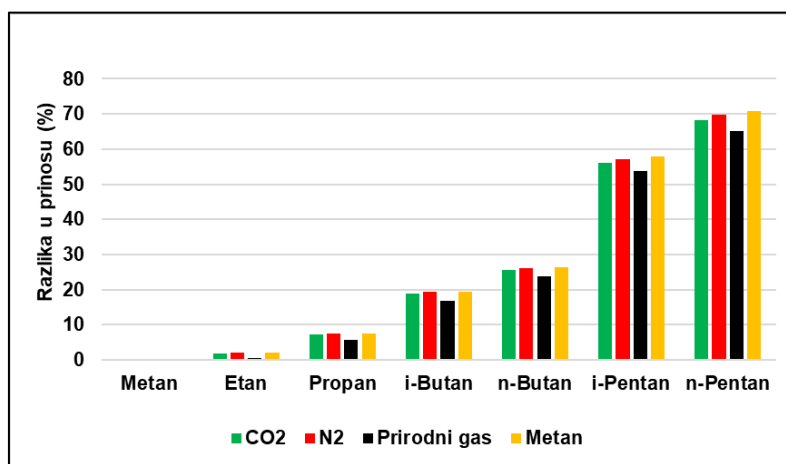
Slika 8.25 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze ležišnog fluida – bušotina B-2



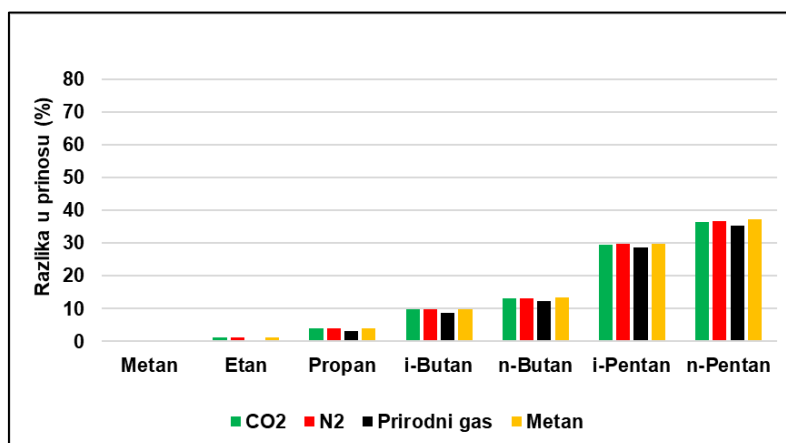
Slika 8.26 - Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na stripovanje propana i butana iz tečne faze bušotinskog fluida – bušotina B-3

Dobijeni rezultati ukazuju da je uticaj sastava gasa koji se utiskuje na prinos propana i butana više izražen na nižim temperaturama, jer isparljivost propana i butana raste porastom temperature.

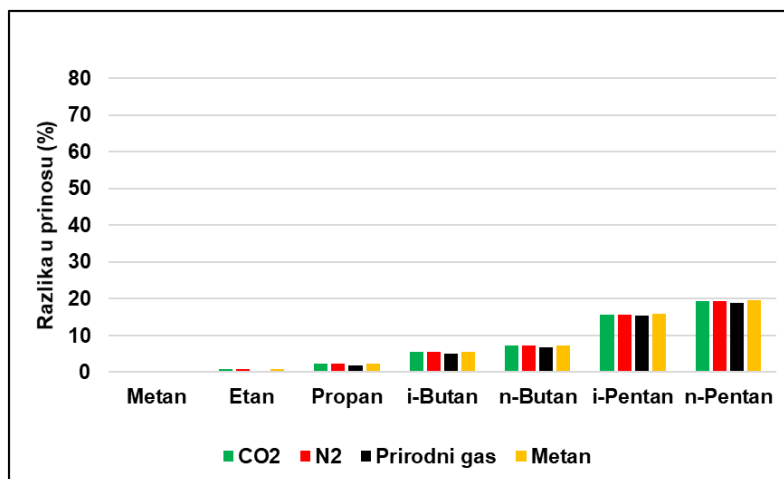
Promene sastava parne faze u funkciji temperature (10, 30 i 50 °C), za bušotinu B-1, za svaki testirani gas-lift gas prikazana je na slikama 8.27 do 8.29. Dok je sastav proizvedenog fluida na glavi bušotine B-1 za sve tri testirane temperature i za svaki testirani gas-lift gas dat u prilogu B. Grafički prikaz promene sastava parne faze za druge dve testirane bušotine dati su u prilogu 13.3 C i 13.4 D



Slika 8.27 - Promena sastava parne faze za temperaturu 10°C – B-1



Slika 8.28 - Promena sastava parne faze za temperaturu 30°C – B-1



Slika 8.29 - Promena sastava parne faze za temperaturu 50°C – B-1

Ako bi se testirani gasovi, korišćeni kao gas-lift gas, poredali po prinosu propana i butana, odnosno efektu stripovanja tj. prenosa mase, raspored bi bio sledeći:

$$\text{Metan} > \text{Azot} > \text{CO}_2 > \text{Prirodni gas}$$

Rezultati pokazuju da čisti gasovi stripuju značajno više propana i butana (i ostalih komponenti proizvedenog fluida) iz tečne faze ležišnog fluida, u odnosu na prirodan gas. Sa druge strane, kada bi se čisti gasovi uporedili međusobno, uočavaju se zanemarljive razlike.

Ispitivanja su pokazala da je, u slučaju korišćenja čistog gasa, masa komponente korišćene za gas-lift gas u parnoj fazi u Slučaju #1, bila manja nego masa komponente u Slučaju #2, što dovodi do zaključka da je došlo do kondenzacije te komponente. Ova pojava se može objasniti time da se dodavanjem čiste komponente gas-lift gasu, parcijalni pritisak te komponente povećava što dovodi do njene kondenzacije i smanjenja mase te komponente u parnoj fazi i povećanja mase komponente u tečnoj fazi.

Rezultati ukazuju da porastom temperature opadaju prinosi propana i butana (i svih ostalih komponenata proizvedenog fluida) u parnoj fazi, bez obzira koji gas se koristi za utiskivanje.

Razlike efekata testiranih gas-lift gasova na izdvajanje ugljovodoničnih komponenti umanjuju se porastom temperature. Uočeno je da se razlike u količinama date komponente u parnoj fazi smanjuju porastom temperature.

8.7 Uticaj gas-lifta na materijalni bilans gotovih proizvoda na postrojenjima za pripremu nafte i preradu gasa i gasnog kondenzata

Da bi se ispitao uticaj na materijalni bilans gotovih proizvoda dobijenih na postrojenju za pripremu nafte i postrojenju za preradu gasa i gasnog kondenzata i uporedili slučajeve sa i bez gas-lifta, pretpostavljena je jednaka dnevna proizvodnja fluida za oba slučaja.

Materijalni bilans gotovih proizvoda: nafte na postrojenju za preradu nafte i kondenzata, gasa, TNG-a, dobijenih na postrojenju za preradu gasa i gasnog kondenzata dat je u tabeli 8.13.

Tabela 8.13 - Prinos proizvoda na postrojenju za preradu gasa, kondenzata i postrojenju za preradu nafte

Parametar	Postrojenje za preradu nafte	Postrojenje za preradu gasa / gasnog kondenzata			Zbir mase svih proizvoda (t/d)
	Nafta	Prirodni gas	TNG	Kondenzat sa Debutanizera	
Proizvodi (Gas-lift gas) (t/d)	624,0	2599,77 ⁶	491,76	78,30	3793,8
Proizvodi (Bez gas-lift gasa) (t/d)	634,6	2607,63	473,58	78,02	3793,8
Povećanje mase (Uticaj gas-lifta) (t/d)	-10,6	-7,86	18,18	0,28	0

Dobijene negativne vrednosti proizvodnje nafte i gasa ne znače da će se pri uvođenju gas-lifta proizvesti manje nafte i gasa u poređenu sa slučajem bez gas-lifta, jer bez gas-lifta veći deo bušotina ne bi uopšte proizvodio ili bi proizvodio drastično manje fluida. Poređenje je dato samo da bi se uočila distribucija komponenata po proizvodima.

Dobijeni rezultati mogu poslužiti za definisanje optimalnog sastava i količine gasa koji se utiskuje, a da se pritom u optičaj uzme i prinos TNG-a i efikasnost funkcionisanja celog gas-lift sistema.

⁶ Masa gas-lift gasa je oduzeta

9. TALOŽENJE PARAFINA U BUŠOTINI SA KONTINUALNIM GAS-LIFTOM

Kako se uvođenjem gas-lifta smanjuje temperatura u stubu bušotine, očekuje se da navedeno rezultuje u intenzivnijem taloženju parafina, kao i da taloženje parafina započne na većim dubinama.

Tendencija ka taloženju parafina u bušotini koja radi u kontinualnom gas-liftu testirana je pomoću četiri postojeće metode koje su implementirane u programu Aspen HYSYS. Postojeće metode su: Pedersen, Konoko, Čang i AEA (Pederson, Conoco, Chung i AEA) [101].

Da bi se ispitao uticaj gas-lift gasa na taloženje parafina, ispitane su tri (3) naftne bušotine koje proizvode u kontinualnom gas-liftu. Proračun taloženja parafina urađen je za svaku bušotinu na dva načina:

- Bušotina proizvodi bez gas-lifta,
- Bušotina radi u kontinualnom gas-liftu.

Kod oba posmatrana slučaja uzete su jednake proizvodnje ležišnog fluida (nafte, gasa i vode). Prikazani su rezultati za bušotinu B-1, koja je ranije pomenuta i dve proizvoljno izabrane bušotine (B-4 i B-5). Podaci za bušotinu B-1 dati su u tabelama 8.1 i 8.2, dok je sastav i količina fluida za druge dve bušotine (B-4 i B-5) prikazan u tabelama 9.1. i 9.2.

Tabela 9.1 - Proizvodni podaci i količina utisnutog gas-lifta gasa

Proizvodni podaci	Bušotina B-4	Bušotina B-5
Proizvodnja nafte (m ³ /d)	34,2	10,7
Proizvodnja gasa (m ³ /d)	8781	4470
Proizvodnja vode (m ³ /d)	13,5	4,0
Merena količina utisnutog gas-lift gasa (m ³ /d)	34130	20580
Specifična potrošnja gasa (m ³ /m ³)	715,5	1400,1

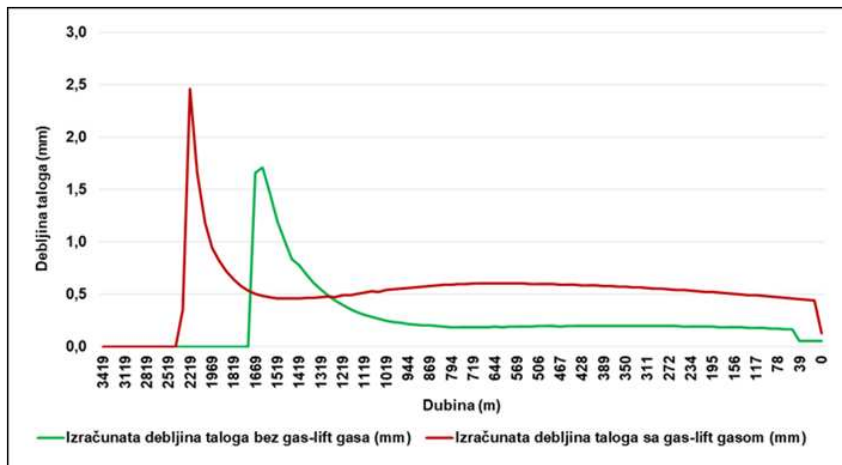
Tabela 9.2 - Komponentni sastav ležišnog fluida

Komponenta	Molski udeo	
	Bušotina B-4	Bušotina B-5
Azot (N ₂)	0,0237	0,0204
Ugljendioksid (CO ₂)	0,0083	0,0085
Vodonik-sulfid (H ₂ S)	0,0017	0,0038
Metan (CH ₄)	0,7692	0,5491
Etan (C ₂ H ₆)	0,1268	0,1138
Propan (C ₃ H ₈)	0,0465	0,0619
i-Butan (i-C ₄ H ₁₀)	0,0070	0,0110
n-Butan (n-C ₄ H ₁₀)	0,0117	0,0241
i-Pentan (i-C ₅ H ₁₂)	0,0032	0,0093
n-Pentan (n-C ₅ H ₁₂)	0,0006	0,0083
p-C6+	0,0010	0,1765
Helijum (He)	0,0001	0,0001
Vodonik (H ₂)	0,0002	0,0001
H ₂ O	0,0000	0,0130
Ukupno	1,0000	1,0000

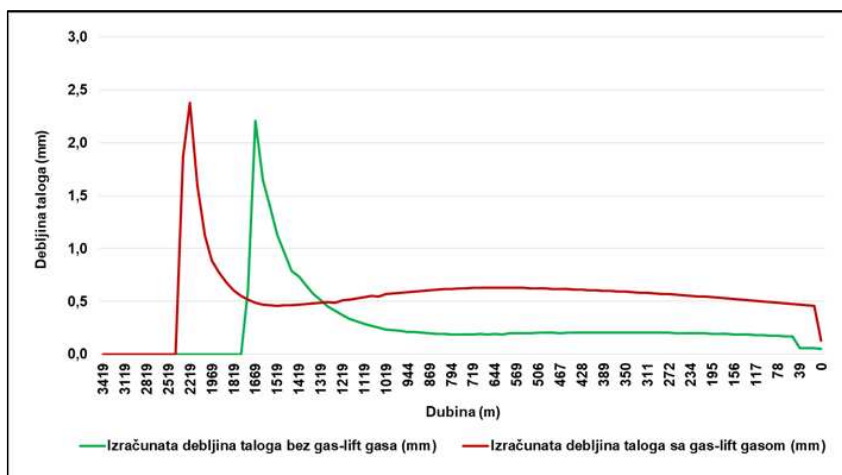
9.1 Rezultati proračuna taloženja parafina u bušotinama bez i sa gas-liftom

9.1.1 Rezultati proračuna taloženja parafina u bušotini B-1

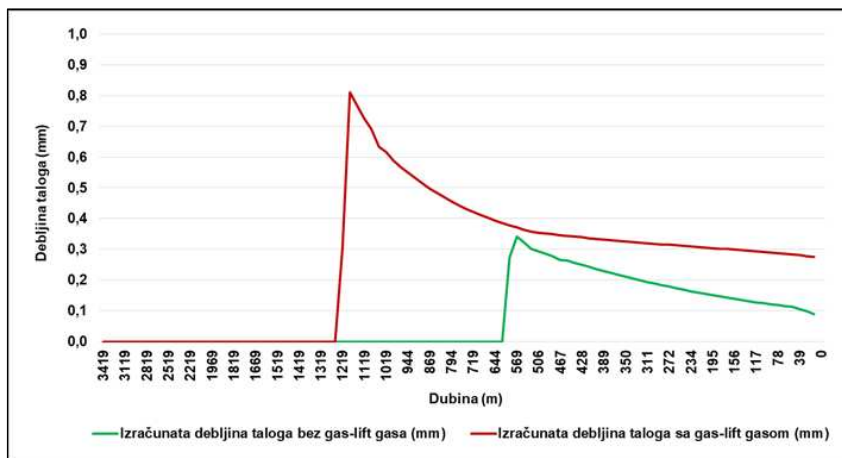
Dubina početka taloženja parafina, debljina taloga i zapremina istaloženog parafina za sedam dana izračunata je pomoću sve četiri postojeće metode. Rezultati proračuna prikazani su na slikama 9.1-9.4.



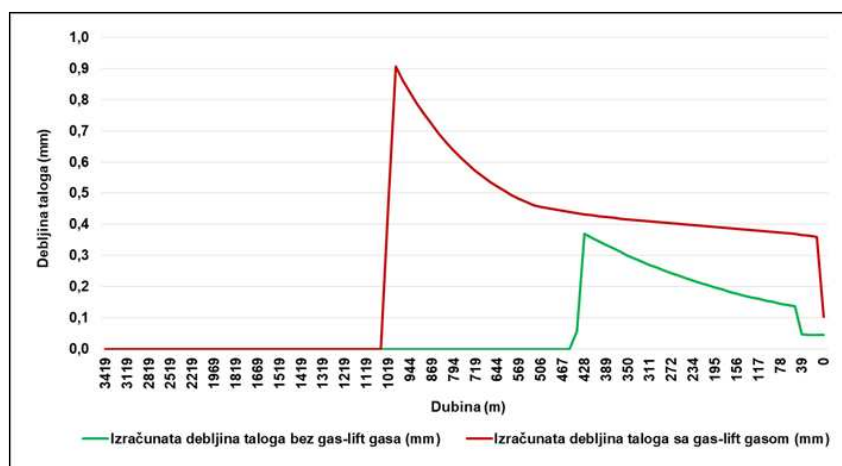
Slika 9.1 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-1



Slika 9.2 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-1



Slika 9.3 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-1

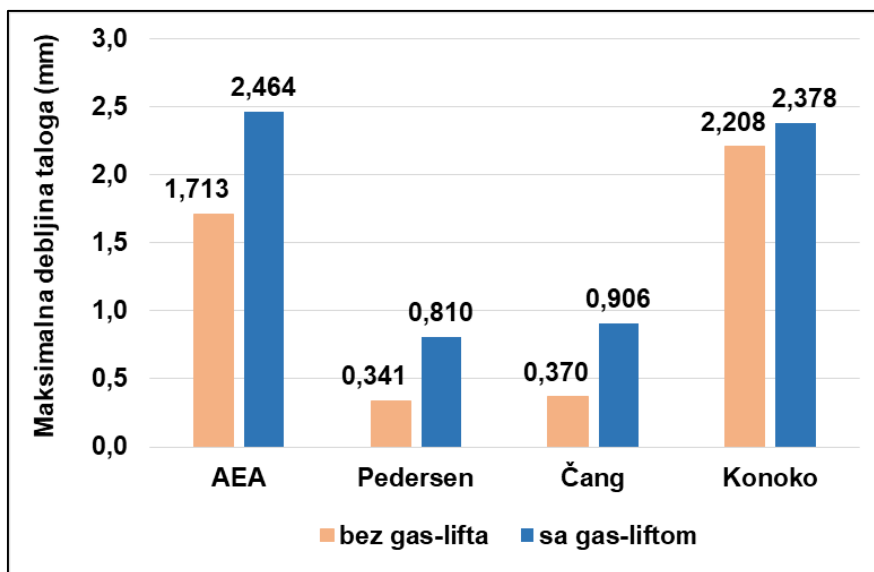


Slika 9.4 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-1

Rezultati proračuna pokazuju:

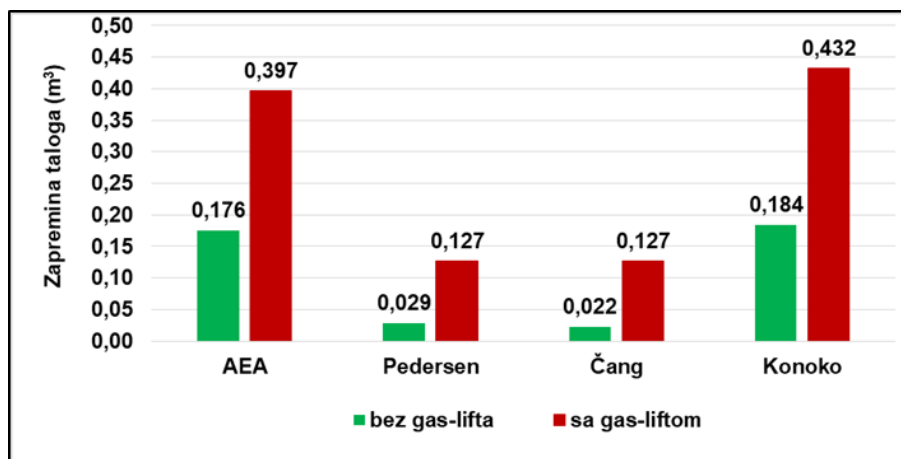
- Dubina početka taloženja parafina, maksimalna debljina i količina taloga zavise od primenjene metode. Metoda Pedersen i Čang daju međusobno slične rezultate, a metoda AEA i Konoko međusobno slične.
- Relacije Pedersena i Čunga, za razliku od AEA i relacije Konoko (Eriksona), uzimaju u obzir parametar rastvorljivosti komponente u tečnoj i čvrstoj fazi, koji utiču na rastvorljivost/taloženje parafina.
- U bušotinama sa gas-liftom talog se izdvaja na većim dubinama. Primenom metoda AEA i Konoko najintenzivnije taloženje parafina u bušotini sa gas-liftom uočava se na dubinama od 2500 do 1900 (m).
- Metode Pedersen i Čang pokazuju da se najintenzivnije taloženje dešava na dubinama od 1200 do 600 (m).
- U bušotinama bez gas-lifta, intenzivno taloženje parafina počinje na dubinama od 1700 do 1200 (m) kod metoda AEA i Konoko, dok se kod metoda Pedersen i Čang intenzivno taloženje parafina uočava na dubinama od 650 do 400 (m).

Maksimalna debljina taloga veća je u bušotinama sa gas-liftom. Maksimalna debljina taloga dobijena je metodom AEA i iznosi 2,464 (mm). Rezultati proračuna maksimalne debljine taloga za primenjene metode prikazani su na slici 9.5. Uočava se da su najmanje razlike u maksimalnim debljinama taloga u bušotinama sa i bez gas-lifta dobijene metodom Konoko, a najveće primenom metoda Pedersena i Čanga.



Slika 9.5 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri metode – bušotina B-1

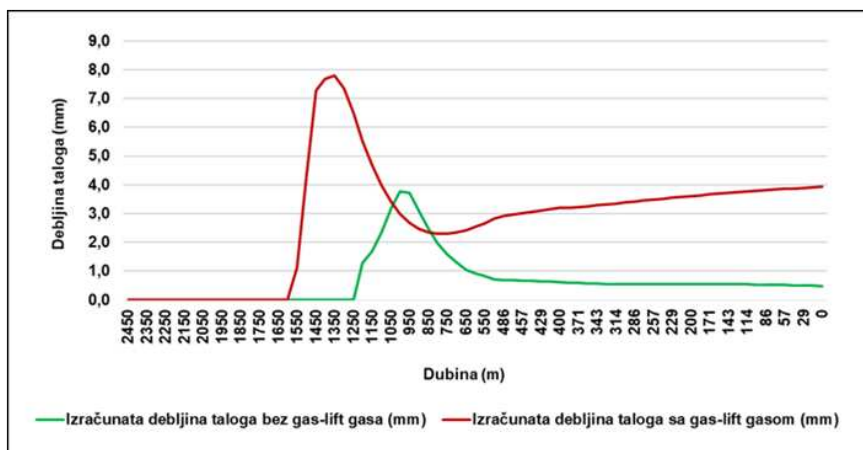
Rezultati su pokazali da se u bušotini sa gas-liftom izdvaja veća količina parafina. Najveća zapremina istaloženog parafina u bušotini dobijena je metodom Konoko i iznosi 0,432 m³. Maksimalne zapremine istaloženog parafina u stubu bušotine prikazane su na slici 9.6.



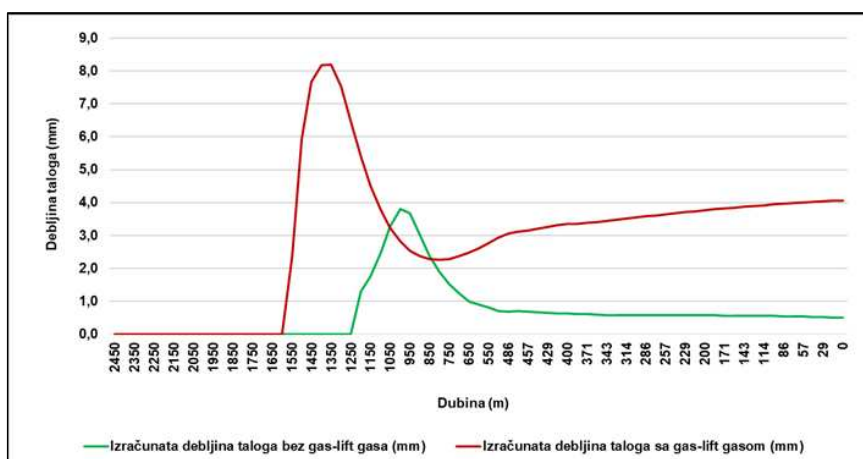
Slika 9.6 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri metode – bušotina B-1

9.1.2 Rezultati proračuna taloženja parafina u bušotini B-4

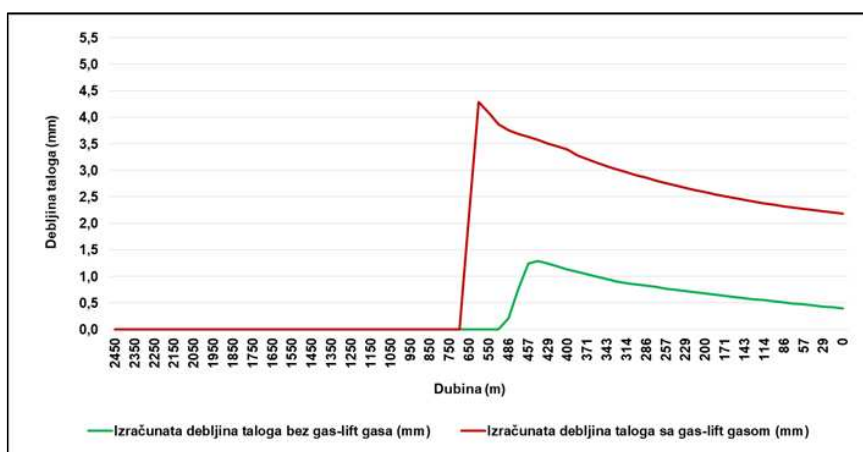
Dubina početka taloženja parafina, debljina taloga i zapremina istaloženog parafina za sedam dana izračunata je pomoću sve četiri postojeće metode. Rezultati proračuna prikazani su na slikama 9.7-9.10.



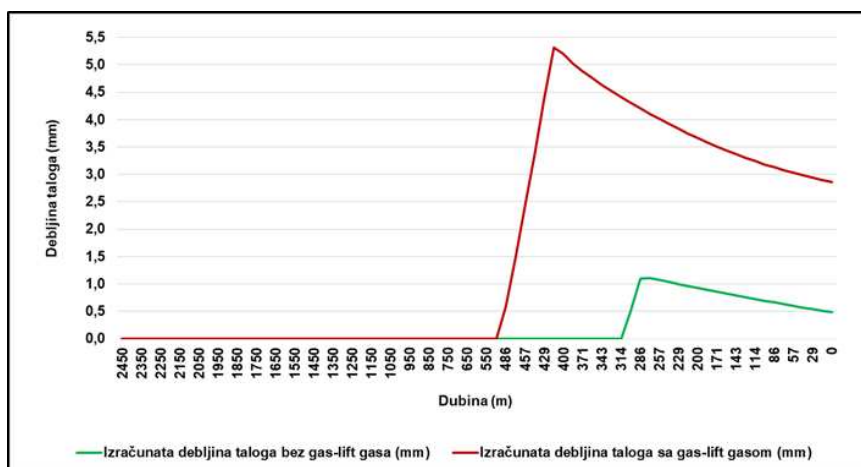
Slika 9.7 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-4



Slika 9.8 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-4



Slika 9.9 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-4

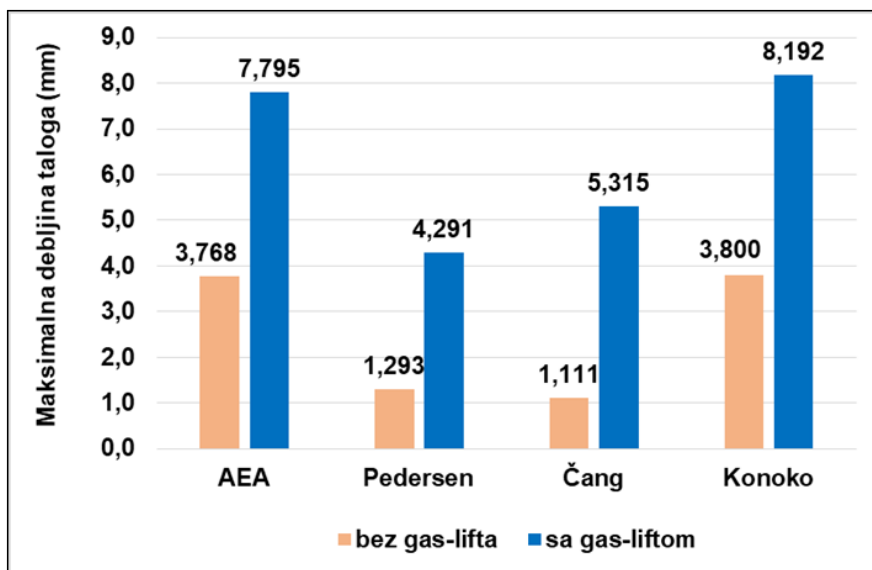


Slika 9.10 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-4

Rezultati proračuna pokazuju:

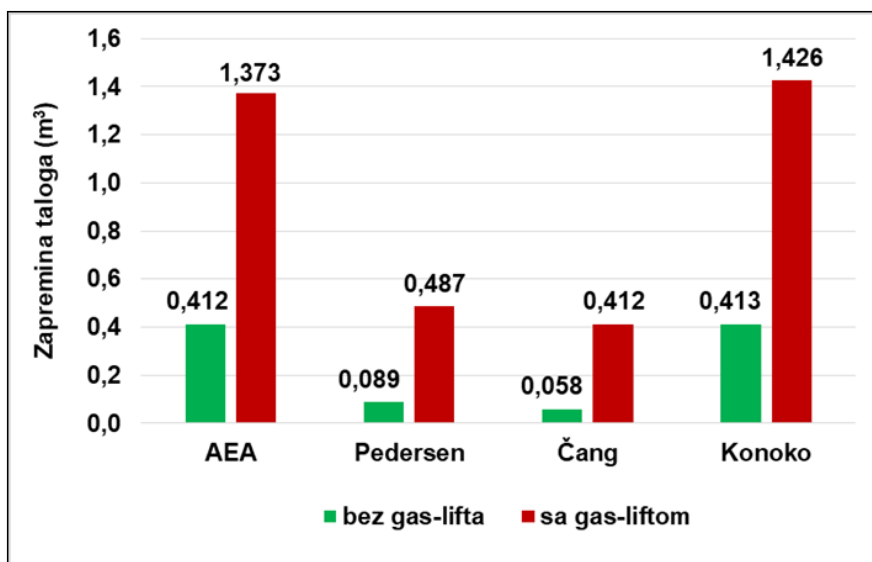
- Dubina početka taloženja parafina, maksimalna debljina i količina taloga zavise od primenjene metode. Metoda Pedersen i Čang daju međusobno slične rezultate, a metoda AEA i Konoko međusobno slične (objašnjenje kao i kod prethodne bušotine).
- U bušotinama sa gas-liftom talog se izdvaja na većim dubinama. Primenom metoda AEA i Konoko najintenzivnije taloženje parafina u bušotini uočava se na dubinama od 1650 do 1000 (m). Metode Pedersen i Čang pokazuju da se najintenzivnije taloženje dešava na dubinama od 750 (m), zatim se nastavlja jačim intenzitetom nego kod prve dve testirane metode, sve do glave bušotine.
- U bušotinama bez gas-lifta, intenzivno taloženje parafina počinje na dubinama od 1250 do 650 (m) kod metoda AEA i Konoko, dok se kod metoda Pedersen i Čang intenzivno taloženje parafina uočava na dubinama od 500 do 250 (m).

Maksimalna debljina taloga veća je u bušotini sa gas-liftom. Maksimalna debljina taloga dobijena je metodom Konoko. Rezultati proračuna maksimalne debljine taloga za primenjene metode prikazani su na slici 9.11. Uočava se da su najveće razlike u maksimalnim debljinama taloga u bušotinama sa i bez gas-lifta dobijeni metodom Konoko, a najmanje primenom metode Pedersena.



Slika 9.11 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-4

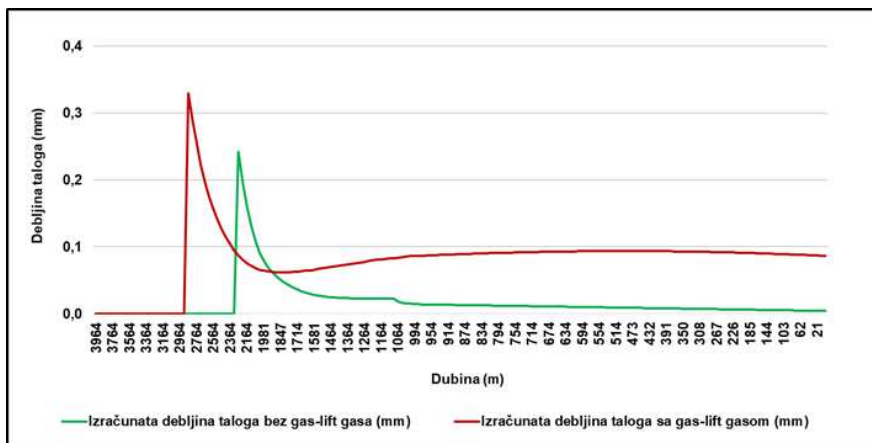
Rezultati su pokazali da se u bušotini sa gas-liftom izdvaja veća količina parafina. Najveća zapremina istaloženog parafina u bušotini dobijena je metodom Konoko i iznosi 1,426 m³. Maksimalne zapremine istaloženog parafina u stubu bušotine prikazane su na slici 9.12.



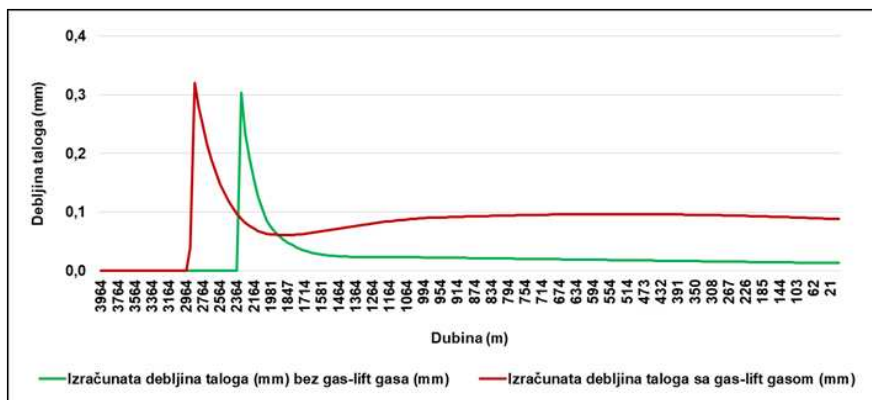
Slika 9.12 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-4

9.1.3 Rezultati proračuna taloženja parafina – bušotina B-5

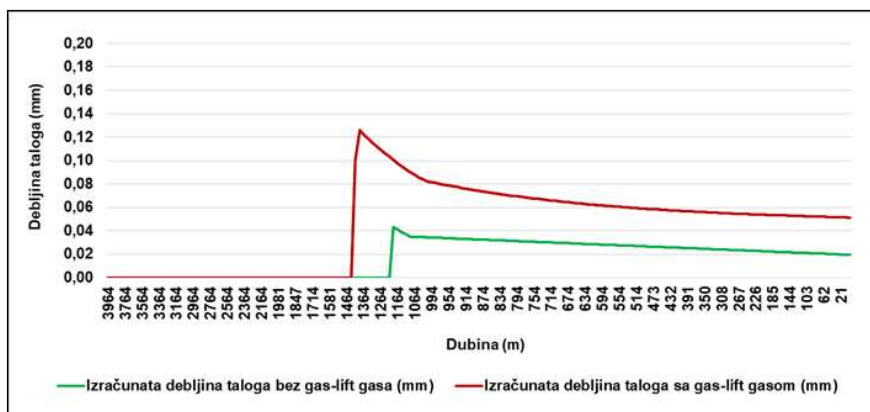
Dubina početka taloženja parafina, debljina taloga i zapremina istaloženog parafina za sedam dana izračunata je pomoću sve četiri postojeće metode. Rezultati proračuna prikazani su na slikama 9.13-9.16.



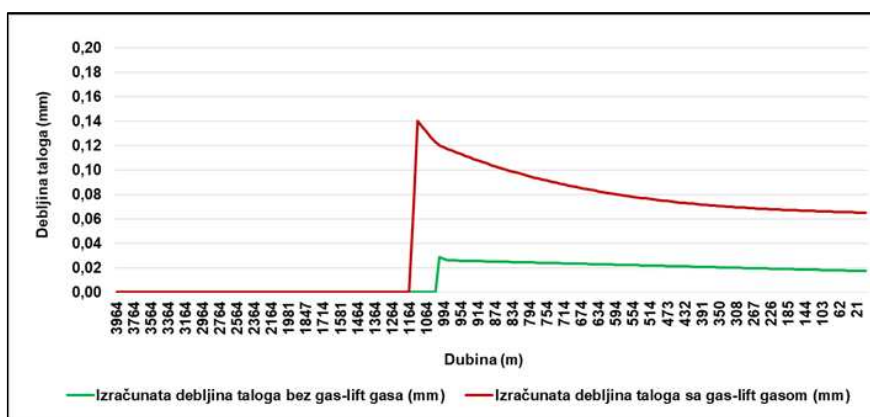
Slika 9.13 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda AEA – bušotina B-5



Slika 9.14 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Konoko – bušotina B-5



Slika 9.15 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Pedersen – bušotina B-5



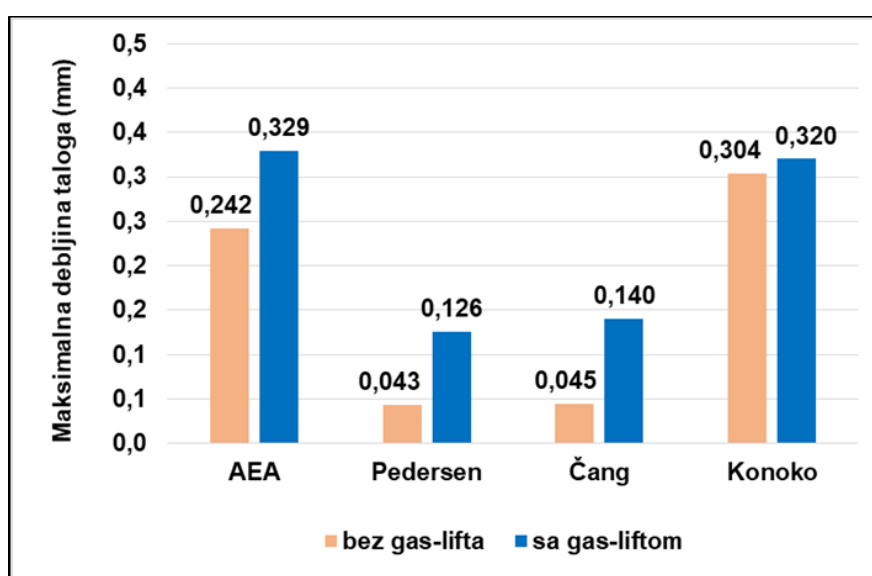
Slika 9.16 - Debljina istaloženog parafina u bušotini sa i bez gas-lifta – Metoda Čang – bušotina B-5

Rezultati proračuna pokazuju:

- Dubina početka taloženja parafina, maksimalna debljina i količina taloga zavise od primenjene metode. Metoda Pedersen i Čang daju međusobno slične rezultate, a metoda AEA i Konoko međusobno slične (objašnjenje kao i kod prethodne bušotine).
- U bušotinama sa gas-liftom talog se izdvaja na većim dubinama. Primenom metoda AEA i Konoko najintenzivnije taloženje parafina u bušotini uočava se na dubinama od 2900 m do 2300 m. Metode Pedersen i Čang pokazuju da se najintenzivnije taloženje dešava na dubinama od 1400 m, zatim se nastavlja jačim intenzitetom nego kod prve dve testirane metode, sve do glave bušotine.

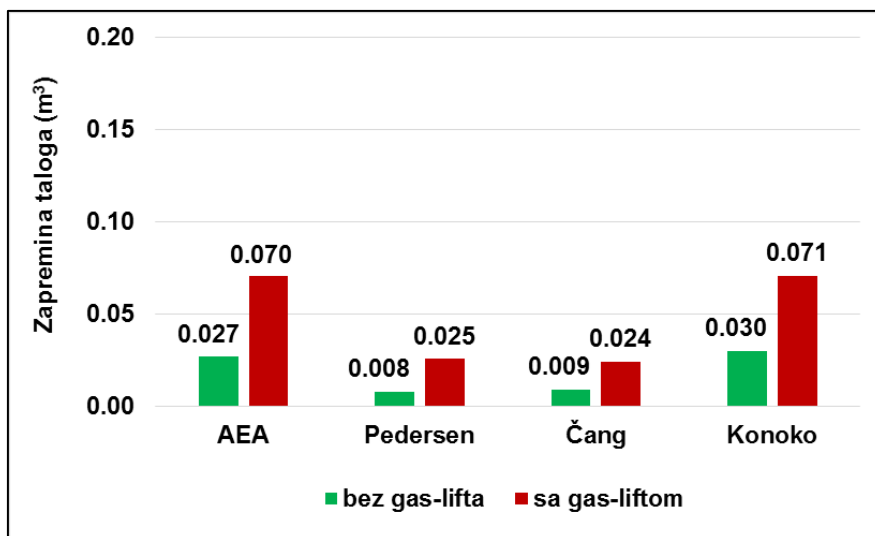
- U bušotinama bez gas-lifta, intenzivno taloženje parafina počinje na dubinama od 2350 do 1500 m kod metoda AEA i Konoko, dok se kod metoda Pedersen i Čang intenzivno taloženje parafina uočava na dubinama od 1100 do 550 m.

Maksimalna debljina taloga veća je u bušotini sa gas-liftom. Maksimalna debljina taloga dobijena je metodom AEA i iznosi 0,329 mm. Rezultati proračuna maksimalne debljine taloga za primjenjene metode prikazani su na slici 9.17. Uočava se da su najmanje razlike u maksimalnim debljinama taloga u bušotinama sa i bez gas-lifta dobijeni metodom Konoko, a najveće primenom metode Pedersena i Čanga.



Slika 9.17 - Prikaz maksimalne debljine istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-5

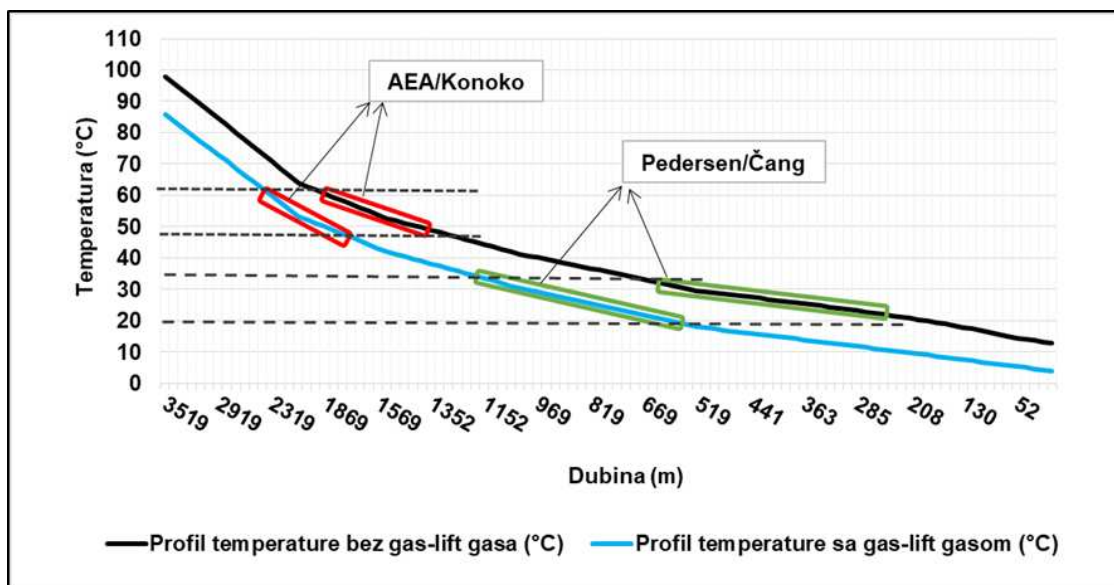
Rezultati su pokazali da se u bušotini sa gas-liftom izdvaja veća količina parafina. Najveća zapremina istaloženog parafina u bušotini dobijena je metodom Konoko i iznosi 0,071 m³. Maksimalne zapremine istaloženog parafina u stubu bušotine prikazane su na slici 9.18.



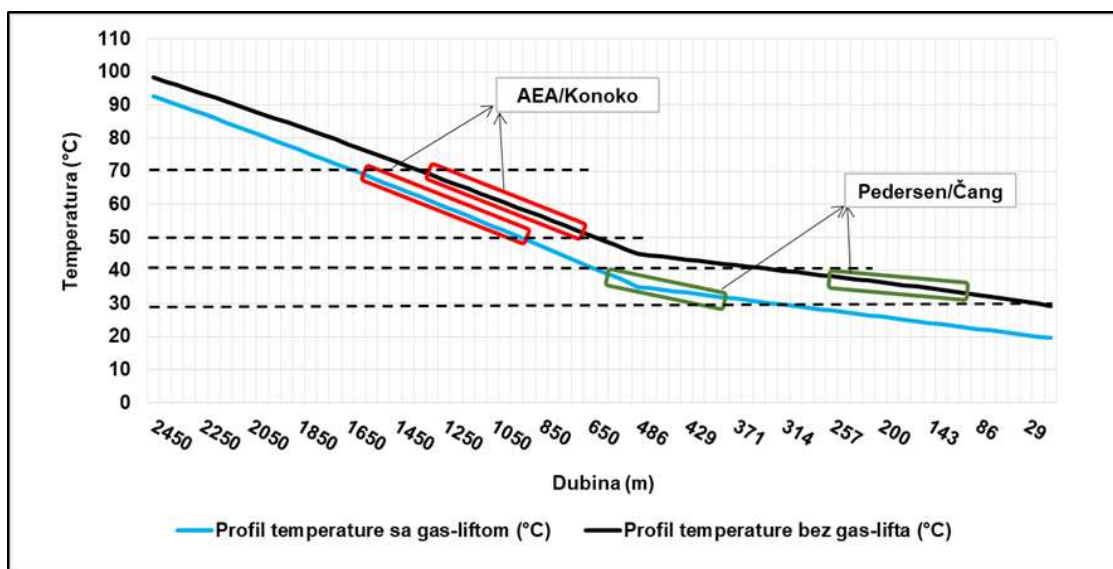
Slika 9.18 - Prikaz zapremina istaloženog parafina bez i sa gas-liftom, za četiri proračunske metode – bušotina B-5

9.2 Uticaj temperature na taloženje parafina u bušotini sa i bez gas-lifta

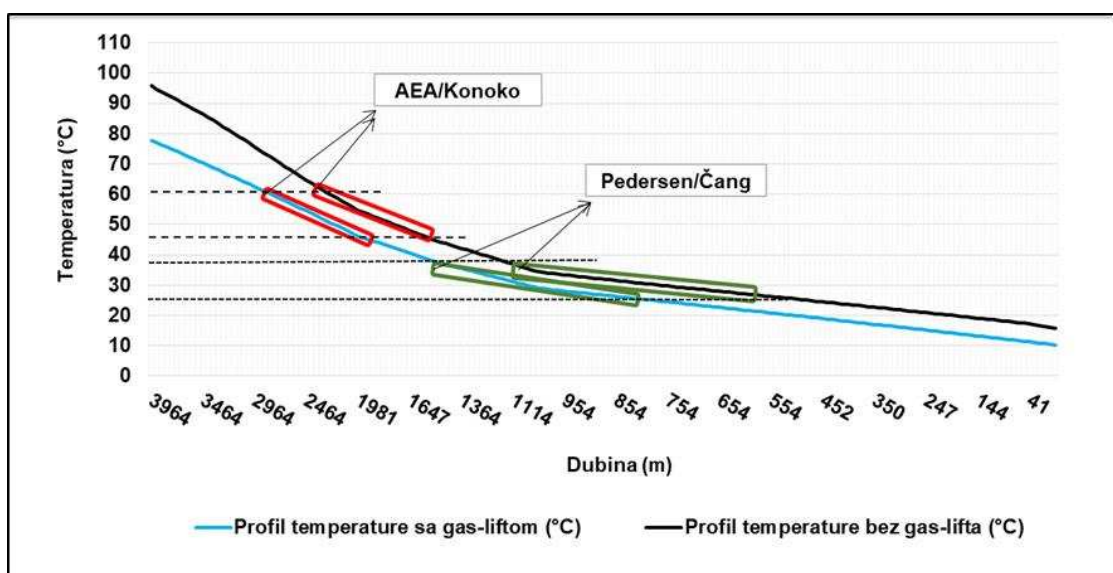
Na narednim slikama 9.19 do 9.21 je temperaturni profil za tri testirane bušotine, sa gas-liftom i bez gas-lifta.



Slika 9.19 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-1, sa i bez gas-lifta



Slika 9.20 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-4 sa i bez gas-lifta



Slika 9.21 - Profil temperature i zona taloženja parafina za bušotinu B-5 sa gas i bez gas-lifta

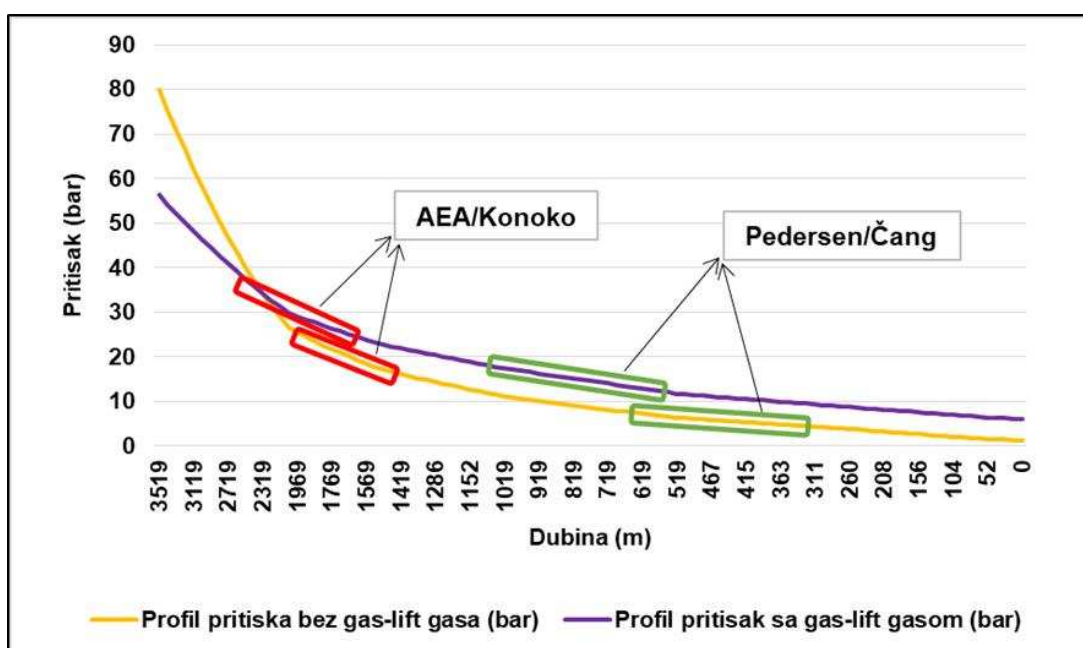
Temperaturni profili sa gas-liftom i bez gas-lifta prikazuju da je temperatura fluida u stubu bušotine bez gas-lifta viša nego u slučaju sa gas-liftom. Iz prikazanih slika uočava se da taloženje parafina počinje u zonama sa približno jednakim temperaturama. Utiskivanjem gasa dolazi do prenosa mase komponenti iz tečne u gasnu fazu, širenja gasa pri adijabatskim uslovima i time do pothlađivanja fluida – Džul - Tomsonov efekat. Snižavanjem temperature fluida u stubu bušotine u gas-liftu dovodi do taloženja parafina

na većim dubinama, jer fluid na većoj dubini dostiže temperaturu na kojoj dolazi do taloženja parafina.

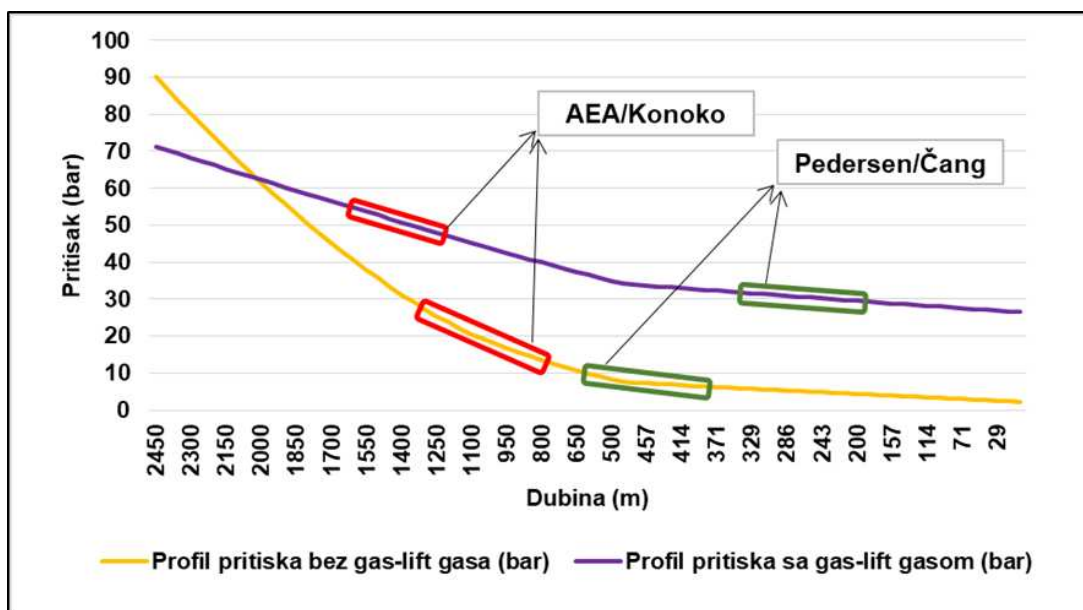
Pored navedenog, prenosom mase lakih ugljovodoničnih komponenti iz tečne faze u gasnu, stripovanjem, menja se sastav tečne faze, povećava se koncentracija težih komponenti sklonih taloženju.

9.3 Uticaj pritiska na taloženje parafina u bušotini sa i bez gas-lifta

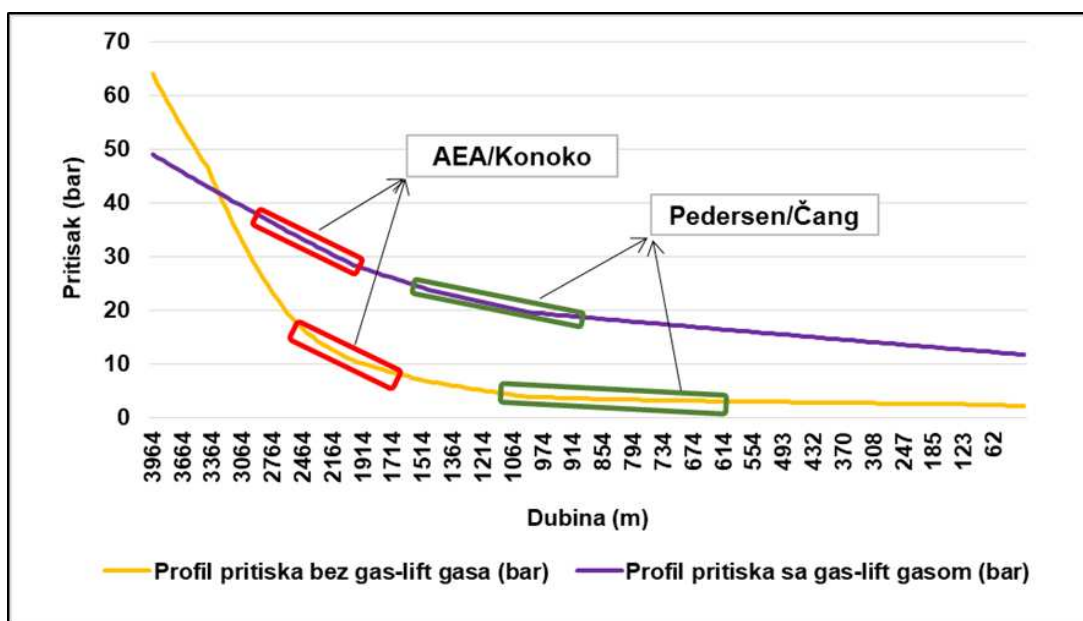
Na taloženje parafina, pored sastava fluida, temperature fluida, utiče i pritisak. Uočava se različit profil pritiska u bušotinama sa i bez gas-lifta, slike 9.22 do 9.24.



Slika 9.22 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-1 sa i bez gas-lifta



Slika 9.23 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-4 sa i bez gas-lifta



Slika 9.24 - Profil pritiska i zona taloženja parafina za bušotinu B-5 sa i bez gas-lifta

Porastom pritiska, raste količina rastvorenog gasa u tečnoj fazi, što bi trebalo da vodi manjoj sklonosti ka taloženju parafina, što je suprotno dobijenim rezultatima. Iz prikazanih dijagrama se zaključuje da je efekat temperature dominantan.

10. ZAKLJUČAK

Ostvarivanje maksimalne proizvodnje je jedan od najznačajnijih ciljeva pri eksploataciji nafte i prirodnog gasa. Smanjenjem ležišne energije, smanjuje se i količina proizvedene nafte, do potpunog prestanka proizvodnje. Da bi se zaustavilo smanjenje, ili izbegao prestanak proizvodnje, potrebno je obezbediti dodatnu energiju u ležištu. Dodatna energija se može obezbediti na više načina, a najčešće se primenjuju dubinsko pumpanje i gas-lift metoda.

Gas-lift metoda predstavlja mehaničku metodu podizanja nafte sa dna bušotine na površinu, korišćenjem komprimovanog gasa koji se utiskuje kroz prstenasti prostor (kezing) preko gas-lift ventila, postavljenog na tubingu na određenoj dubini. Utiskivanjem gas-lift gasa obezbeđuje se dodatna energija potrebna za proizvodnju nafte i gasa, ali se utiče i na promenu profila pritiska i temperature, promenu sastava i karakteristika fluida kao i na PVT ponašanje fluida u stubu bušotine.

Cilj istraživanja prikazanog u ovoj disertaciji je bio da se utvrdi uticaj utiskivanja gas-lift-gasa na prenos toplote i mase u stubu bušotine, koje nastaje zahvaljujući promenjenim uslovima pritiska i temperature, sastava i karakteristika fluida i njegovog faznog ponašanja, kao i da se analiziraju uticaji sledećih veličina/parametara:

- Temperature i pritiska utiskivanja gas-lift gasa,
- Protoka gas-lift gasa
- Sastava utiskivanog gasa.

U cilju detaljnog sagledavanja problema, mogućnosti analize uticajnih veličina, kao i simulacije mogućih slučajeva, kreiran je model bušotine koja radi u gas-lift režimu. Za potrebe modelovanja odabran je Aspen HYSYS programski paket, koji pruža mogućnost varijacije svih uticajnih parametara. Kreiran je model bušotine koja radi u režimu gas-lifta, koji je verifikovan korišćenjem sledećih raspoloživih podataka i rezultata: merenja sa bušotina, proizvodnja nafte, gasa i ležišne vode, protoka utisnutog gas-lift gasa na dan kada su merenja izvršena, sastava nafte i gasa na ležišnim uslovima dobijenih iz PVT analiza, sastava utisnutog gas-lift gasa, temperature i pritiska gas-lift gasa, profila pritiska i temperature fluida u tubingu, dobijenih karotažnim merenjem (PLT), temperaturnog

gradijenta zemlje za regiju na kojoj se bušotine nalaze i načina opremanja proizvodne bušotine.

Kako bi se izvršila analiza razlika u komponentnom sastavu, odnosno količine svake ugljovodonične komponente u parnoj i tečnoj fazi na separatorskim uslovima, razmatrana su dva slučaja:

1. Bušotina proizvodi primenom kontinualnog gas-lifta.
2. Bušotina proizvodi bez primene gas-lift metode. Količina nafte, gasa i vode iz ležišta jednaki su kao u Slučaju #1. Da bi se utvrdio uticaj utisnutog gasa na raspodelu komponentata po fazama na separatorskim uslovima, potrebna je jednaka ukupna masa svake komponente u oba slučaja. Da bi se dobila jednaka masa svih komponenti kao i u Slučaju #1, masi svake komponente u parnoj fazi, dobijenoj posle separacije na datom pritisku i temperaturi, dodata je masa komponenti iz gas-lift gasa

Korišćenjem postavljenih verifikovanih modela, izvršena je simulacija rada bušotina, poređenjem i analizom uticaja određenih parametara. Dobijeni rezultati pokazuju da:

- Utiskivanjem gas-lift gasa dolazi do promene profila pritiska i temperature u stubu bušotine i to tako da se temperatura i pritisak smanjuju u odnosu na slučaj bez gas-lifta na jednakoj dubini.
- Menja se oblik i položaj faznih dijagrama fluida u stubu bušotine, što je posledica različitih sastava fluida sa i bez gas-lifta. Za krivu fluida sa utisnutim gas-lift gasom karakteristična je niža krikondeterma i viša krikondenbara.
- Promene pritiska i temperature dovode do promene konstante fazne ravnoteže za datu komponentu u posmatranoj tački sistema. Uvođenjem gas-lifta, menja se sastav, dok se temperatura i pritisak u stubu bušotine smanjuju u odnosu na slučaj bez gas-lifta na jednakoj dubini, pa je ukupna promena konstante fazne ravnoteže posledica i promene pritiska i temperature i promene sastava fluida u stubu bušotine.
- Utiskivanje gas-lift gasa utiče na količine komponenti u tečnoj i gasovitoj fazi koje su izdvojene na separatorskim uslovima.

- Mase svih komponenti u parnoj fazi su veće kada se utiskuje gas-lift gas u odnosu na slučaj bušotine bez gas-lifta, dok su mase komponenti u tečnoj fazi manje.
- Protok (količina) utisnutog gas-lift gasa utiče na količinu komponenti izdvojenih u parnoj fazi. Rezultati su pokazali da razlike u masama posmatranih komponenti u parnoj fazi u slučaju bušotine koja radi u režimu gas-lifta i bušotine bez gas-lifta, zavise od posmatrane komponente i količine utisnutog gas-lift gasa. Povećanjem količine utisnutog gasa raste i razlika u povećanju mase pojedinačnih komponenti.
- Najmanja razlika u povećanju mase primećena je kod metana, zatim etana. Razlog je veća isparljivost ove dve komponente veća u poređenju sa ostalim ugljovodoničnim komponentama.
- Relativna razlika u masa posmatranih komponenti raste sa porastom broja ugljenikovih atoma, pri konstantnoj količini utisnutog gas-lift gasa.
- Temperatura utiče na mase izdvojenih komponenti i to tako da sa se porastom temperature smanjuje uticaj utiskivanja gas-lift gasa na prenos mase. Razlika u masi svih ugljovodoničnih komponenti u slučaju primene gas-lift metode i bez gas-lift metode, opada je porastom temperature osim za komponentu p-C6+. Sa porastom temperature raste isparljivost komponenti, pa opada uticaj efekta prenosa mase lakših komponenti iz tečne u parnu fazu u prisustvu gas-lifta u odnosu na slučaj bez gas-lifta.
- Povećanje mase propana i butana posledica je prenosa mase zbog uticaja utiskivanja gas-lift gasa. Na osnovu toga, opovrgnuto je mišljenje da je porast prinosa TNG-a posledica prisustva propana i butana u gas-lift gasu.
- Sastav gas-lift gasa utiče na prenos mase iz tečne faze ležišnog fluida u parnu fazu. Analiziran je uticaj utiskivanja čistog metana (CH₄), čistog azota (N₂), ugljen-dioksida (CO₂) i prirodnog gasa koji se i koristi kao gas-lift gas.
- Uticaj sastava gasa koji se utiskuje na prenos mase veći je na nižim temperaturama.
- Utiskivanje jednodokomponentnih gasova ima veći uticaj na prenos mase u odnosu na višekomponentni gas - prirodni gas.

- Razlika u uticaju jednokomponentnih gasova na prenos mase je zanemarljiva.
- Temperaturni profil u bušotina pokazuju da je temperatura fluida u stubu bušotine kod koje je primenjena gas-lift metoda niža nego u bušotini bez gas-lifta.
- Utiskivanjem gas-lift gasa smanjuje temperatura u stubu bušotine, što rezultuje u intenzivnijem taloženju parafina.
- Talozenje parafina započinje na većim dubinama kod bušotina koje rade u gas-lift režimu zbog manje temperature u stubu bušotine u odnosu na bušotinu kod koje nije primenjen gas-lift
- Maksimalna debljina taloga veća je u bušotinama kod kojih se primenjuje gas-lift metoda.
- Utiskivanjem gas-lift gasa i prenosom mase lakih ugljovodoničnih komponenti iz tečne faze u gasnu menja se sastav tečne faze, povećava se koncentracija težih komponenti sklonih taloženju.
- Promena temperature u stubu bušotine ima veći uticaj na talozenje parafina od promene pritiska.

Kako se može videti iz izloženog istraživanja i dobijenih rezultata, utiskivanjem gas-lift gasa u fluid iz ležišta formira se složen višefazni višekomponentni fluid, čije se ponašanje značajno razlikuje od ponašanja fluida iz ležišta, što zbog promene sastava, što zbog promene pritiska i temperature. Utiskivanjem gas-lift gasa pored osnovnog željenog efekta povećanja proizvodnje, dolazi i do drugih efekata: prenosa mase i toplote, a čiji je nastanak prikazan i analiziran u ovom radu.

Dobijeni rezultati daju naučni doprinos koji se ogleda u sledećem: izradi modela bušotine u gas-liftu primenom netipičnog softverskog alata, povezivanju dna i stuba bušotine sa sistemom za sakupljanje, transport i pripremu fluida u jednu hidrodinamičku celinu, bilansiranje količine i sastava prisutnih faza u svakoj tački sistema, počev od dna bušotine do finalnih proizvoda, kvantifikovanje uticaja količine i vrste gas-lift gasa na intenzitet prenosa mase i toplote, kao i količinu finalnih proizvoda. Doprinos se ogleda i u praktičnoj primeni: podršci pri izboru sastava i količine gas-lift gasa, određivanju profila pritiska i temperature u stubu bušotine kada nema karotažnih merenja i planiranju remontnih radova.

Dalja istraživanja trebalo bi da obuhvate:

- Uticaj gas-lifta na koroziju opreme u bušotini i na površinskim sistemima sakupljanja, transporta i prerade fluida,
- Analizu režima - oblika protoka za različite protoke proizvedenog fluida i gas-lift gasa,
- Ispitivanje uticaja dubine utiskivanja gas-lift gasa na profil pritiska i temperature i taloženje parafina.

11. LITERATURA

- [1] M. Soleša, D. Danilović, Z. Buza, *Sistem analiza proizvodnje nafte i gasa eruptivnom metodom*, DIT NIS-Naftagas Novi Sad, Novi Sad, str 455-465, (1999)
- [2] https://www.slb.com/services/production/artificial_lift/choosing-optimal-system.aspx
- [3] G. Takacs, *Gas-lift manual*, PennWell Corporation, Oklahoma, str 1-8, 255-270, (2005)
- [4] D. Danilović, V. Karović, B. Leković, M. Crnogorac, M. Tanasijević, *Parametri koji definišu optimalnu proizvodnju naftnih bušotina pri primeni mehaničke metode eksploatacije*, Tehnika – Rudarstvo, geologija i metalurgija, Savez inženjera i tehničara Srbije, Beograd, Vol. 71, 2, str 209-214, (2016)
- [5] L. Lake, *Petroleum engineering handbook, Vol. 4, Production operations engineering*, Society of petroleum engineers, Texas, str 1-38, (2007)
- [6] J. Lea, H. Nickens, M Wells, *Gas well deliquification*, Second Edition, Gulf professional publishing, Elsevier, Burlington, str 331-352, (2008)
- [7] A. Hernandez, *Fundamentals of gas-lift engineering, Well design and troubleshooting*, Elsevier, Cambridge, str 81-106, (2016)
- [8] S. Ayatollahi, M. Narimani, M. Moshfeghian, *Intermittent gas-lift in Aghajari oil field, a mathematical study*, Journal of Petroleum Science and Engineering, Vol. 42, Issues 2-4, str 245-255, (2004)
- [9] J. Clegg, S. Bucaram, N. Hein Jr, *New recommendations and comparisons for artificial lift method selection*, 67th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, Washington, (1992)
- [10] <https://production-technology.org/gas-lift-well-rocking/>
- [11] H. Winkler, S. Smith, *Camco gas-lift manual*, Camco Inc, Houston, str 20-140, (1962)
- [12] A. Hasan, C. Kabir, *Fluid flow and heat transfer in wellbores*, Second edition, Society of Petroleum Engineers, str 23-46, 85-192, (2002)
- [13] M. Schlumberger, H. Doll, A. Perebinosoff, *Temperature measurements in oil wells*, Journal of institution of petroleum technologies, Vol. 23, (1937)

- [14] H. Ramey Jr, *Wellbore heat transmission*, Journal of petroleum technology, Vol. 14, str 427-435, (1962)
- [15] A. Hasan, C. Kabir, Aspects of wellbore heat transfer during two phase flow, SPE paper 22948, str 211-216, (1994)
- [16] M. Ameen, *Unified model for two-phase flow and heat transfer in wellbores*, Master teza, Univerzitet u Dakoti, North Dakota, str 60-94, (1992)
- [17] F. van Everdingen, W. Hurst, *The application of the laplace transformation to flow problems in reservoirs*, Trans AIME Journal, Vol. 186, str 305-324, (1949)
- [18] J. Edwardson, M. Girner, R. Parkison, D. Williams, S. Matthews, Calculation of formation temperature disturbances caused by mud circulation, Journal of petroleum technology, Vol. 14, str 416-426, (1962)
- [19] P. Willhite, *Overall heat transfer coefficients in steam and hot water injection wells*, Journal of petroleum technology, Vol. 19, str 607-615, (1967)
- [20] M. Hamidi, H. Karimi, M. Boostani, *Flow patterns and heat transfer of oil-water two phase upward flow in vertical pipe*, International journal of thermal science, Vol. 127, str 173-180, (2018)
- [21] A.Toth, E. Bobok, *Flow and heat transfer in geothermal systems*, Chapter 9, Elsevier, str 181-194, (2017)
- [22] H. Rahnema, J. You, M. McMillan, *Numerical modeling of unsteady-state wellbore heat transmission*, Journal of natural gas science and engineering, Vol. 34, str 1062-1076, (2016)
- [23] Wanqiang Xiong, Mehdi Bahonar, Zhangxin Chen, *Development of a thermal wellbore simulator with focus on improving heat loss calculations for SAGD steam injection*, SPE paper 174408, str 1-18, (2015)
- [24] Yonghai Gao, Yanchun Cui, Boyue Xu, Baojiang Sun, Xinxin Zhao, Hao Li, Litao Chen, *Two phase flow heat transfer analysis at different flow patterns in the wellbore*, Applied thermal engineering, Vol. 117, str. 544-552, (2017)
- [25] L. Wang, H. Liu, Zh. Pang, X. Lv, *Overall heat transfer coefficient with considering thermal contact resistance in thermal recovery wells*, International journal of heat and mass transfer, Vol. 103, str 486-500, (2016)
- [26] <http://www.thermopedia.com/content/940/>

- [27] E. Brignole, S. Pereda, *Phase equilibrium engineering*, Academic Press, Elsevier, str 33-56, (2013)
- [28] D. Kondepudi, *Introduction to modern thermodynamics*, Wiley, str 145-285, (2008)
- [29] E. Guggenheim, *Thermodynamics: an advanced treatment for chemists and physicists*, Amsterdam, North-Holland Pub. Co, str 170-219, (1967)
- [30] Y. Wei, R. Sadus, *Equations of state for the calculation of fluid-phase equilibria*, AIChE Journal, Vol. 46, str 169-196, (2000)
- [31] L. Yarborough, *Vapor-liquid equilibrium data for multicomponent mixtures containing hydrocarbon and nonhydrocarbon components*, Journal of chemical and engineering data, Vol. 17, str 129-133, (1972)
- [32] L. Theodore, F. Ricci, *Mass transfer operations for the practicing engineer*, John Wiley & Sons, Inc., (2010)
- [33] O. Redlich, J. Kwong, *On the thermodynamics of solutions. V. An equation of State. Fugacities of gaseous solutions*, Chemical Reviews, Vol. 44, str 233-244, (1949)
- [34] G. Soave, *Equilibrium constants from a modified Redlich-Kwong equation of state*, Chemical Engineering Science, Vol. 27, str 1197-1203, (1972)
- [35] D. Peng, D. Robinson, *A new two-constant equation of state*, Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals, Vol. 15, str 56-64, (1976)
- [36] T. Boldizar, *The distribution of temperature in flowing wells*, American Journal of science, Vol. 256, str 294-298, (1958)
- [37] R. Sagar, D. Doty, Z. Schmidt, *Predicting temperature profiles in a flowing well*, Society of Petroleum Engineers, Tulsa, str 441-448, (1991)
- [38] I. Alves, F. Alhanati, O Shoham, *A unified model for predicting flowing temperature distribution in wellbores and pipelines*, Society of Petroleum Engineers, str 363-367, (1992)
- [39] A. Hasan, C. Kabir, *A mechanistic model for computing fluid temperature profiles in gas - lift wells*, Society of petroleum engineers, Production & facilities, (1996)
- [40] A. Hasan, C. Kabir, *Wellbore heat-transfer modeling and applications*, Journal of Petroleum science and engineering, str 179-185, (2012)
- [41] C. Kabir, A Hasan, *Performance of a two-phase gas/liquid flow model in vertical wells*, Journal of Petroleum Science and Engineering, Vol. 4, str 273-289, (1990)

- [42] D. Bertovic, D. Doty, R. Blais, Z. Schmidt, *Calculating accurate gas-lift flow rate incorporating temperature effects*, Society of petroleum engineers, SPE Production Operations Symposium, Oklahoma, str 305-316, (1997)
- [43] J. Faustinelli, D. Doty, *Dynamic flow performance modeling of a gas-lift valve*, Society of petroleum engineers, SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Buenog Aires, str 1-11, (2001)
- [44] X. Zhao, J. Xu, *Numerical simulation of temperature and pressure distribution in producing gas well*, World journal of modelling and simulation, Vol. 4, str 94-103, (2008)
- [45] O. Cazares-Candia, M. Vasquez-Cruz, *Prediction of pressure, temperature, and velocity distribution of two-phase flow in oil wells*, Journal of petroleum science & engineering, Vol. 46, str 195-208, (2005)
- [46] J. Hagoort, *Prediction of wellbore temperatures in gas production wells*, Journal of petroleum science & engineering, Vol. 49, str 22-36, (2005)
- [47] A. Zamani, P. Pourafshari, F. Rabiee, *Developing a novel temperature model in gas-lifted wells to enhance the gas-lift design*, Vol. 2, str 81-85, (2014)
- [48] F. Farshad, J. Gerber, J. Lorde, *Predicting temperature profiles in producing oil wells using artificial neural networks*, Society of petroleum engineers. Sixth Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Caracas, str 1-11, (1991)
- [49] H. Hamed, F. Rashidi, E. Khomechi, *A novel approach to the gas-lift allocation optimization problem*, Petroleum Science and Technology, Vol. 29, str 418-427, (2011)
- [50] E. Compongara, R. Nakashima, *Applying dynamic programming to a gas - lift optimization problem*, Proceeding of the 2nd Brazilian Conference on research and development in petroleum and gas, Rio de Janeiro, str 1220-1246, (2003)
- [51] L. Mengxia, L. Ruiquan, L. Junliang, L. Wei, K. Wenqui, *Parameter sensitivity analysis of gas-lift well unloading processes*, International journal of heat and technology, Vol. 33, str 237-245, (2015)
- [52] G. Govier, K. Aziz, *The flow of complex mixtures in pipes*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 65, str 825-828, (1974)

- [53] F. Poettman, P. Carpenter, *The multiphase flow of gas, oil and water through vertical flow strings*, Drilling and Production Practice, A.P.I., str 257-317, (1952)
- [54] H. Duns, J. Ros, *Vertical flow of gas and liquid mixtures in wells*, Proceedings of the sixth world petroleum congress, Germany, Vol. 10, str 451-465, (1963)
- [55] A. Hagedorn, K. Brown, *Experimental study of pressure gradients occurring during continuous two-phase flow in small-diameter vertical conduits*, Journal of Petroleum Technology, Vol. 17, str 475-484, (1965)
- [56] M. Jarić, *Dvofazni tokovi u horizontalnim i vertikalnim cevima*, Procesna tehnika, str. 20-21, (2009)
- [57] J. Orkiszewski, *Predicting two-phase pressure drops in pipes*, Journal of Petroleum Technology, Vol. 19, str 829-838, (1967)
- [58] P. Graffith, G. Wallis, *Two-phase slug flow*, Journal of Heat Transfer, Vol. 83, str 307-318, (1961)
- [59] Espanol, C. Holmes, K. Brown, *Comparison of existing multiphase flow methods for calculation of pressure drop in vertical wells*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 1-8, (1969)
- [60] K. Aziz, C. Fortems, A. Settari, *Interaction of wellbore conditions with flow in the reservoir in the mathematical simulation of petroleum reservoir*, Proceedings of the Eight World Petroleum Congress, (1971)
- [61] N. Ros, *Simultaneous flow of gas and liquid as encountered in well tubing*, Journal of Petroleum Technology, str 1037-1049, (1961)
- [62] P. Baxendell, R. Thomas, *Calculation of pressure gradients in high-rate flowing wells*, Journal of Petroleum Technology, str 1023-1028, (1961)
- [63] A. Hagedorn, K. Brown, *The effect of liquid viscosity in two-phase vertical flow*, Journal of Petroleum Technology, str 203-210, (1964)
- [64] G. Francher, K. Brown, *Prediction of pressure gradients for multiphase flow in tubing*, Society of Petroleum Engineers, str 59-69, (1963)
- [65] Y. Taitel, D. Bornea, A. Dukler, *Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes*, AiChE Journal, Vol. 26, str 345-354, (1980)

- [66] R. Das, S. Pattanayak, *Bubble to slug flow transition in vertical upward two-phase flow through narrow tubes*, Chemical Engineering Science, Vol. 49, str 2163-2172, (1994)
- [67] H. Mukherjee, J. Brill, *Pressure drop correlations for inclined two-phase flow*, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 107, str 549-554, (1985)
- [68] H. Mukherjee, J. Brill, *Liquid holdup correlations for inclined two-phase flow*, Journal of Petroleum Technology, str 1003-1008, (1983)
- [69] B. Shannak, *Frictional pressure drop of gas liquid two-phase flow in pipes*, Nuclear Engineering and Design, Vol. 238, str 3277-3284, (2008)
- [70] T. Russell, A. Etchells, R. Jensen, R. Arruda, *Pressure drop and holdup in stratified gas-liquid flow*, AiChE Journal, Vol. 20, str 664-669, (1974)
- [71] R. Kaji, B. Azzopardi, D. Lucas, *Investigation of flow development of co-current gas-liquid vertical slug flow*, International Journal of Multiphase flow, Vol. 35, str 335-348, (2009)
- [72] D. Beggs, J. Brill, *A study of two-phase flow in inclined pipes*, Journal of Petroleum Technology, Vol. 25, str 607-617, (1973)
- [73] A. Dukler, M. Hubbard, *A model for gas-liquid slug flow in horizontal and near horizontal tubes*, Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals, Vol. 14, str 337-347, (1975)
- [74] D. Viswanath, *Viscosity of liquids*, Springer, (2006)
- [75] H. Zhang, Q. Wang, C. Sarica, J. Brill, *Unified model for gas - liquid pipe flow via slug dynamics-part 1: model development*, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 125, str 266-273, (2003)
- [76] H. Zhang, Q. Wang, C. Sarica, J. Brill, *Unified model for gas - liquid pipe flow via slug dynamics-part 2: model validation*, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 125, str 1-24, (2003)
- [77] H. Zhang, C. Sarica, *Unified modeling of gas/oil/water – pipe flow – basic approaches and preliminary validation*, Journal of Petroleum Science and Engineering, Projects, Facilities & Construction, str 1-7, (2006)
- [78] T. Harmathy, *Velocity of large drops and bubbles in media of infinite restricted extent*, AiChE Journal, Vol. 6, str 281-288, (1960)

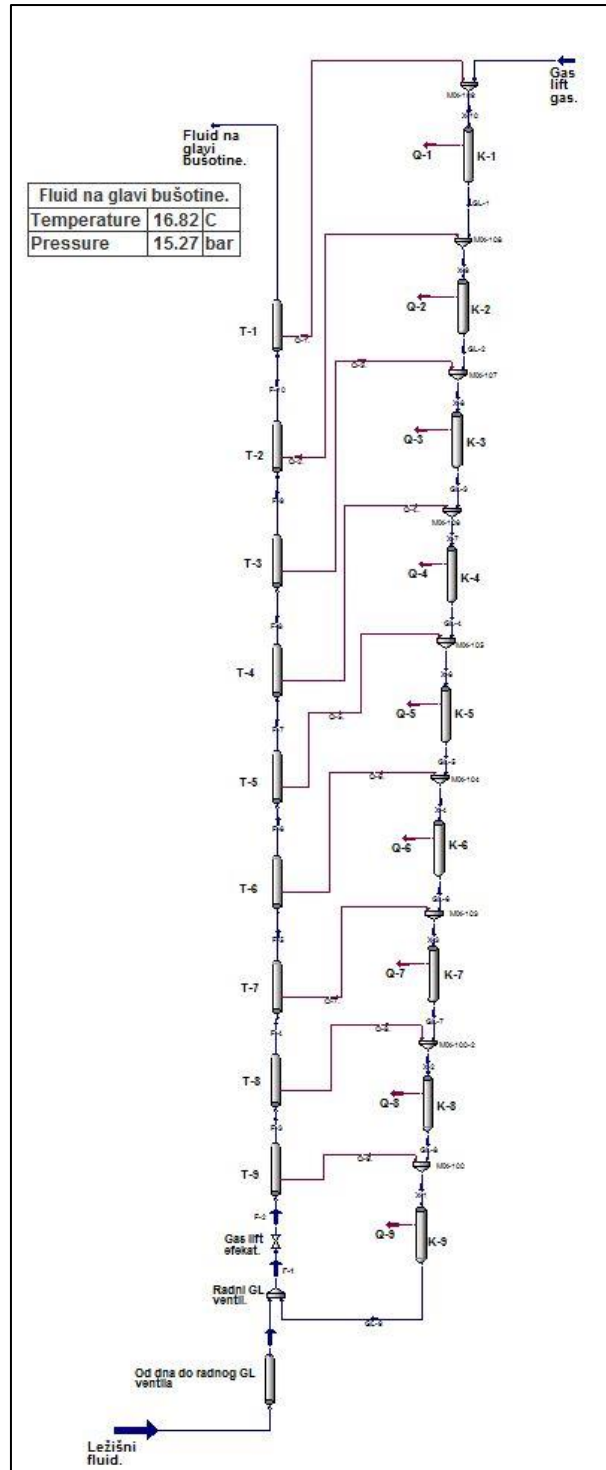
- [79] H. Zhang, Q. Wang, J. Brill, *A unified mechanistic model for slug liquid holdup and transition between slug and dispersed bubble flow*, International Journal of Multiphase flow, Vol. 29, str 79-107, (2003)
- [80] D. Barnea, N. Brauner, *Holdup of the liquid slug in two phase intermittent flow*, International Journal of Multiphase flow, Vol. 11, str 43-49, (1985)
- [81] O. Hinze, *Fundamentals of the hydrodynamic mechanism of splitting in dispersion processes*, AiChE Journal, Vol 1, str 289-295, (1955)
- [82] E. Grolman, J. Fortuine, *Gas-liquid in slightly inclined pipes*, Chemical Engineering Science, Vol. 52, str 4461-4471, (1997)
- [83] N. Andritos, J. Hanratty, *Influence of interfacial waves in stratified gas-liquid flows*, AiChE Journal, Vol. 33, str 444-454, (1987)
- [84] J. Asali, *Entrainment in vertical gas-liquid annular flow*, Doktorska disertacija, Departman za hemijsko inženjerstvo, Univerzitet Ilionois, Urbana, str 46-98, (1984)
- [85] P. Willets, *Non-aqueous annular two-phase flow*, Doktorska disertacija, Departman za hemijsko inženjerstvo, Univerzitet Oxford, str 1-95, (1987)
- [86] W. Ambrosini, P. Andreussi, J. Azzopardi, *A physically based correlation for drop size in annular flow*, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 17, str 497-507, (1991)
- [87] P. Roumazeilles, J. Yang, X. Chen, J. Wilson, J. Brill, *An experimental study on downward slug flow in inclined pipes*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, Vol. 11, str 173-178, (1996)
- [88] J. Yang, *A study of intermittent flow in downward inclined pipes*, Doktorska disertacija, str 10-87, Univerzitet Tulsa (1996)
- [89] J. Fabre, *Advancements in two-phase slug flow modeling*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 6-22, (1994)
- [90] K. Benediksen, *An experimental investigation of the motion of long bubbles in inclined tubes*, International Journal of Multiphase flow, Vol. 10, str 467-483, (1984)
- [91] Q. Quan, W. Ran, L. Yang, G. Gao, S. Wang, J. Gong, *The effect of pressure on wax deposition from wax-solvent mixtures with natural gas*, Journal of Petroleum Science and Engineering, str 1-30, (2018)

- [92] G. Couto, H. Chen, E. Dellecase, C. Sarica, M. Volk, *An investigation of two-phase oil/water paraffin deposition*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 49-55, (2008)
- [93] D. Danilovic, V. Karovic-Maricic, R. Sokolovic-Secerov, D. Ivezic, M. Zivkovic, *Laboratory testing and simulation of the paraffin deposition in Turija field oil well in Vojvodina region, Serbia*, Hemijska industrija, Vol. 65, str 249-256, (2011)
- [94] M. Freund, R. Csikos, S. Keszthelyi, Gy. Mozes, *Paraffin products: properties, technologies, applications*, Elsevier Scientific Publishing Company, New York, (1982)
- [95] J. Weingarten, J. Euchner, *Methods for predicting wax precipitation and deposition*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 121-126, (1988)
- [96] W. Ming, Q. Shujuan, L. Jianfeng, Z. Ling, *Prediction model based on the theory for tackling wax deposition in oil pipelines*, Journal of natural gas chemistry, Vol. 14, str 243-247, (2005)
- [97] M. Jorda, *Paraffin deposition and prevention in oil wells*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 1605-1612, (1966)
- [98] Z. Huang, S. Zheng, S. Fogler, *Wax deposition experimental characterizations, theoretical modeling, and field practices*, Taylor & Francis Group, CRC Press, New York, str 9-67, (2015)
- [99] K. Pedersen, P. Christensen, J. Shaikh, *Phase behavior of petroleum reservoir fluids, second edition*, Taylor & Francis Group, str 269-297, (2015)
- [100] K. Won, *Thermodynamics for solid-liquid vapor equilibria: Wax phase formation from heavy hydrocarbon mixtures*, Fluid Phase Equilibria, Elsevier, str 265-279, (1986)
- [101] K. Won, *Thermodynamic calculation of cloud point temperatures and wax phase compositions of refined hydrocarbon mixtures*, Fluid Phase Equilibria, Elsevier, Vol. 53, str 377-396 (1989)
- [102] D. Erickson, V. Nielsen, T. Brown, *Thermodynamic measurement and prediction of paraffin precipitation in crude oil*, Society of Petroleum Engineers, SPE paper, str 933-948, (1993)
- [103] Aspen HYSYS 3.2 Operation Guide, *Profes Wax Method*, Hyprotech, a subsidiary of Aspen Technology, (2003)

- [104] M. Хуторской, Е. Тевелева, Л. Цыбуля, Г. Урбан, *Тепловой поток в солянокупольных бассейнах евразии – сравнительный анализ*, Геотектоника, № 4, str 3-19, (2010)
- [105] Aspen HYSYS: Process modeling course number EHY101.088.01, AspenTech, (2014)
- [106] S. Sevic, B. Grubac, *Simulation of temperature-pressure profiles and wax deposition in gas-lift wells*, Chemical Industry & Chemical Engineering Quaterly, Vol. 23, str 441-595, (2017)
- [107] B. Grubač, S. Šević, M. Živković, *Effect of gas-lift on liquefied petroleum gas (LPG) product yield: A case study of Chinarevskoe gas treatment unit (Kazakhstan)*, Journal of Petroleum Science and Engineering, Vol. 165, str 586-595, (2018)
- [108] W. McCain, *The properties petroleum fluids*, Second edition, PennWell, str 1-89, (1990)

12. PRILOZI

Prilog A - Primer bušotine sa devet cevnih segmenata



Slika A-1 – Šematski prikaz razmene toplote – model sa 9 cevi

Prilog B - Proizvedeni fluid i gas-lift gas, za različitu vrstu gas-lift gasa, pritisak separacije 5,5 bar i tri različite temperature

Tabela B1 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	1592,54	10,24	0,03
H ₂ S	4,60	0,08	0,00
Metan	292,17	0,56	0,00
Etan	114,49	1,30	0,00
Propan	89,74	3,95	0,00
i-Butan	18,82	2,30	0,00
n-Butan	38,92	6,74	0,00
i-Pentan	13,24	6,32	0,00
n-Pentan	9,77	6,35	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	2,64	0,02	4,75
C ₆₊	15,79	689,02	0,00

Tabela B2 – Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1030,69	0,63	0,00
CO ₂	12,86	0,08	0,00
H ₂ S	4,61	0,08	0,00
Metan	292,21	0,52	0,00
Etan	114,56	1,22	0,00
Propan	89,91	3,78	0,00
i-Butan	18,89	2,23	0,00
n-Butan	39,12	6,55	0,00
i-Pentan	13,34	6,22	0,00
n-Pentan	9,86	6,27	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	2,64	0,01	4,75
C ₆₊	15,83	688,98	0,00

Tabela B3 – Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom, bušotina B-1, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	35,58	0,02	0,00
CO ₂	30,93	0,19	0,00
H ₂ S	4,61	0,08	0,00
Metan	766,59	1,43	0,00
Etan	251,62	2,79	0,00
Propan	120,34	5,22	0,00
i-Butan	21,66	2,61	0,00
n-Butan	42,49	7,27	0,00
i-Pentan	13,74	6,50	0,00
n-Pentan	10,14	6,54	0,00
Helijum	0,12	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	2,53	0,02	4,87
C ₆₊	15,90	689,14	0,00

Tabela B4 – Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom, bušotina B-1, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	12,85	0,08	0,00
H ₂ S	4,61	0,08	0,00
Metan	870,72	1,57	0,00
Etan	114,56	1,23	0,00
Propan	89,91	3,78	0,00
i-Butan	18,91	2,21	0,00
n-Butan	39,16	6,50	0,00
i-Pentan	13,40	6,16	0,00
n-Pentan	9,91	6,22	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	2,53	0,02	5,40
C ₆₊	16,10	688,71	0,00

Tabela B5 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	1595,98	6,82	0,00
H ₂ S	4,64	0,05	0,00
Metan	292,30	0,43	0,00
Etan	114,95	0,84	0,00
Propan	91,43	2,26	0,00
i-Butan	19,88	1,24	0,00
n-Butan	42,09	3,57	0,00
i-Pentan	16,12	3,43	0,00
n-Pentan	12,61	3,52	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,37	0,03	293,38
C ₆₊	32,82	671,99	0,00

Tabela B6 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1030,78	0,54	0,00
CO ₂	12,88	0,05	0,00
H ₂ S	4,64	0,05	0,00
Metan	292,32	0,41	0,00
Etan	114,98	0,80	0,00
Propan	91,50	2,20	0,00
i-Butan	19,91	1,21	0,00
n-Butan	42,16	3,51	0,00
i-Pentan	16,16	3,40	0,00
n-Pentan	12,63	3,49	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,37	0,03	0,42
C ₆₊	32,63	672,19	0,00

Tabela B7 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	35,58	0,02	0,00
CO ₂	30,99	0,13	0,00
H ₂ S	4,64	0,05	0,00
Metan	766,92	1,11	0,00
Etan	252,61	1,81	0,00
Propan	122,56	2,99	0,00
i-Butan	22,86	1,41	0,00
n-Butan	45,90	3,86	0,00
i-Pentan	16,70	3,53	0,00
n-Pentan	13,06	3,61	0,00
Helijum	0,12	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,38	0,03	0,35
C ₆₊	32,97	672,06	0,00

Tabela B8 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	12,88	0,05	0,00
H ₂ S	4,64	0,05	0,00
Metan	871,06	1,23	0,00
Etan	114,98	0,81	0,00
Propan	91,50	2,19	0,00
i-Butan	19,92	1,21	0,00
n-Butan	42,18	3,48	0,00
i-Pentan	16,19	3,37	0,00
n-Pentan	12,67	3,45	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,37	0,03	0,47
C ₆₊	33,07	671,74	0,00

Tabela B9 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	1597,94	4,86	0,60
H ₂ S	4,65	0,03	0,01
Metan	292,38	0,35	0,00
Etan	115,21	0,58	0,00
Propan	92,29	1,40	0,00
i-Butan	20,40	0,72	0,00
n-Butan	43,64	2,02	0,00
i-Pentan	17,66	1,90	0,00
n-Pentan	14,20	1,93	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,38	0,02	275,24
C ₆₊	56,24	648,58	0,00

Tabela B10 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1030,84	0,49	0,00
CO ₂	12,89	0,04	0,00
H ₂ S	4,65	0,03	0,00
Metan	292,40	0,33	0,00
Etan	115,23	0,56	0,00
Propan	92,32	1,38	0,00
i-Butan	20,41	0,71	0,00
n-Butan	43,66	2,00	0,00
i-Pentan	17,67	1,89	0,00
n-Pentan	14,20	1,92	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,38	0,02	0,00
C ₆₊	55,76	649,05	0,00

Tabela B11 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	35,59	0,02	0,00
CO ₂	31,03	0,09	0,00
H ₂ S	4,65	0,03	0,00
Metan	767,13	0,90	0,00
Etan	253,16	1,26	0,00
Propan	123,70	1,86	0,00
i-Butan	23,45	0,82	0,00
n-Butan	47,57	2,19	0,00
i-Pentan	18,29	1,95	0,00
n-Pentan	14,69	1,98	0,00
Helijum	0,12	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,39	0,02	0,00
C ₆₊	56,39	648,65	0,00

Tabela B12 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-1, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	19,33	0,01	0,00
CO ₂	12,89	0,04	0,00
H ₂ S	4,65	0,03	0,00
Metan	871,28	1,01	0,00
Etan	115,22	0,56	0,00
Propan	92,32	1,37	0,00
i-Butan	20,42	0,70	0,00
n-Butan	43,67	1,99	0,00
i-Pentan	17,69	1,87	0,00
n-Pentan	14,22	1,90	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	7,38	0,02	0,00
C ₆₊	56,35	648,46	0,00

Tabela B13 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30.00	0.02	0.00
CO ₂	2330.96	16.95	0.02
H ₂ S	8.70	0.18	0.00
Metan	417.91	0.91	0.00
Etan	179.92	2.32	0.00
Propan	155.23	7.80	0.00
i-Butan	32.85	4.58	0.00
n-Butan	69.47	13.73	0.00
i-Pentan	23.00	12.53	0.00
n-Pentan	17.56	13.04	0.00
Helijum	0.01	0.00	0.00
Vodonik	0.01	0.00	0.00
H ₂ O	3.90	0.03	4.41
C ₆₊	25.12	1122.17	0.00

Tabela B14 – Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1509,94	1,03	0,00
CO ₂	21,15	0,14	0,00
H ₂ S	8,71	0,17	0,00
Metan	417,97	0,84	0,00
Etan	180,05	2,19	0,00
Propan	155,57	7,46	0,00
i-Butan	33,00	4,43	0,00
n-Butan	69,86	13,33	0,00
i-Pentan	23,20	12,32	0,00
n-Pentan	17,74	12,87	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,90	0,03	4,41
C ₆₊	25,22	1122,06	0,00

Tabela B15 – Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom, bušotina B-2, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	53,79	0,04	0,00
CO ₂	47,57	0,34	0,00
H ₂ S	8,70	0,17	0,00
Metan	1112,01	2,35	0,00
Etan	380,30	4,81	0,00
Propan	199,77	9,89	0,00
i-Butan	36,95	5,08	0,00
n-Butan	74,62	14,57	0,00
i-Pentan	23,71	12,80	0,00
n-Pentan	18,09	13,32	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,73	0,03	4,59
C ₆₊	25,29	1122,33	0,00

Tabela B16 – Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom, bušotina B-2, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30,00	0,02	0,00
CO ₂	21,15	0,15	0,00
H ₂ S	8,70	0,17	0,00
Metan	1264,36	2,58	0,00
Etan	180,04	2,20	0,00
Propan	155,57	7,45	0,00
i-Butan	33,02	4,41	0,00
n-Butan	69,94	13,26	0,00
i-Pentan	23,30	12,23	0,00
n-Pentan	17,84	12,77	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,74	0,03	4,57
C ₆₊	25,65	1121,63	0,00

Tabela B17 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30,00	0,02	0,00
CO ₂	2336,75	11,18	0,00
H ₂ S	8,76	0,11	0,00
Metan	418,13	0,69	0,00
Etan	180,76	1,48	0,00
Propan	158,61	4,42	0,00
i-Butan	34,98	2,45	0,00
n-Butan	75,93	7,27	0,00
i-Pentan	28,64	6,88	0,00
n-Pentan	23,28	7,32	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,30	0,04	293,38
C ₆₊	53,59	1093,69	0,00

Tabela B18 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1510,08	0,89	0,00
CO ₂	21,20	0,10	0,00
H ₂ S	8,77	0,11	0,00
Metan	418,16	0,66	0,00
Etan	180,82	1,42	0,00
Propan	158,74	4,29	0,00
i-Butan	35,03	2,40	0,00
n-Butan	76,06	7,13	0,00
i-Pentan	28,71	6,81	0,00
n-Pentan	23,34	7,26	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,30	0,04	0,42
C ₆₊	53,31	1093,97	0,00

Tabela B19 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	53,79	0,03	0,00
CO ₂	47,69	0,22	0,00
H ₂ S	8,77	0,11	0,00
Metan	1112,56	1,80	0,00
Etan	382,03	3,08	0,00
Propan	204,04	5,62	0,00
i-Butan	39,31	2,73	0,00
n-Butan	81,47	7,72	0,00
i-Pentan	29,49	7,03	0,00
n-Pentan	23,93	7,48	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,31	0,04	0,35
C ₆₊	53,82	1093,80	0,00

Tabela B20 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30,00	0,02	0,00
CO ₂	21,19	0,10	0,00
H ₂ S	8,77	0,11	0,00
Metan	1264,94	2,00	0,00
Etan	180,81	1,43	0,00
Propan	158,74	4,29	0,00
i-Butan	35,04	2,39	0,00
n-Butan	76,11	7,09	0,00
i-Pentan	28,77	6,75	0,00
n-Pentan	23,41	7,20	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,30	0,04	0,47
C ₆₊	54,04	1093,25	0,00

Tabela B21 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30,01	0,02	0,00
CO ₂	2340,02	7,91	0,60
H ₂ S	8,80	0,07	0,01
Metan	418,26	0,55	0,00
Etan	181,22	1,02	0,00
Propan	160,31	2,72	0,00
i-Butan	36,01	1,41	0,00
n-Butan	79,09	4,10	0,00
i-Pentan	31,72	3,81	0,00
n-Pentan	26,57	4,04	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,31	0,03	275,24
C ₆₊	93,44	1053,84	0,00

Tabela B22 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1510,19	0,79	0,00
CO ₂	21,22	0,07	0,00
H ₂ S	8,80	0,07	0,00
Metan	418,28	0,53	0,00
Etan	181,25	0,99	0,00
Propan	160,36	2,67	0,00
i-Butan	36,03	1,39	0,00
n-Butan	79,14	4,06	0,00
i-Pentan	31,74	3,79	0,00
n-Pentan	26,58	4,02	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,31	0,03	0,00
C ₆₊	92,69	1054,59	0,00

Tabela B23 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	53,80	0,03	0,00
CO ₂	47,75	0,16	0,00
H ₂ S	8,80	0,07	0,00
Metan	1112,91	1,45	0,00
Etan	382,99	2,12	0,00
Propan	206,19	3,47	0,00
i-Butan	40,46	1,57	0,00
n-Butan	84,82	4,37	0,00
i-Pentan	32,62	3,89	0,00
n-Pentan	27,29	4,12	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,32	0,03	0,00
C ₆₊	93,67	1053,95	0,00

Tabela B24 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-2, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	30,01	0,02	0,00
CO ₂	21,22	0,07	0,00
H ₂ S	8,80	0,07	0,00
Metan	1265,32	1,62	0,00
Etan	181,25	0,99	0,00
Propan	160,36	2,66	0,00
i-Butan	36,04	1,39	0,00
n-Butan	79,17	4,03	0,00
i-Pentan	31,77	3,76	0,00
n-Pentan	26,62	3,98	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	8,31	0,03	0,00
C ₆₊	93,68	1053,60	0,00

Tabela B25 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,86	0,01	0,00
CO ₂	2324,98	14,19	0,01
H ₂ S	5,02	0,09	0,00
Metan	252,84	0,46	0,00
Etan	107,14	1,15	0,00
Propan	91,62	3,83	0,00
i-Butan	19,76	2,29	0,00
n-Butan	42,15	6,92	0,00
i-Pentan	14,85	6,72	0,00
n-Pentan	11,69	7,21	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,26	0,02	1,35
C ₆₊	19,70	809,02	0,00

Tabela B26 – Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1497,97	0,85	0,00
CO ₂	12,47	0,07	0,00
H ₂ S	5,02	0,08	0,00
Metan	252,87	0,42	0,00
Etan	107,21	1,07	0,00
Propan	91,81	3,64	0,00
i-Butan	19,84	2,20	0,00
n-Butan	42,39	6,69	0,00
i-Pentan	14,97	6,59	0,00
n-Pentan	11,80	7,10	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,26	0,02	1,35
C ₆₊	19,75	808,97	0,00

Tabela B27 – Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom, bušotina B-3, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	41,65	0,03	0,00
CO ₂	38,93	0,23	0,00
H ₂ S	5,02	0,08	0,00
Metan	947,18	1,67	0,00
Etan	307,93	3,23	0,00
Propan	136,48	5,60	0,00
i-Butan	23,93	2,73	0,00
n-Butan	47,40	7,67	0,00
i-Pentan	15,58	6,98	0,00
n-Pentan	12,23	7,47	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,10	0,02	1,53
C ₆₊	19,88	809,18	0,00

Tabela B28 – Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom, bušotina B-3, 5.5bar i 10°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,86	0,01	0,00
CO ₂	12,47	0,07	0,00
H ₂ S	5,02	0,08	0,00
Metan	1099,57	1,86	0,00
Etan	107,21	1,08	0,00
Propan	91,82	3,63	0,00
i-Butan	19,86	2,19	0,00
n-Butan	42,44	6,64	0,00
i-Pentan	15,04	6,52	0,00
n-Pentan	11,88	7,02	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	3,10	0,02	1,51
C ₆₊	20,16	808,56	0,00

Tabela B29 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,86	0,01	0,00
CO ₂	2329,68	9,49	0,00
H ₂ S	5,05	0,05	0,00
Metan	252,94	0,35	0,00
Etan	107,54	0,75	0,00
Propan	93,24	2,20	0,00
i-Butan	20,81	1,24	0,00
n-Butan	45,40	3,68	0,00
i-Pentan	17,92	3,64	0,00
n-Pentan	14,93	3,97	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,61	0,02	0,00
C ₆₊	40,77	787,95	0,00

Tabela B30 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1498,08	0,75	0,00
CO ₂	12,49	0,05	0,00
H ₂ S	5,05	0,05	0,00
Metan	252,96	0,33	0,00
Etan	107,58	0,71	0,00
Propan	93,32	2,13	0,00
i-Butan	20,84	1,21	0,00
n-Butan	45,48	3,60	0,00
i-Pentan	17,96	3,60	0,00
n-Pentan	14,96	3,94	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,61	0,02	0,42
C ₆₊	40,46	788,26	0,00

Tabela B31 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	41,65	0,02	0,00
CO ₂	39,00	0,16	0,00
H ₂ S	5,05	0,05	0,00
Metan	947,55	1,30	0,00
Etan	309,05	2,11	0,00
Propan	138,85	3,23	0,00
i-Butan	25,18	1,48	0,00
n-Butan	50,99	4,08	0,00
i-Pentan	18,77	3,78	0,00
n-Pentan	15,59	4,12	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,62	0,02	0,35
C ₆₊	41,00	788,06	0,00

Tabela B32 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 30°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,86	0,01	0,00
CO ₂	12,49	0,05	0,00
H ₂ S	5,05	0,05	0,00
Metan	1099,96	1,47	0,00
Etan	107,57	0,72	0,00
Propan	93,32	2,12	0,00
i-Butan	20,85	1,20	0,00
n-Butan	45,51	3,57	0,00
i-Pentan	18,00	3,56	0,00
n-Pentan	15,01	3,89	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,61	0,02	0,47
C ₆₊	41,13	787,59	0,00

Tabela B33 - Sastav proizvedenog fluida sa CO₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,87	0,01	0,00
CO ₂	2332,41	6,77	0,00
H ₂ S	5,07	0,04	0,00
Metan	253,01	0,29	0,00
Etan	107,77	0,52	0,00
Propan	94,08	1,37	0,00
i-Butan	21,33	0,72	0,00
n-Butan	46,99	2,08	0,00
i-Pentan	19,56	2,01	0,00
n-Pentan	16,73	2,17	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,62	0,01	0,00
C ₆₊	69,73	758,99	0,00

Tabela B34 - Sastav proizvedenog fluida sa N₂ kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	1498,16	0,67	0,00
CO ₂	12,50	0,03	0,00
H ₂ S	5,07	0,04	0,00
Metan	253,02	0,27	0,00
Etan	107,79	0,50	0,00
Propan	94,11	1,34	0,00
i-Butan	21,34	0,71	0,00
n-Butan	47,02	2,06	0,00
i-Pentan	19,57	2,00	0,00
n-Pentan	16,74	2,16	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,62	0,01	0,00
C ₆₊	69,01	759,71	0,00

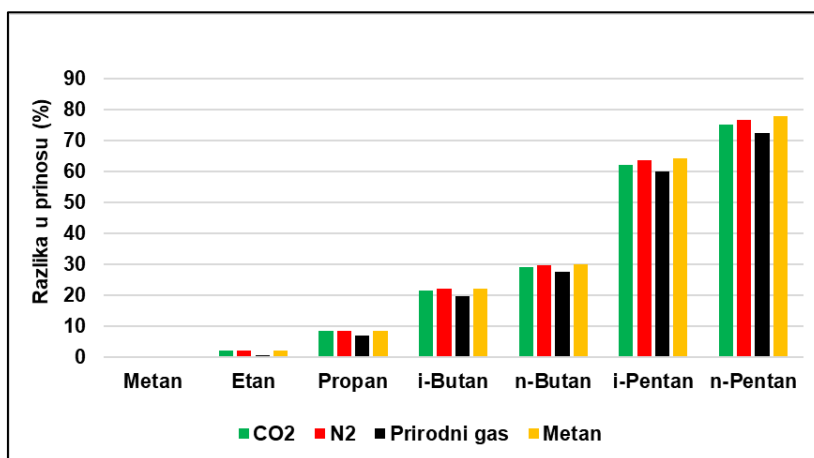
Tabela B35 - Sastav proizvedenog fluida sa Prirodnim gasom kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	41,66	0,02	0,00
CO ₂	39,04	0,11	0,00
H ₂ S	5,07	0,04	0,00
Metan	947,79	1,06	0,00
Etan	309,69	1,46	0,00
Propan	140,07	2,01	0,00
i-Butan	25,80	0,86	0,00
n-Butan	52,75	2,32	0,00
i-Pentan	20,47	2,08	0,00
n-Pentan	17,45	2,25	0,00
Helijum	0,17	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H ₂ O	4,63	0,01	0,00
C ₆₊	69,96	759,10	0,00

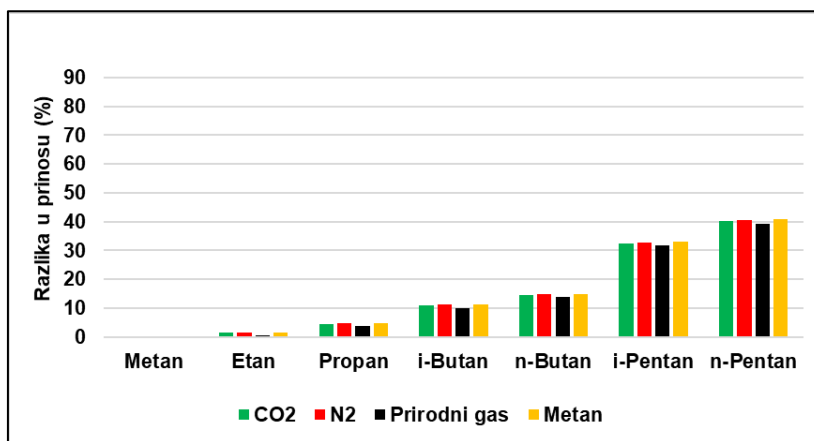
Tabela B36 - Sastav proizvedenog fluida sa Metanom kao gas-lift gasom bušotina B-3, 5.5bar i 50°C,

Komponenta	Proizvedeni fluid + gas-lift gas (kg/h)		
	Parna faza	Tečna faza	Vodena faza
Azot	17,87	0,01	0,00
CO₂	12,50	0,04	0,00
H₂S	5,07	0,04	0,00
Metan	1100,22	1,20	0,00
Etan	107,79	0,50	0,00
Propan	94,11	1,33	0,00
i-Butan	21,35	0,70	0,00
n-Butan	47,04	2,04	0,00
i-Pentan	19,59	1,97	0,00
n-Pentan	16,76	2,14	0,00
Helijum	0,01	0,00	0,00
Vodonik	0,01	0,00	0,00
H₂O	4,62	0,01	0,00
C₆₊	69,91	758,81	0,00

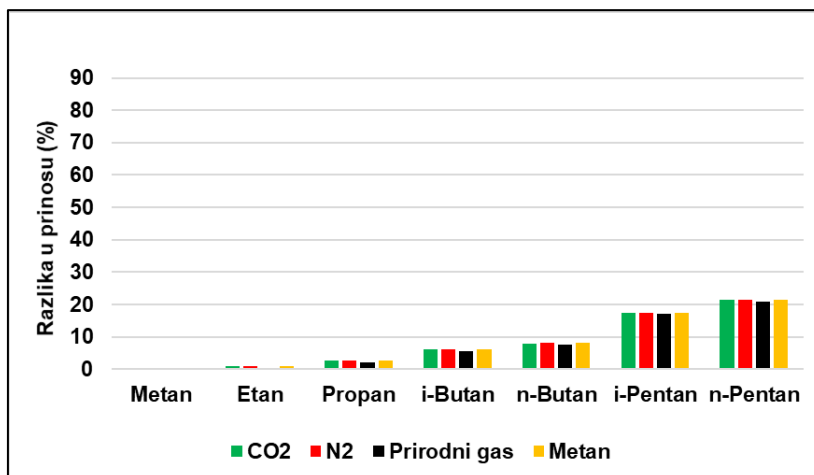
Prilog C - Promene sastava parne faze u funkciji temperature (10, 30 i 50°C), za bušotinu B-2, za svaki testirani gas-lift gas



Slika C-1 - Promena sastava parne faze za temperaturu 10°C – B-2

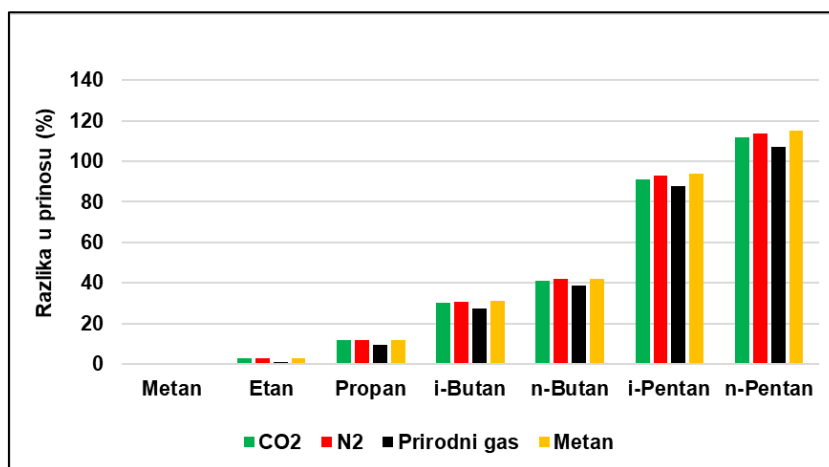


Slika C-2 - Promena sastava parne faze za temperaturu 30°C – B-2

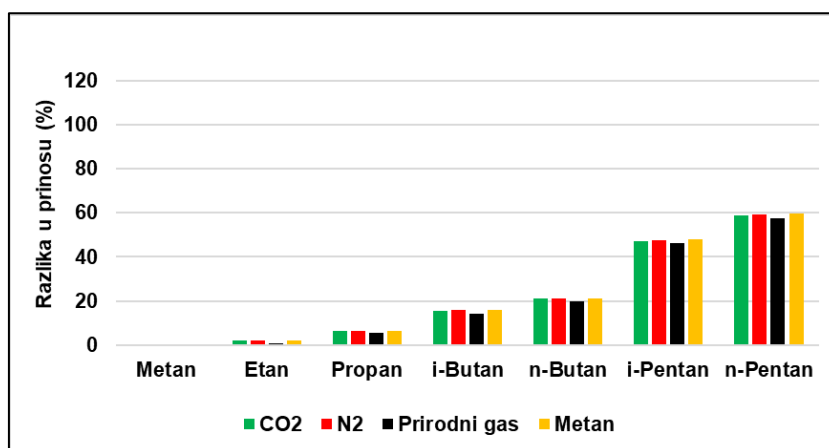


Slika C-3 - Promena sastava parne faze za temperaturu 50°C – B-2

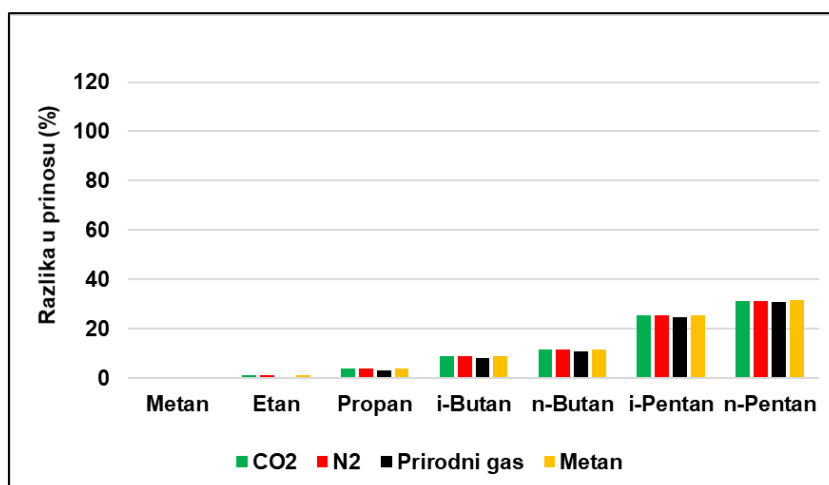
Prilog D - Promene sastava parne faze u funkciji temperature (10, 30 i 50°C), za bušotinu B-3, za svaki testirani gas-lift gas



Slika D-1 - Promena sastava parne faze za temperaturu 10°C – B-3



Slika D-2 - Promena sastava parne faze za temperaturu 30°C – B-3

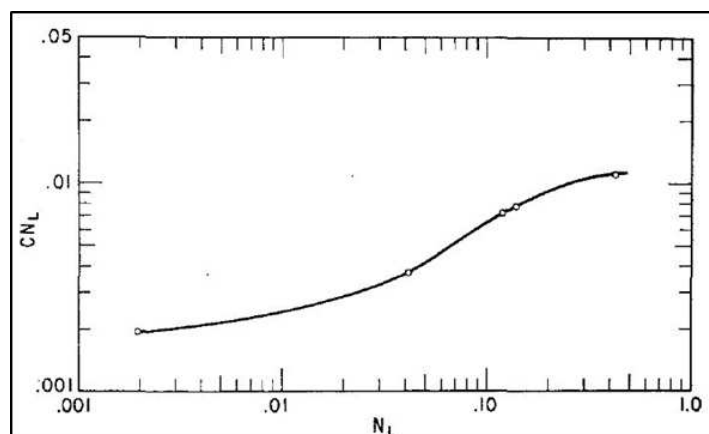


Slika D-3 - Promena sastava parne faze za temperaturu 50°C – B-3

Prilog E - Detaljan postupak određivanja pada pritiska metodom Hagedorn-Braun

Postupak proračuna pada pritiska jednačinom Hagedorn - Braun odvija se na sledeći način:

1. Određivanje temperaturnog gradijenta. Pojednostavljenim postupkom koji obuhvata linearnu zavisnost, (u slučaju da je potrebno preciznije odrediti profil temperature, koristi se metoda predstavljena od strane Remijea).
2. Polazi se od pretpostavljenih vrednosti za Δp i Δh .
3. Sledi proračun prosečnog pritiska i temperature za svaki inkrement. Zatim je potrebno proračunati brzinu smeše na oba kraja sistema, kao i odnos gasne i tečne faze na kraju cevi (sistema).
4. Proračunati vrednost N_L i odrediti vrednost za CN_L , čija se vrednost dobija iz sledećeg dijagrama, slika E-1.



Slika E-1 - Dijagram za određivanje korigovane vrednosti CN_L [55]

5. Izračunati vrednost funkcije 6.1.45, zatim sa dijagrama – slika E-2 odrediti vrednost korekcionog faktora H_L/ψ . Pri proračunu površinske brzine tečne i gasne faze, u proračun je potrebno uvrstiti i količinu gasa rastvorenog u tečnoj fazi. Količinu tečne faze fluida, potrebno je pomnožiti sa zapreminskim faktorom za tečnu fazu, a odnos gasne i tečne faze se umanjuje za količinu gasa rastvorenu u tečnoj fazi – na srednjem pritisku i temperaturi.

Funkcija koja uzima u obzir sve vrednosti iz koraka 5 predstavljena je na sledeći način:

$$\left(\frac{N_{LV}}{N_{GV}^{0,575}}\right) \left(\frac{p}{p_a}\right)^{0,1} \left(\frac{CN_L}{N_D}\right) = 0,00326 X \frac{(0,16 \times q_L)^{0,425} \left[\left(\frac{1}{1+WOR}\right)^{B_o} + \left(\frac{WOR}{1+WOR}\right)^{B_w} \right] (\bar{p} \times 6,895)^{0,675} \sigma^{0,394} CN_L}{(D \times 0,3048)^{1,850} (\bar{T} \times \frac{2}{9} \times \bar{Z})^{0,575} (\bar{\rho}_L \times 16,02)^{0,304} [GLR \times 0,178 - R_s \times 0,178 \left(\frac{1}{1+WOR}\right)]^{0,575}} \quad E-1$$

Gde je:

WOR – Odnos vode i nafte (m^3/m^3),

B_o – Zapreminski faktor za naftu (m^3/m^3),

R_s – Odnos rastvorenog gasa i nafte (m^3/m^3),

GLR – Odnos gasa i tečnosti (m^3/m^3),

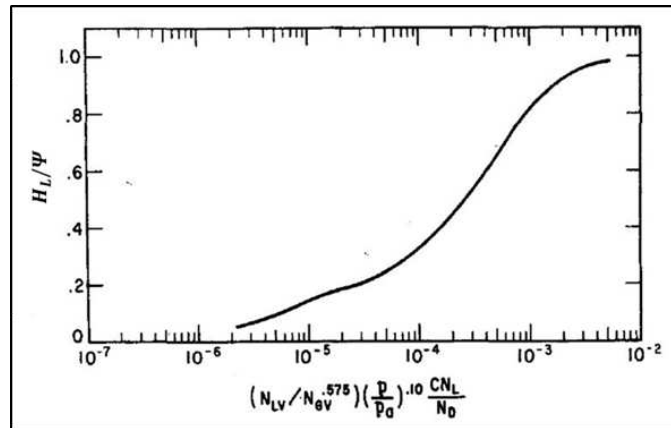
\bar{T} – Srednja temperatura za inkrement (K),

\bar{Z} – Srednji faktor kompresibilnosti za gas,

D – Prečnik tubinga (m),

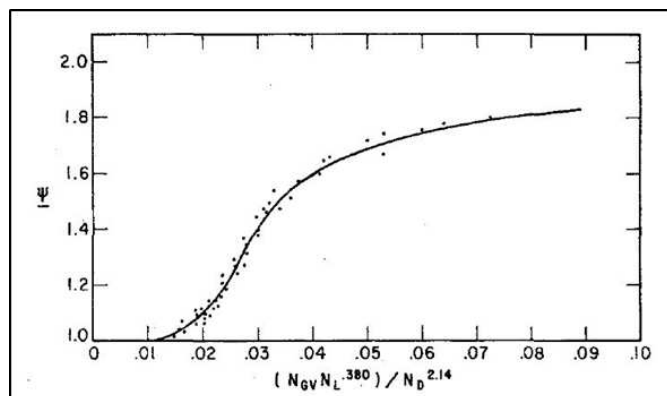
\bar{p} – Srednja vrednost pritiska za posmatrane uslove u tubingu (kPa),

q_L – Zapreminski protok nafte (m^3/d).



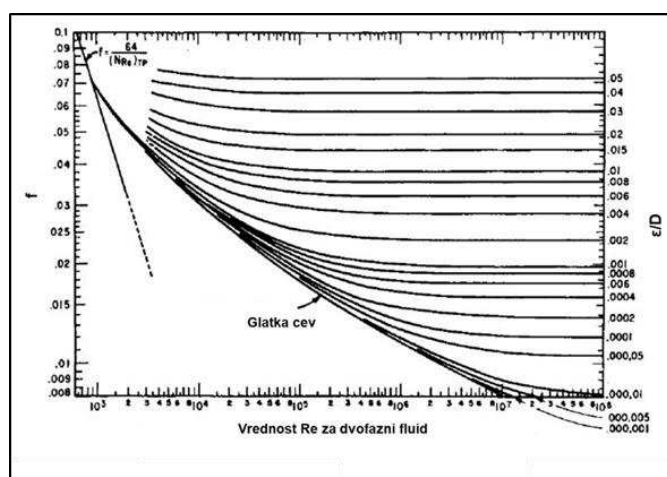
Slika E-2 - Dijagram za određivanje vrednosti korekcionog hold up [55]

- Izračunati vrednost $\left(\frac{N_{GV} N_L^{0,380}}{N_D^{2,14}}\right)$, usvojiti vrednost Ψ sa dijagrama – slike E-3, pomnožiti sa izrazom H_L/Ψ dobijenim u koraku 5, da bi se dobila vrednost vrednost faktora zaostajanja tečne faze.



Slika E-3 - Dijagram za određivanje sekundarnog korekcionog faktora (Ψ) [55]

7. Koristeći izračunati faktor zaostajanja tečne faze iz koraka 6, izračunati vrednost Reynoldsovog broja za dvofazni fluid, i odnos relativne hrapavosti i prečnika cevi, ε/D , u cilju dobijanja koeficijenta trenja iz dijagrama – slike E-4.



Slika E-4- Dijagram za određivanje koeficijenta trenja (f) [55]

8. Izračunati vrednost za M i $\bar{\rho}_m$.
9. Izračunati vrednost $\frac{\Delta p}{\Delta h}$ iz jednačine 6.1.32.
10. Izračunati vrednost Δh , tako što se vrednost pretpostavljenog Δp podeli sa $\frac{\Delta p}{\Delta h}$ dobijenom u koraku 9. Ako izračunata vrednost Δh nije jednaka sa pretpostavljenom, usvaja se nova vrednost i ponavlja proračun od koraka 3 do koraka 10, dok se dve vrednosti ne poklope.

Vrednost pritiska $p + \Delta p$ se javlja na dubini $h + \Delta h$. Sada je potrebno usvoji novo Δp i proceduru ponoviti.

Nomenklatura

h_F^+	Bezdimenziona debljina tečnog filma
T_D	Bezdimenziona temperatura u funkciji vremena
p/p_a	Bezdimenzioni faktor koji uzima u obzir uticaj nivoa fluida u stubu bušotine
v_C^*	Bezdimenzioni koeficijent brzine
v_m	Brzina smeše (m/s)
v_s	Brzina smeše gasa i tečnosti (m/s)
m'	Brzina taloženja (kg/s)
n	Brzina transporta rastvorenog parafina prema zidu cevi (m/s)
S	Čvrsta faza (oznaka)
l_U	Dužina jedinice slaga (mm)
l_S	Dužina slaga (mm)
l_F	Dužina tečnog filma (mm)
C_J	Džul Tomsonov koeficijent (K/Pa)
Φ	Empirijski izraz za protoke manje od 6 (m/s)
H_i^{vap}	Entalpija isparavanja komponente i
H_i^f	Entalpija topljenja komponente i (J/mol)
S_i^f	Entropija topljenja komponente i
$H_L(\theta)$	Faktor zaostajanja tečne faze za cevovod pod nagibom θ
$H_L(0)$	Faktor zaostajanja tečne faze za horizontalni cevovod
H_{LF}	Faktor zaostajanja tečne faze sa strane tečne faze – u kontrolnoj zapremini
H_{LC}	Faktor zaostajanja tečne faze gasne faze – u kontrolnoj zapremini
G_m	Fluks smeše izražen preko masenog protoka (kg/s-m ²)
N_{FR}	Frudov broj
f_i^{oS}	Fugacitet komponente i u čvrstoj fazi na pritisku P i temperaturi T
g_c	Gravitaciona konstanta
g	Gravitaciono ubrzanje (m/s ²)

R	Idealna gasna konstanta (J/mol-K)
ΔW_f	Ireverzibilni gubitak energije (m)
y_i^L	Koeficijent aktivacije komponente i u tečnoj fazi
D	Koeficijent difuzije rastvorenog parafina (m^2/s)
k_e	Koeficijent kondukcije zemlje ($J/s^\circ C^{-1}$)
k	Koeficijent prenosa mase (mol/m^2s molski udeo)
f_{TP}	Koeficijent trenja
f_C	Koeficijent trenja gasnog mehura
f_I	Koeficijent trenja na granici faza
f_F	Koeficijent trenja tečnog filma
C_1, C_2, C_3	Koeficijent za viskozitet tečnosti, dobijaju se eksperimentalno
J	Konverzioni faktor
g_C	Konverzioni faktor
K_i	Konstanta fazne ravnoteže komponente i
CN_L	Korigovana vrednost faktora viskoziteta za koeficijent viskoziteta C
T_c	Kritična temperatura (K)
P_c	Kritični pritisak (Pa)
C	Lokalna koncentracija komponentata koje formiraju parafin (molski udeo)
V	Molarna zapremina
V_m	Molarna zapremina (m^3/mol)
M_i	Molekulska masa komponente i (g/mol)
MW_{wax}	Molekulska masa parafina (kg/mol)
y_i	Molski udeo komponente i u parnoj fazi
x_i	Molski udeo komponente i u tečnoj fazi
x_i^L	Molski udeo komponente i u tečnoj fazi
GLR	Odnos gasa i tečnosti (m^3/m^3)
R_s	Odnos rastvorenog gasa i nafte (m^3/m^3)
WOR	Odnos vode i nafte (m^3/m^3)
m	Oznaka za smešu

S_I	Perimetar (sa strane površine kontakta)
S_F	Perimetar (sa strane tečnog filma)
A_C	Poprečni presek gasnog mehura (mm^2)
A_F	Poprečni presek tečnog filma (mm^2)
A_t	Poprečni presek tubinga (mm^2)
A	Površina poprečnog preseka cevi (mm^2)
A_p	Površina cevi (mm^2)
v_{SG}	Površinska brzina gasne faze (m/s)
v_{SL}	Površinska brzina tečne faze (m/s)
D	Prečnik cevi (mm)
d	Prečnik cevi (mm)
p_1	Pritisak na početku cevi (Pa)
p_2	Pritisak na kraju cevi (Pa)
dH	Promena entalpije
dS	Promena entropije
dG	Promena Gibsove energije
ΔV_i	Razlika između molarne zapremine čvrste i tečne faze komponente i
T_r	Redukovana temperatura (K)
f_i^{OL}	Referentni fugacitet komponente i u tečnoj fazi
f_i^{OS}	Referentni fugacitet komponente i u čvrstoj fazi
P_{ref}	Referentni pritisak (Pa)
Re_G	Rejnoldsov broj (za gasnu fazu)
$(N_{Re})_{TP}$	Rejnoldsov broj za smešu gas-tečnost
L_R	Relaksacioni parametar (m^{-1})
r_{to}	Spoljašnji poluprečnik tubinga (m)
\bar{v}	Srednja brzina na trenutnim uslovima (m/s)
\bar{T}	Srednja temperatura za inkrement (K)
\bar{Z}	Srednji faktor kompresibilnosti za gas
L	Tečna faza
T_{wb}	Temperatura na površini fluida između bušotine i zida (K)

T_{ei}	Temperatura okoline na početnim uslovima (K)
T^f	Temperatura topljenja
T_i^f	Temperatura topljenja komponente i (K)
Cp_i	Toplotni kapacitet komponente i u čvrstoj fazi
$v_{SG,t}$	Tranziciona brzina gasne faze (m/s)
v_T	Tranziciona brzina (između dva režima protoka) (m/s)
q_L	Udeo tečne faze
q_G	Udeo gasne faze
N	Ukupan broj komponenti
q_L	Ukupna količina proizvedene tečnosti (m ³ /d)
q_G	Ukupna količina proizvedenog gasa (Sm ³ /d)
M	Ukupna zapremina proizvedenog fluida (kg/m ³)
U_{to}	Ukupni koeficijent prelaza toplote (W/m ² K ⁻¹)
We_G	Weberov (Weber) broj (za gasnu fazu)
\bar{h}_F	Visina tečnog filma (pri pretpostavci da je film ravna linija) (mm)
B_o	Zapreminski faktor za naftu (m ³ /m ³)
x	Zapreminski udeo komponente

Grčki simboli

ω	Faktor acentričnosti
ρ_{tp}	Gustina dvofazne smeše (kg/m ³)
ρ_{GO}	Gustina gasa na atmosferskom pritisku (kg/m ³)
ρ	Gustina istaloženog parafina (kg/m ³)
ρ_S	Gustina smeše u slagu (kg/m ³)
ρ_L	Gustina tečne faze (kg/m ³)
μ_i^o	Hemijski potencijal za referentno stanje
φ_i^V	Koeficijent fugaciteta parne faze
φ_i^L	Koeficijent fugaciteta tečne faze
ψ	Korekcionni faktor za nagib cevovoda

τ_F	Napon smicanja (tečni film) (Pa)
τ_I	Napon smicanja na granici faza (Pa)
σ	Površinski napon tečnosti (N/m)
γ_R	Specifična gustina gasa
$\bar{\rho}_g$	Srednja vrednost gustine gasne faze (kg/m ³)
$\bar{\rho}_L$	Srednja vrednost gustine tečne faze (kg/m ³)
$\bar{\rho}_m$	Srednjena vrednost gustine smeše (kg/m ³)
θ	Ugao nagiba (°)
λ	Udeo tečne faze na početku cevovoda
$\mu_2(\mu_g)$	Viskozitet gasa (cP)
μ_g	Viskozitet gasne faze (Pas)
$\mu_1(\mu_L)$	Viskozitet tečnosti (cP)
μ_L	Viskozitet tečne faze (Pas)

Konverzioni faktori

Btu x 1,055056	E + 00 = kJ
Btu/lbm x 2,326	E + 03 = J/kg
Btu/(lbm-°F) x 4,186	E + 03 = J/(kg-K)
cp x 1,0	E - 03 = Pa-s
ft x 3,048	E - 01 = m
ft ² x 9,290304	E - 02 = m ²
ft ³ x 2,831685	E - 02 = m ³
°F (°F-32)/1,8	= °C
in x 2,54	E + 00 = cm
lbf x 4,448222	E + 00 = N
lbm x 4,535924	E - 01 = kg
lbm/ft ³ x 1,601846	E + 01 = kg/m ³
lbm/hr x 1,259979	E - 04 = kg/s
psi x 6,894757	E + 00 = kPa
°API 141,5/(131,5 + °API)	=g/cm ³
bbbl x 1,589873	E - 01 = m ³
Btu/hr-ft-°F x 5,678263	E + 00 = W/m ² -K
Btu/lbm-°F x 4,184	E + 03 = J/kg-K
bbbl/d x 0,16	=m ³ /d
°R x 5/9	= K
in x 0,0254	= m

Biografija

Rođen 15.07.1991. godine u Zrenjaninu, gde je završio osnovnu školu i Zrenjaninsku gimnaziju (prirodno matematički smer).

Osnovne akademske studije na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu upisao je 2010. godine, a završio 2013. godine sa prosečnom ocenom 7,87. Master akademske studije na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu na studijskom programu Procesna tehnika i zaštita životne sredine upisao je 2013. godine, a završio 2015. godine sa prosečnom ocenom 9,05. Doktorske studije je upisao 2015. godine na Rudarsko-geološkom fakultetu Univerziteta u Beogradu, na studijskom programu Rudarsko inženjerstvo. U toku studija je položio sve ispite predviđene nastavnim planom i programom sa prosečnom ocenom 9,83.

Kao autor ili ko-autor u toku doktorskih studija publikovao dva naučna rada u časopisima sa SCI liste.

Rad u vodećem međunarodnom časopisu (M21a) u kojem je prvi autor:

Effect of gas-lift on liquified petroleum gas (LPG) product yield: A case study of Chinarevskoe gas treatment unit (Kazakhstan), Journal of petroleum science and engineering, Vol. 165, 2018

Rad u časopisu međunarodnog značaja (M23) u kojem je ko-autor:

Simulation of temperature-pressure profiles and wax deposition in gas-lift well, Chemical industry & chemical engineering quarterly, Vol. 23, 2017

Završio obuku za rad sa softverskim paketom Aspen HYSYS Process modeling i poseduje međunarodno priznat sertifikat za projektovanje u pomenutom softverskom paketu.

Od 2015. godine do današnjeg dana, zaposlen je u kompaniji PM Lucas d.o.o. koja se bavi servisnim uslugama u naftnoj i gasnoj industriji. Kao procesni inženjer radio je na projektu postrojenja za preradu gasa i gasnog kondenzata (kapacitet 6,5 miliona m³ na dan), optimizaciji rada postrojenja za preradu gasa i gasnog kondenzata (kapacitet 4,5 miliona m³ na dan), optimizaciji dela postrojenja za stabilizaciju naftnog kondenzata, modeliranju aminskog postrojenja, idejnom projektu postrojenja za frakcionaciju (odvajanje nafte od kondenzata), modeliranje bušotina koje rade u kontinualnom gas-liftu.

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора Бранко Грубач

Број индекса P706/15

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

Утицај утискивања гас-лифт гаса на пренос масе и топлоте

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

Потпис аутора

У Београду, _____

**Изјава о истоветности штампане и електронске верзије
докторског рада**

Име и презиме аутора Бранко Грубач

Број индекса P706/15

Студијски програм Рударско инжењерство

Наслов рада Утицај утискивања гас-лифт гаса на пренос масе и топлоте

Ментор др Марија Живковић

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

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

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

Потпис аутора

У Београду, _____

Изјава о коришћењу

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

Утицај утискивања гас-лифт гаса на пренос масе и топлоте

која је моје ауторско дело.

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

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

1. Ауторство (CC BY)
2. Ауторство – некомерцијално (CC BY-NC)
- ③ Ауторство – некомерцијално – без прерада (CC BY-NC-ND)
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)
5. Ауторство – без прерада (CC BY-ND)
6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци.

Кратак опис лиценци је саставни део ове изјаве).

Потпис аутора

У Београду, _____

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