Poboljšanje dinamičkih značajka visokotemperaturnih spremnika latentne topline

Marušić, Ante

Doctoral thesis / Disertacija

2019

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje**

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:560315

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-03-28**

Repository / Repozitorij:

Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb







Sveučilište u Zagrebu

Fakultet strojarstva i brodogradnje

Ante Marušić

POBOLJŠANJE DINAMIČKIH ZNAČAJKA VISOKOTEMPERATURNIH SPREMNIKA LATENTNE TOPLINE

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2019.



Sveučilište u Zagrebu

Fakultet strojarstva i brodogradnje

Ante Marušić

POBOLJŠANJE DINAMIČKIH ZNAČAJKA VISOKOTEMPERATURNIH SPREMNIKA LATENTNE TOPLINE

DOKTORSKI RAD

Mentor: Prof. dr. sc. Dražen Lončar

Zagreb, 2019.



University of Zagreb

Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture

Ante Marušić

DYNAMIC PERFORMANCE ENHANCEMENT OF HIGH TEMPERATURE LATENT HEAT STORAGE

DOCTORAL THESIS

Supervisor: Professor Dražen Lončar, PhD

Zagreb, 2019.

Doktorski rad izrađen je na Sveučilištu u Zagrebu, Fakultetu strojarstva i brodogradnje, na Zavodu za energetska postrojenja, energetiku i okoliš.

Mentor: prof. dr. sc. Dražen Lončar

Broj stranica: 169
Broj slika: 81
Broj tablica: 7
Broj korištenih bibliografskih jedinica: 131

Doktorski rad br.: _____

Zahvala

Prije svega, iskreno se zahvaljujem mentoru, profesoru Draženu Lončaru na pruženoj prilici, savjetima, vođenju te, ponajviše, strpljenju tijekom izrade ovog rada.

Zahvaljujem se članovima povjerenstva profesoru Željku Tukoviću na brojnim savjetima tijekom izrade i implementacije matematičkog modela te docentu Luki Perkoviću i docentu Nenadu Ferdeljiju na savjetima, komentarima i ispravcima ovog rada.

Iskreno zahvaljujem gospodinu Milanu Šulentiću na izradi većeg dijela eksperimentalnog postava te brojnim savjetima tijekom njegovog razvoja.

Zahvaljujem kolegama iz 818, Tessi, Vanji i Robiju kako na stručnim savjetima, tako i na toleriranju brojnih posjeta kojima sam razbijao sate sjedenja pred računalom.

Zahvaljujem Andriji, Luki, Mihaelu i Zvoni na brojnim diskusijama, analizama i kavama za koje nisam siguran jesu li ubrzale ili usporile izradu ovog rada.

Zahvaljujem se i ostalim kolegama sa Zavoda na savjetima, pomoći i ugodnoj radnoj atmosferi.

Na kraju, hvala mojim roditeljima Diani i Pavi te sestri Avi na ljubavi, potpori i bezuvjetnom povjerenju, ne samo tijekom školovanja, nego cijelog životnog puta. Hvala mojoj boljoj polovici Ivani na ljubavi, podršci, razumijevanju i zajedničkom vremenu, a posebno na tome što me je trpjela posljednjih par mjeseci ovog istraživanja.

Sažetak

Visokotemperaturni spremnici topline predstavljaju najzreliju tehnologiju za centraliziranu pohranu energije velikih razmjera. Postojeći, komercijalni, visokotemperaturni spremnici pohranjuju energiju u obliku osjetne topline, a najčešće se koriste u solarnim termoelektranama gdje omogućuju njihovo upravljanje, bez dodatnih gubitaka pretvorbe energije, manje-više neovisno o sunčevom zračenju. Daljnji razvoj visokotemperaturnih spremnika topline može predstavljati jedan od najznačajnijih koraka prema 100% obnovljivim elektro-energetskim sustavima. Najveći potencijal tog razvoja krije se u latentnim spremnicima topline koji omogućuju efikasniji rad i mnogo veću gustoću pohrane energije, no zbog vrlo niskih toplinskih provodnosti materijala za pohranu još nisu dosegli komercijalnu upotrebu. Ovakav potencijal prepoznat je od znanstvene zajednice, što je, posljednjih godina, rezultiralo naglim porastom broja istraživanja na temu poboljšanja procesa punjenja i pražnjenja latentnih spremnika. Nažalost, velik broj numeričkih istraživanja nije popraćen eksperimentalnim istraživanjima pa je većina korištenih modela validirana na temelju mjerenja za niskotemperaturne spremnike, temperaturnim mjerenjima kod vrlo specifičnih geometrija ili uopće nije validirana.

Slijedom navedenog, u ovom je radu sjedinjen numerički i eksperimentalni pristup kako bi se dobio validiran numerički model koji se može pouzdano i brzo koristiti za analizu i poboljšavanje dinamičkih značajki visokotemperaturnih spremnika topline. U sklopu istraživanja razvijen je i implementiran matematički model temeljen na metodi konačnih volumena i entalpijsko-porozijskoj metodi za simuliranje promjene agregatnog stanja (faze). U model je uključen i implicitni podmodel spregnutog prijenosa topline između izmjenjivača i materijala za pohranu.

Paralelno je razvijen eksperimentalni postav koji omogućuje dvostruko praćenje procesa taljenja (temperature i položaja fronte taljenja) materijala za visokotemperaturnu pohranu latentne topline - natrijeva nitrata u spremniku većih dimenzija. Ukupno su provedena tri nezavisna eksperimenta taljenja, a dobiveni rezultati iskorišteni su za validaciju postavljenog numeričkog modela. Usporedbom rezultata pokazano je kako korištenje isključivo temperaturnih mjerenja može dovesti do lažne validacije. Detaljnim pregledom

literature nisu pronađeni izravno dobiveni podatci o napredovanju fronte taljenja u visokotemperaturnim spremnicima, što ove rezultate čini još vrjednijim.
Primjenom validiranog modela sustavno su analizirane različite geometrije orebrenih spremnika konstrukcije cijev-u-cijevi. Istraživanje je pokazalo kako reorijentacija rebara s ciljem maksimiziranja efekta prirodne konvekcije tijekom taljenja kod horizontalnih spremnika s dva rebra može ubrzati proces taljenja preko 50%. Utvrđeno je i kako vrijeme taljenja nije najbolji pokazatelj performansi spremnika, jer tijekom procesa taljenja može doći do zadržavanja krutine u rubnim dijelovima spremnika. Na samom kraju rada predstavljen je postupak automatske optimizacije položaja rebra korištenjem genetskih algoritama. Njegovim korištenjem postignuto je povećanje pohranjene energije od 40.3% kod vertikalnih spremnika s horizontalnim rebrima.

Extended abstract

A wider utilization of energy storages is one of the most important steps towards the 100% renewable energy systems. By integrating thermal energy storage (TES) systems with concentrated solar power (CSP) plants, it is possible to directly store heat and transform it into electricity later, therefore avoiding additional energy transformations. High-temperature sensible TES systems are already commercially utilized, mostly as two-tank molten salt design, together with large CSP plants. High-temperature latent heat storages (HTLES), on the other hand, have numerous advantages such as higher energy density and (near) isothermal energy transfer, but due to some inherited drawbacks which are characteristic for high temperature phase change materials (PCM), they are not yet commercially used in CSP plants. Most PCMs suitable for HTLES are salts. Salts are characterized by low thermal conductivity which severely limits achievable heat transfer rates in HTLES. To increase commercial appeal of the high temperature PCM, achievable heat transfer rates need to be increased, either by improving the effective thermal conductivity of PCMs (material modifications), improving heat exchanger geometry or by PCM encapsulation.

Traditional heat exchanger design methods are limited by high non-linearity and transient nature of the problem, therefore, detailed numerical models of the high temperature PCMs are used. As a result, there are different models which can be distinguished based on dimensionality (1D, 2D or 3D), heat transfer mechanism (conduction or conduction + convection), usage of fixed or adaptive grid, phase boundary modeling, etc. However, an increasing number of papers concerning high temperature LTES numerical modeling is not accompanied by the increase of experimental papers that can be used for model validation. These few papers with experimental results are limited to temperature data for very specific geometries while model validation with that data usually results in relatively large temperature errors which occur during the period of melting front propagation.

In this thesis a finite volume numerical model based on the enthalpy-porosity approach is proposed and implemented in open source computational fluid dynamics toolbox OpenFOAM. A dedicated experimental setup for more reliable measurements of high tem-

perature PCMs is developed. Setup allows both melting front propagation measurements and temperature measurements at different points during the melting. New model is successfully validated by acquired data. In the final part of the thesis, the validated model is used for analysis of different parameters of finned shell-and-tube storages and, finally, for optimization of HTLES by geometry modifications of the heat exchanger.

Mathematical model

A numerical model for simulation of high-temperature phase change materials based on the transient modified Navier-Stokes equations was used in this thesis. The following simplifications of natural phenomena were introduced: density change due to the temperature and phase changes was neglected; radiation heat transfer was ignored; liquid fraction was assumed to be a linear function of the temperature; solid PCM is homogeneous material with isotropic (although temperature dependent) properties and without porosity; influence of the crystal orientation is neglected. Equations were discretized using the finite volume approach and implemented in the open source computational fluid dynamics toolbox OpenFOAM. The flow is assumed to be incompressible while Boussinesq approximation is used to account for body forces from temperature-caused density variations. A widely accepted fixed-mesh enthalpy-porosity method proposed by Woller was implemented for phase-change modeling.

Conjugate heat transfer is modeled implicitly. For all equations and for both solid (heat exchanger) and PCM the same mesh was used. Unmodified heat equation is solved for the whole domain whereas velocity is set to 0 during solution of the momentum equation (that is, during PIMPLE steps). The geometry of heat exchanger - PCM interface coincides with mesh faces. Harmonic interpolation is used for discretization of the heat equation on interface cells, while no slip boundary condition is implemented for the momentum equation.

Experimental setup

Following the idea of a simple geometry and numerical reproducibility, experimental setup is constructed as a simple rectangular cavity. The cavity is heated from the isothermal left side and cooled from the isothermal right side, while other sides are adiabatic. The identification of the melting front is achieved visually, using a commercial digital camera,

therefore the front plate of experimental setup is transparent.

The dimensions of the cavity are 300 x 300 x 110 mm. A relatively large height is chosen to allow high Grashof numbers and a possibility of turbulent flow. Sodium nitrate, a very popular high-temperature PCM, with well-known properties is chosen. PCM is enclosed in an inner case which is constructed from stainless steel with borosilicate glass at the front and copper heaters on left and right. Heaters are built by fixing a 1 kW electric heater plates on 15 mm thick copper plates. Thick copper plates are used to achieve a uniform temperature distribution and to avoid significant vertical temperature variations. Sealing the inner case proved to be very challenging as a very elastic gasket is necessary to avoid high forces acting on the glass and breaking it due to the temperature deformations of the case. Since >300 °C temperature range is too high for most elastic gaskets, 3mm graphite sheets with thin layer of high temperature silicone were used. Silicone is known to react with strong oxidizing materials (such as sodium nitrate) which results in PCM leakage after more than 10-15 hours of system operation (above melting point). To prevent leakage, the sealant was replaced after every experiment.

Thermal insulation, 100 mm of rock wool, is placed on the outside of the outer case while empty space between inner and outer case is also filled with rock wool. The front of the outer case is a triple insulated glass with removable insulation baffle between the outer and the inner glass. The baffle is filled with rock wool and can be removed to take photos. On top of both the inner and outer case, a square orifice is created. The orifice provides sufficient light inside the inner case for taking photos. The square shape of the orifice results in the light sheet that highlights melting front form.

Three different experiments were run, distinct by the hot wall temperature (Rayleigh number) and cavity orientation. In all experiments, the shape of the melting front is characterized by very fast propagation near the top (free surface), and insignificant front movement in the lower part of the domain.

Validation and verification

Accuracy of the finite volume numerical simulation depends on model accuracy, discretization methods, mesh quality and case parameters (boundary and initial conditions etc.). Enthalpy-porosity method is also characterized by the "unphysical" constant C which defines the flow in mushy region and for which there are no consensual values in literature.

For each experiment, a series of simulations with different meshes and parameters such as melting temperatures and C values was run. The model was successfully validated on all three cases and some interesting observations were made. Value of the heat transfer coefficient differs significantly from the literature which deals with pure sodium nitrate properties. A similar observation was already reported by some authors, therefore the corrected heat transfer coefficient was calculated using iterative approach and used in subsequent simulations.

Contrary to some authors, it is shown that the value of constant C has significant effect on the melting process, especially for coarser meshes. Good choice of C value can lead to accurate simulations on coarser meshes, thus significantly reducing the run time for simulation which can be of huge importance in optimization studies. It is also shown that temperature data comparison can lead to false validation.

Heat transfer rate improvement

Different finned shell-and-tube configurations were numerically analyzed to asses influence of the number of fins, fin positioning and fin material on charging and discharging process. Both quantitative and qualitative differences between different fin materials and configurations are observed. Two and four finned configurations were explored. It can be concluded that melting (charging) time varies greatly with different heat exchanger geometries. Bad utilization of natural convection can prolong melting for more than 50%. Also it can be observed that the melting time is not the most appropriate characteristic for determining the performances of the storage, as it is shown that melting time for one case is 64% longer than in the other case, while the stored energy during the charging is almost the same (within 10%). This is very important to note since the melting time is frequently used for measuring storage performances. The effect of heat transfer improvement by utilizing natural convection with fin reorientation is nullified during the storage discharge. However, in some specific work regimes where the available charging time varies and the discharging is slow (CSP with inconsistent energy surplus during the day and low night consumption), those modifications can be advantageous.

Last part of this thesis considers the application of genetic algorithm for geometry optimization of the LHTES heat exchanger. Optimization is performed on the finned vertical shell-and-tube storage. Geometry is described using eight variables (height and length of

each of the four fins). Benchmark geometry with four equally spaced and equally long fins was defined as the starting point for the optimization. Overall stored energy during 50 minutes of simulation is used as fitness function, which is equal to 53.5 kJ or around 50% melting for the benchmark geometry. The optimized HTLES can store 75.1 kJ or 40.3% more energy than the referent HTLES in the same time.

Conclusion and scientific contribution

- Unique, front propagation experimental data is provided that can be used for validation of HTLES models in general.
- By comparing both front propagation data and temperature measurements with experiments, it is proven that using only temperature data can lead to false validation of the model. Influence of the constant C on simulation results can be significant for coarser meshes.
- Different finned HTLES shell-and-tube geometries were analyzed. It is shown that influence of fin orientation plays a crucial role during charging. Significant improvement of charging performance can be achieved by positioning fins with respect to maximizing natural convection. Influence of the fin material (thermal conductivity) is not only quantitative (i.e. higher conductivity - faster charging): changing fin orientations of steel fins plays an insignificant role compared to aluminum fins, where right orientation can reduce melting time significantly.

Sadržaj

1 Uvod **1**

1.1 Pozadina istraživanja 1

1.2 Spremnici latentne topline 2

1.2.1 Spremnici topline u elektranama s koncentriranim Sunčevim zračenjem 4

1.2.2 Visokotemperaturni spremnici latentne topline 6

1.2.3 Mehanizmi poboljšanja prijenosa topline 7

1.2.4 Postojeći modeli za simulaciju ponašanja PCM 9

1.2.5 Postojeći eksperimenti za validaciju visokotemperaturnog PCM-a . 11

1.2.6 Optimizacija dinamičkih značajka spremnika 13

1.3 Cilj i hipoteze istraživanja 14

1.4 Znanstveni doprinosi istraživanja 15

1.5 Pregled doktorskog rada 15

2 Matematički model **17**

2.1 Osnovne jednadžbe 18

2.2 Prijenos topline kroz izmjenjivač 24

2.2.1 Izravno spregnuti model prijenosa topline 25

2.3 Turbulentno strujanje 28

2.4 Validacija i verifikacija modela za niskotemperaturnu primjenu 29

2.4.1 Validacija modela spregnutog prijenosa topline 29

2.4.2 Validacija modela za niskotemperaturno taljenje 32

3 Eksperimentalno ispitivanje taljenja **39**

3.1 Konstrukcija eksperimentalnog postava 39

3.2 Mjerni uređaji i akvizicija 44

3.3 Upravljanje procesom i pohrana mjernih podataka 49

3.3.1 Snimanje položaja fronte 49

3.4 Materijal za pohranu energije 50

3.4.1 Stabilnost natrijevog nitrata pri višim temperaturama 53

3.4.2 Natrijev nitrat korišten u ovom radu 54

3.5 Eksperimentalni protokol 54
3.6 Inicijalno taljenje i solidifikacija 58
3.7 Procjena toplinskih gubitaka 60
3.8 Eksperimentalni rezultati 62
3.8.1 Opis oblika fronte taljenja 62
3.8.2 Eksperiment E1 63
3.8.3 Eksperiment E2 66
3.8.4 Eksperiment E3 68

4 Validacija matematičkog modela taljenja $NaNO_3$ 71
4.1 Pregled parametara koji utječu na kvalitetu rezultata 71
4.1.1 Sheme diskretizacije 71
4.1.2 Utjecaj konstante C 72
4.1.3 Utjecaj razlike donje i gornje temperature taljenja 73
4.1.4 Definicija i kvantifikacija fronte 74
4.1.5 Toplinska provodnost natrijeva nitrata 74
4.2 Validacija modela na temelju postojećih mjerenja 76
4.3 Validacija modela na temelju provedenih eksperimenata 80
4.3.1 Rubni i početni uvjeti 80
4.3.2 Eksperiment E1 80
4.3.3 Eksperiment E2 84
4.3.4 Eksperiment E3 88
4.4 Ocjena validacije 90

5 Utjecaj geometrije izmjenjivača na dinamičke značajke spremnika 92
5.1 Spremnici s uzdužnim orebrenjem 93
5.1.1 Definicija geometrije spremnika 93
5.1.2 Bez rebara 95
5.1.3 Dva rebra 96
5.1.4 Četiri rebra 98
5.1.5 Usporedba taljenja 99
5.1.6 Pražnjenje spremnika 100
5.1.7 Utjecaj vanjske cijevi i spajanje rebra 101

5.1.8 Utjecaj geometrije rebra 104
5.2 Spremnici s radijalnim rebrima 108
5.2.1 Definicija optimizacijskog problema 108
5.2.2 Genetski algoritmi 111
5.2.3 Implementacija genetskih algoritama za optimizaciju spremnika . . 113
5.2.4 Rezultati procesa optimizacije 114

6 Zaključak **119**
6.1 Pregled istraživanja 119
6.2 Glavni rezultati rada 120
6.2.1 Eksperimentalni rezultati 120
6.2.2 Validacija modela za visokotemperaturnu primjenu 120
6.2.3 Poboljšavanje dinamičkih značajki visokotemperaturnih spremnika topline 121
6.3 Prijedlog budućih istraživanja 122

Popis slika

1.1 Osjetna i latentna toplina . . . 3
1.2 Klasifikacija materijala s promjenom faze [1] . . . 4
1.3 Shema CSP postrojenja sa spremnikom topline [2] . . . 5
2.1 Shematski prikaz fizikalne domene visokotemperaturnog spremnika latentne topline . . . 17
2.2 Maseni udio taline ovisno o temperaturi . . . 22
2.3 Shematski prikaz 2D ćelije sa susjednim ćelijama . . . 23
2.4 Ispitna geometrija za verifikaciju brzine u modelima spregnutog prijenosa topline . . . 30
2.5 Usporedba brzina u y ravnini uz stijenku . . . 34
2.6 Usporedba brzina u y ravnini na sredini domene . . . 35
2.7 Geometrija kvadratne šupljine prema [3] . . . 36
2.8 Usporedba profila temperature na površini stijenke u vertikalnom smjeru s [3] i [4] . . . 36
2.9 Usporedba propagacije fronte taljenja za galij . . . 37
3.1 Pojednostavljena tlocrtna shema eksperimentalnog postava . . . 40
3.2 Presjek modela unutarnjeg kućišta . . . 41
3.3 Glavni grijač montiran na unutarnje kućište . . . 42
3.4 Presjek modela vanjskog kućišta . . . 43
3.5 Završna izvedba vanjskog kućišta: a) desna strana s termoparovima grijača i hladnjaka te kabelima za napajanje; b) prednja strana sa zatvorenom pregradom za fotografiranje i unutarnjim termoparovima; c) podignuta pregrada za fotografiranje; d) stražnja strana s termoparovima kućišta i kabelima za napajanje . . . 45
3.6 Mjerna linija . . . 46
3.7 Lokacija termoparova na unutarnjem kućištu . . . 47
3.8 Zadana i mjerena temperatura grijača . . . 48
3.9 Regulacijski hardver - regulator i izvršni uređaji . . . 49
3.10 Specifična entalpija u ovisnosti o temperaturi [5] . . . 51
3.11 Vrijednosti volumnog keoficijenta toplinske ekspanzije [6, 7, 8] . . . 52

3.12 Inicijalno taljenje natrijeva nitrata 55
3.13 Temperature grijača i temperature unutar PCM-a tijekom inicijalnog taljenja 56
3.14 Snage sva tri grijača tijekom inicijalnog taljenja 56
3.15 Usporedba razine taline i krutine 58
3.16 Površina natrijevog nitrata, uz staklo, nakon solidifikacije 59
3.17 Proces nastanka šupljine skupljanja [9] 60
3.18 Karakteristični segmenti fronte 62
3.19 Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E1 64
3.20 Digitalizirane fronte u tri karakteristična vremenska trenutka 65
3.21 Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E1 65
3.22 Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E2 66
3.23 Digitalizirane fronte u šest karakterističnih vremenskih trenutaka 67
3.24 Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E2 67
3.25 Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E3 69
3.26 Digitalizirane fronte u šest karakterističnih vremenskih trenutaka, E3 . . . 70
3.27 Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E3 70
4.1 Usporedba temperaturnih profila korištenjem a) *toplinske provodnosti iz literature* i b) *korigirane efektivne toplinske provodnosti* 75
4.2 Shema eksperimenta i lokacije temperaturnog osjetnika [10] 76
4.3 Usporedba rezultata simulacije s eksperimentom i kondukcijskim modelom [10] 77
4.4 Polje udjela taline u četiri karakteristična vremenska trenutka 79
4.5 Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E1 . . 81
4.6 Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E1 i simulacije . . . 83
4.7 Usporedba volumnog udjela kapljevine između eksperimenta E1 i simulacije 84
4.8 Temperaturna polja i strujnice nakon 330 minuta simulacije E1 85
4.9 Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E2 . . 85
4.10 Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E2 i simulacije . . . 88
4.11 Usporedba izmjerenih i simuliranih temperatura ze eksperiment E2 i simulaciju E2-L1 89
4.12 Usporedba udjela kapljevine između eksperimenta E2 i simulacije 89
4.13 Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E3 . . 90

4.14 Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E3 i simulacije . . . 91
4.15 Usporedba izmjerenih i simuliranih temperatura ze eksperiment E3 i simulaciju E3-1 . . . 91
5.1 a) vertikalni spremnik s aksijalnim rebrima; b) horizontalni spremnik s aksijalnim rebrima; c) vertikalni spremnik s radijalnim rebrima . . . 93
5.2 Generalna shema ispitivanog spremnika cijev u cijevi . . . 94
5.3 Punjenje osnovne cijev u cijevi konfiguracije . . . 95
5.4 Punjenje konfiguracija s dva rebra . . . 97
5.5 Usporedba taljenja za slučajeve b4 (a i b) i b5 (c i d) . . . 98
5.6 Punjenje konfiguracija s četiri rebra . . . 99
5.7 Model s i bez vanjske cijevi . . . 100
5.8 Oslobađanje energije tijekom pražnjenja . . . 101
5.9 Razlika između modela bez i sa stijenkom . . . 102
5.10 Temperaturno polje unutar spremnika u 80. minuti simulacije. Lijevo - bez utjecaja vanjske stijenke - b2; desno - aluminijska vanjska stijenka - b2+ . 102
5.11 Utjecaj spajanja rebara i vanjske stijenke . . . 103
5.12 Pražnjenje spremnika s vanjskom cijevi . . . 104
5.13 Rebro trapeznog presjeka . . . 105
5.14 Pohranjena energija za različite oblike rebra, A=7.2e-5m . . . 106
5.15 Pohranjena energija za različite oblike rebra, A=1.4e-4m . . . 106
5.16 Simulacijska domena spremnika s rubnim uvjetima . . . 109
5.17 Dijagram toka procesa optimizacije . . . 114
5.18 Referentna (polazna) geometrija . . . 116
5.19 Vrijednost pohranjene energije za svaku izvedenu simulaciju . . . 116
5.20 Evolucija najbolje geometrije . . . 117
6.1 Programsko sučelje za upravljanje regulatorima . . . 124
6.2 Programsko sučelje za praćenje tijeka eksperimenta . . . 125
6.3 Temperature u svim mjernim točkama prilikom inicijalnog taljenja za eksperiment E2 . . . 126
6.4 Temperature u svim mjernim točkama prilikom inicijalne solidifikacije za eksperiment E2 . . . 127
6.5 Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E1 . . . 128

6.6 Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E2 128
6.7 Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E3 129

Popis tablica

1.1 Toplinska provodnost i temperatura fazne promjene nekih visokotemperaturnih PCM-a [11] 7
2.1 Usporedba različitih CHT modela za verifikaciju brzine 30
2.2 Svojstva galija korištena u simulaciji 33
3.1 Svojstva kamene vune korištene za izolaciju [12, 13] 43
3.2 Parametri provedenih eksperimenata 58
5.1 Konfiguracije s dva rebra - aluminij 96
5.2 Konfiguracije s četiri rebra - aluminij 99

Popis oznaka

Bezdimenzijski brojevi

Pe	Pécletov broj
Gr	Grashofov broj
Kl	Bezdimenzijski omjer provodnosti
Pr	Prandltov broj
Ra	Rayleiegov broj
St	Stefanov broj

Oznake

α	Koeficijent konvektivnog prijelaza topline
β	Volumenski ekspanzijski koeficijent
$\dot{m}_f$	Maseni protok kroz stranicu ćelije
$\dot{Q}_v$	Specifični volumenski toplinski gubitci
$\dot{q}_\mathrm{s}$	Toplinski tok po jedinici površine
$\dot{q}_\mathrm{v}$	Izvorski član po jedinici volumena
γ	Maseni udio kapljevine
λ	Toplinska provodnost
λ_{relax}	Podrelaksacijski faktor
μ	Dinamička viskoznost
ν	Kinematička viskoznost
ρ	Gustoća
Θ_u	Unutarnji kut za definiciju oblika rebra

$\boldsymbol{\Phi}$	Vektor gustoće toplinskog toka
$\boldsymbol{\tau}$	Viskozni tenzor naprezanja
$\boldsymbol{g}$	vektor ubrzanja sile teže
$\boldsymbol{Sb}$	Boussinesq izvorski član
$\boldsymbol{Sp}$	Darcy izvorski član
$\boldsymbol{U}$	Brzina
A	Površina
b	Konstanta malog iznosa u Carman-Kozeny jednadžbi
C	Konstanta u Carman-Kozeny jednadžbi - permeabilnost medija
c_{p}	Specifični toplinski kapacitet
d_p	Debljina prednje izolacije
$d_{\perp}$	Udaljenost centra i lica ćelije
$d_{u,s}$	Debljina unutarnje stražnje izolacije
$d_{v,s}$	Debljina vanjske stražnje izolacije
g_{ref}	Ekvivalentni koeficijent toplinskih gubitaka
h	Specifična entalpija
L	Specifična latentna toplina
L_{k}	Karakteristična dužina
p	Tlak
S	Unutarnja površina izmjenjivačke cijevi
St_{ϕ}	Turbulentni izvorski član
T	Temperatura
t	Vrijeme

T_a Temperatura okoliša

T_l Gornja temperatura taljenja

T_s Donja temperatura taljenja

T_{ref} Referentna temperatura za Boussinesqovu aproksimaciju

U_s Koeficijent toplinskog otpora stakla

X Vektor optimizacijskih varijabli

Ekspoenenti i indeksi

α Toplinska difuzivnost

ϕ_t Svojstva krutine

ϕ_t Svojstva taline

^{m} Vrijednost u prethodnoj iteraciji

^{o} Vrijednost iz prethodnog vremenskog koraka

$^{m+1}$ Vrijednost u trenutnoj iteraciji

$_f$ Vrijednost svojstva na licu ćelije

$_p$ Indeks predmetnog volumena

$_{nb}$ Indeksi susjednih volumena

1 Uvod

1.1 Pozadina istraživanja

Tranzicija energetskog sektora prema obnovljivim izvorima energije već je u punom jeku što je samo potvrđeno stupanjem na snagu *Pariškog sporazuma* u studenom 2016. godine. Transformacija energetskih sustava odvija se u tri osnovna smjera: proizvodnji električne energije, povećanju iskoristivosti postojećih i novih sustava te razvoju i instalaciji energetskih spremnika. Instalacija novih izvora jedan je od najboljih pokazatelja energetske tranzicije s instaliranih rekordnih 178 GW obnovljivih izvora energije u elektroenergetskim sustavima na svjetskoj razini samo u 2017. godini. Značajni koraci također su napravljeni u području energetske učinkovitosti kako u kućanstvima tako i u transportu i industriji te se očekuje da će energetska iskoristivost zajedno s instalacijom novih kapaciteta temeljenih na obnovljivim izvorima energije (OIE) biti odgovorni za oko 90% ukupnog smanjenja emisija CO_2 [14]. Daljnji porast udjela obnovljivih izvora energije u energetskim sustavima zbog njihove intermitentne prirode zahtjeva značajno povećanje fleksibilnosti sustava instalacijom kapaciteta za pohranu energije (energetskih spremnika) [15]. Spremnici se u energetskom sustavu mogu nalaziti na strani proizvodnje što u pravilu podrazumijeva pohranu energije u spremnicima velikih kapaciteta ili na strani potrošnje gdje je moguća distribuirana pohrana u spremnicima malih kapaciteta. Pri tom se prvenstveno misli na spremnike električne energije, a u manjoj mjeri i na spremnike toplinske energije.

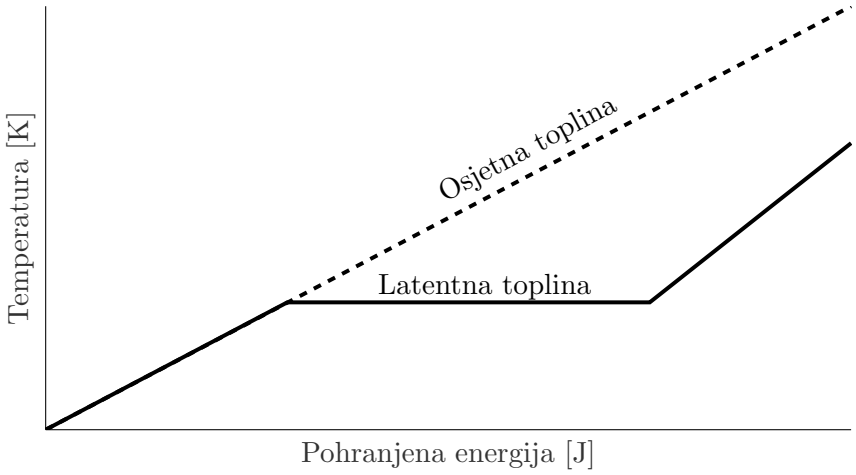
Energetski spremnici mogu se razlikovati prema tehnologiji, namjeni, veličini i obliku energije koja se pohranjuje. Tehnologije za izravnu pohranu električne energije još uvijek se nalaze na nezadovoljavajućem stupnju razvoja pa se električna energija najčešće pohranjuje posredno gdje prednjače dvije tehnologije: pohrana mehaničke energije u akumulacijskim jezerima (reverzibilne hidroelektrane) ili kao pohrana toplinske energije u osjetnim ili latentnim spremnicima topline [16, 17]. Spremnike latentne topline možemo podijeliti na niskotemperaturne i visokotemperaturne. Dok niskotemperaturni latentni spremnici svoju namjenu pronalaze prvenstveno u kućanstvima, visokotemperaturni latentni spremnici imaju veliki potencijal na strani proizvodnje, konkretno, u elektranama s koncentriranim solarnim zračenjem (*Concentrated Solar Power* - CSP) gdje se toplinska

energija dobivena Sunčevim zračenjem koristi za proizvodnju električne energije pomoću Rankineovog ciklusa s vodom kao najčešćim radnim medijem. Pohranjivanjem toplinske energije, kada postoji višak topline, direktno u toplinske spremnike omogućeno je njeno korištenje i u razdobljima kada nema Sunčevog zračenja.

1.2 Spremnici latentne topline

Pohrana toplinske energije u spremnicima topline ostvaruje se kao povećanje odnosno smanjenje unutarnje energije medija za pohranu u obliku osjetne topline, latentne topline, termokemijske energije (reverzibilne endotermičke kemijske reakcije) ili njihove kombinacije [18, 1, 2]. Kod osjetnih spremnika pohranjena energija očituje se kao povećanje temperature radnog medija, a proporcionalna je umnošku promjene temperature, specifičnog toplinskog kapaciteta i mase medija. Iz praktičkih razloga najčešće se koriste lako dostupni, financijski povoljni materijali s velikim specifičnim toplinskim kapacitetom. Termokemijski spremnici temelje se na pohrani toplinske energije tijekom reverzibilnih kemijskih reakcija. Toplina kemijskih reakcija predstavlja razliku entalpija tvari prije kemijske reakcije i nakon kemijske reakcije. Materijali pogodni za termokemijsku pohranu energije moraju imati veliku toplinu kemijske reakcije, njeni produkti se moraju moći skladištiti, a energija se mora moći vratiti u sustav reverzibilnom reakcijom [19].

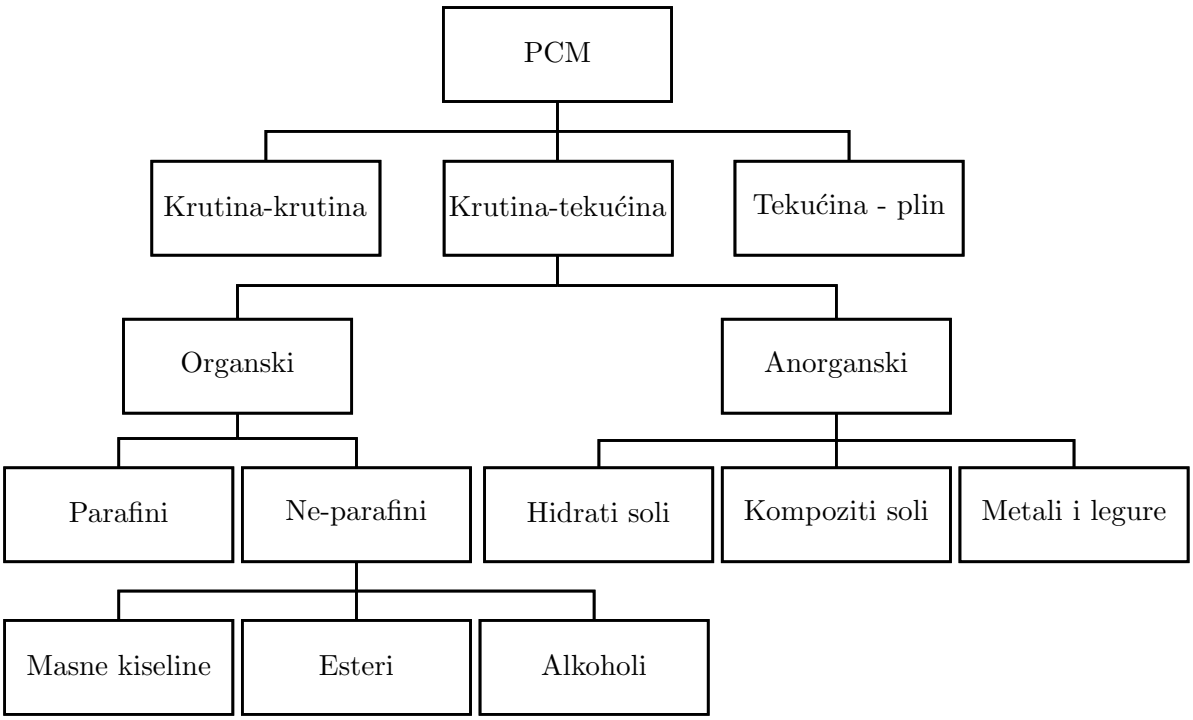
Kod latentnih spremnika topline, energija se pohranjuje kao latentna toplina promjene faze. Ovisno o promjeni faze najčešće se dijeli na latentnu toplinu krute u tekuću fazu i latentnu toplinu tekuće u plinovitu fazu, dok se sve češće govori i o faznoj pretvorbi krutina-krutina. Pohrana energije temeljena na faznoj promjeni tekućine u plin jako ovisi o rubnim uvjetima spremnika: u slučaju korištenja spremnika konstantnog volumena razvija se previsok tlak, u slučaju korištenja spremnika s konstantnim tlakom teško je konstruirati veliki spremnik promjenjivog volumena pa se najčešće koriste otvoreni sustavi gdje je zbog gubitka tvari, odnosno mogućnosti nadoknade iz atmosfere, voda jedini prihvatljiv medij [19]. Fazna promjena krutina-krutina podrazumijeva promjenu kristalne strukture koja se događa uslijed dovođenja odnosno odvođenja topline. Ove promjene u pravilu imaju malu specifičnu latentnu toplinu što ograničava njihovu primjenu [18]. Uz navedene postoje i materijali kod kojih se toplina pohranjuje u promjeni faze krutina-plin [20, 18] ali se zbog vrlo male važnosti često niti ne spominju prilikom klasifikacije materijala s promjenom faze. Zbog povoljnih svojstava, spremnici temeljeni na promjeni



Slika 1.1: Osjetna i latentna toplina

faze krutina - tekućina imaju najrašireniju primjenu. U kontekstu ovog rada latentna toplina definirat će se kao energija koja se preda prilikom taljenja ili oduzme prilikom skrutnjivanja.

Zahvaljujući relativno maloj promjeni volumena prilikom promjene faze (tekuća faza u prosjeku ima 10% veći volumen od krute), moguća je izvedba zatvorenih spremnika kod kojih ne dolazi do prevelike promjene tlaka ako postoji ekspanzijski prostor. Energija se pohranjuje prilikom promjene faze na konstantnoj (za čiste tvari i eutektičke mješavine) temperaturi taljenja kao što je prikazano na slici 1.1. Medij za pohranu u latentnim spremnicima topline često nije čisti materijal već može biti kombinacija više materijala ili eutektička mješavina. Iz tog razloga u kontekstu latentnih spremnika umjesto temperature taljenja, često, pa i u ovom radu, koristi se termin temperatura promjene faze, umjesto termina entalpija taljenja koristi se naziv entalpija fazne promjene, a materijali za pohranu latentne energije nazivaju se materijali s promjenom faze (eng. *Phase Change Materials - PCM*). [19] Materijale s promjenom faze krutina-tekućina može se dalje podijeliti prema nizu kriterija. Najpopularnija podjela je ona Abhata iz 1983. [21], na organske i anorganske materijale koja je uz proširenja potaknuta razvojem materijala [1] prikazana na slici 1.2. Organski PCM-i zbog nižih temperatura fazne promjene (0 °C - 200°C) koriste se u nisko temperaturnim i srednje temperaturnim sustavima, zbog niže gustoće u prosjeku imaju manje specifične entalpije fazne promjene po jedinici volumena te se najčešće koriste u sustavima grijanja i hlađenja. Anorganski PCM-i imaju znatno veći raspon temperatura fazne promjene te su jedina opcija za primjene iznad 200 °C. Izbor optimalnog PCM-a ovisi, osim o temperaturi fazne promjene, i o nizu drugih čimbenika



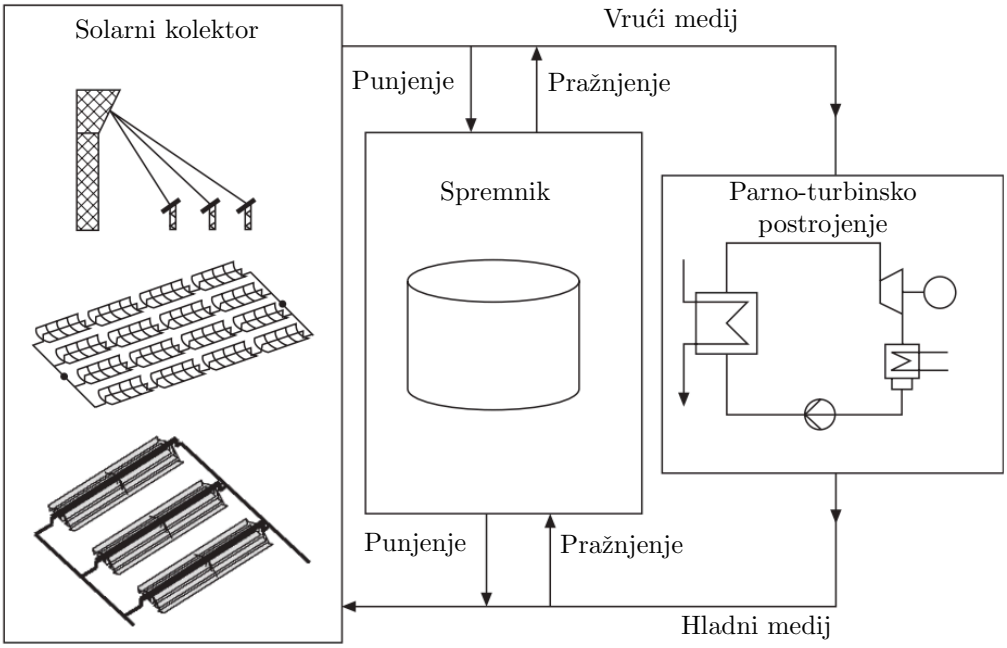
Slika 1.2: Klasifikacija materijala s promjenom faze [1]

kao što su volumenska i masena gustoća pohrane, toplinska provodnost, korozivnost u kontaktu s materijalom spremnika, pothlađivanje, cijena itd. [17, 22, 23, 24].

1.2.1 Spremnici topline u elektranama s koncentriranim Sunčevim zračenjem

Razvoj visokotemperaturnih latentnih spremnika topline usko je vezan uz razvoj i perspektivu CSP postrojenja kao glavnih nosioca njihove primjene. Intenzivan razvoj i izgradnja CSP postrojenja odvijao se na prijelazu tisućljeća te je nakon toga doživio značajnu stagnaciju. U Sjedinjenim Američkim Državama, koje su uz Španjolsku bili glavni investitori u CSP, u razdoblju od 2000 do 2009 ukupna instalirana snaga porasla je s 354 MW na 431 MW dok je, paralelno, snaga instaliranih fotonaponski modula porasla s 85 MW na 1677 MW [25]. Zahvaljujući mogućnosti izravne pohrane energije potencijalna uloga CSP postrojenja u modernim energetskim sustavima dobiva na značenju, a posebno u rastućim elektroenergetskim sustavima zemalja koje doživljavaju nagli gospodarski razvoj. U 2015. godini novoinstalirani kapaciteti u Maroku, Južnoafričkoj Republici i SAD-u iznosili su 420 MW, odnosno 10% postojećih kapaciteta [26] dok su krajem iste godine u izgradnji bili značajni dodatni kapaciteti: u Maroku (350 MW), Južnoafričkoj Republici (200 MW), Izraelu (121 MW), Čileu(110 MW), Saudijskoj Arabiji (100 MW) Kini (50 MW) i Indiji

(25 MW). Ulogu budućih nosioca razvoja CSP tehnologije preuzimaju Kina i Ujedinjeni Arapski Emirati s planovima instalacije 1.3 GW novih postrojenja do kraja 2018. godine u Kini odnosno 1 GW do 2030. godine u Ujedinjenim Arapskim Emiratima [27]. Shematski



Slika 1.3: Shema CSP postrojenja sa spremnikom topline [2]

prikaz CSP postrojenja sa spremnikom topline prikazan je na slici 1.3. Pohrana energije u postojećim CSP postrojenjima odvija se u visokotemperaturnim osjetnim spremnicima topline, pri tome se najčešće koristi tehnologija pohrane u dva spremnika čime se efektivno omogućuje i do 15 sati rada na temelju pohranjene energije [2]. Navedena tehnologija, kao što joj i samo ime govori, temelji se na dva jednako velika spremnika između kojih se nalazi izmjenjivač topline, prilikom punjenja medij za pohranu topline iz hladnog spremnika prolazi kroz izmjenjivač gdje preuzima energiju od radnog medija iz solarnih kolektora, zagrijava se i odlazi u topli spremnik. Prilikom pražnjenja postupak je obrnut, a zagrijani radni medij odvodi se prema generatoru pare. Kao medij za pohranu topline najčešće se koriste nitratne soli (-NO_3) i njihove eutektičke mješavine ($NaNO_3$ i KNO_3) koje se zbog toga često i nazivaju solarne soli. Mijenjanjem omjera otopina eutektičkih mješavina može se mijenjati temperatura tališta prema tehnološkim potrebama procesa. Tehnologiju dva spremnika karakterizira niz nedostataka među kojima su strogo definirana donja temperatura pohrane koja je određena temperaturom tališta, investicijski troškovi zbog dvostruko većih spremnika, troškovi rada pumpi solarnih soli, velike količine topline

potrebne za održavanje medija u rastaljenom stanju kada su spremnici "prazni" ili kada se postrojenje pokreće nakon dužeg vremena[23, 1, 2]. Posljednji nedostatak osobito je problematičan iz ekološke perspektive jer se kao izvor topline za zagrijavanje spremnika, iz praktičnih razloga, najčešće koristi prirodni plin.

Kao alternativa sustavu s dva spremnika pojavljuje se jedinstveni spremnik s otopljenom soli koji umjesto posrednog kruga termoulja, koje prenosi toplinu od solarnih kolektora do spremnika odnosno generatora pare, koristi otopljenu sol koja se koristi i kao medij za pohranu. Na ovaj način povećava se maksimalna temperatura procesa, izbjegavaju nepotrebni gubitci drugog kruga u sustavu i smanjuju investicijski troškovi, dok se pojavljuje problem održavanja termoklina i intenziviraju problemi korozije i toplinskih naprezanja [2]. Pohrana energije unutar budućih CSP sustava, prema predviđanjima struke, temeljit će se na tehnologiji visokotemperaturnih spremnika latentne topline (VTSLT) gdje napretkom tehnologije dolazi do mitigacije njihovih najvećih nedostataka [28, 5, 29, 10].

1.2.2 Visokotemperaturni spremnici latentne topline

Radna temperatura CSP postrojenja ovisno o tehnologiji iznosi 290-390 °C za elektrane s paraboličkim kolektorima odnosno 290-565 °C u slučaju elektrana sa solarnim tornjem [30]. Na temelju radnih temperatura, kandidati za korištenje u CSP postrojenjima su materijali s temperaturom promjene faze od 300 °C do 550 °C. Razvojem medija za prijenos topline (natkritični CO_2, rastaljene soli) u solarnim postrojenjima očekuju se i više radne temperature te, posljedično, i više temperature promjene faze [11]. Temperaturu fazne promjene u navedenom rasponu imaju razni metali, metalne legure i anorganske soli. Zbog vrlo male specifične entalpije promjene faze po jedinici mase metali se rijetko navode kao PCM materijali od komercijalnog značaja. Mnogo veći potencijal imaju anorganske soli (poredane prema porastu temperature i toplinskog kapaciteta): nitrati, kloridi, karbonati i fluoridi [30]. U ovom radu fokus će biti na nitratima čiji raspon temperatura promjene faze najbolje odgovara paraboličnim kolektorima koji su trenutno najzastupljenija tehnologija koncentracije zračenja u CSP postrojenjima, odnosno na natrijevom nitratu ($NaNO_3$) kao najpopularnijom solarnom soli s temperaturom tališta oko 306 °C [31, 32]. Iako je osnovni pokretač razvoja tehnologije visokotemperaturnih latentnih spremnika topline njihova uloga u CSP postrojenjima, njihova primjena nije zanemariva ni u industriji [1, 33, 34].

Tablica 1.1: Toplinska provodnost i temperatura fazne promjene nekih visokotemperaturnih PCM-a [11]

Materijal	Temperatura fazne promjene °C	Toplinska provodnost $W(m\,K)^{-1}$
$NaNO_3$	306	1.1*
NaOH	318	0.92
KNO_3	335	0.95
KOH	360	1.34

* ovisno o izvoru vrijednost varira 0.5 - 1.5

1.2.3 Mehanizmi poboljšanja prijenosa topline

Zajedničko svojstvo svim solima koje se mogu koristiti kao visokotemperaturni PCM je niska toplinska provodnost. To je ujedno i najbitniji ograničavajući faktor njihove šire upotrebe. Niska toplinska provodnost ograničava transport energije od izmjenjivača prema unutrašnjosti medija što za posljedicu ima niže snage punjenja/pražnjenja spremnika. Vrijednosti koeficijenta toplinske provodnosti nekih bitnijih PCM-a s temperaturama fazne promjene u području interesa prikazani su u tablici 1.1. Usporedbe radi toplinska provodnost aluminija iznosi 205 $W(m\,K)^{-1}$, a čelika oko 54 $W(m\,K)^{-1}$ pri sobnoj temperaturi. Ovaj problem već je odavno identificiran kao ključan čimbenik razvoja visokotemperaturnih latentnih spremnika topline, a rastuća važnost CSP postrojenja uzrokovala je nagli porast znanstvenih istraživanja u ovom području.

Rješenju ovog problema pristupa se na dva osnovna načina. Prvi je poboljšavanje efektivne toplinske provodnosti materijala, najčešće miješanjem kompozita soli i materijala visoke toplinske provodnosti [35, 36, 37]. Drugi način je povećavanjem izmjenjivačkih površina odnosno poboljšavanjem njihove geometrije, što se postiže izradom rebara i pregrada [38, 39, 40, 41, 42], umetanjem izmjenjivačkih matrica od materijala visoke toplinske provodnosti u PCM [43] ili zatvaranjem PCM-a u mikro kapsule [44, 22, 29]. Osim ova dva osnovna pristupa prijenos topline prema PCM-u uspješno se može povećati korištenjem toplinskih cijevi [45, 46], kombinacijom različitih PCM materijala bilo u kaskadnom obliku [47] ili temeljeno na termoklinu [48, 49] te izravnim kontaktom medija za prijenos topline i PCM-a [50]. Sve češće se koriste i kombinacije različitih pristupa poboljšanja prijenosa topline kao na primjer zatvaranje različitih PCM-a u kapsule i njihovo korištenje u termoklinu [23].

Najpopularnije izvedbe spremnika latentne topline, prema broju članaka u literaturi, sva-

kako su razni oblici spremnika temeljenih na konstrukciji cijev-u-cijevi. Takvi spremnici mogu se razlikovati prema čitavom nizu parametara: orijentaciji, ispuni (unutarnja ili vanjska cijev), mehanizmu poboljšanja prijenosa topline, materijalima izrade itd. Utjecaj orijentacije spremnika cijev-u-cijevi s niskotemperaturnim PCM-om u vanjskoj cijevi ispitan je u [51], dok je utjecaj parametara kao što su omjeri radijusa cijevi, protok medija za prijenos topline i temperature medija za prijenos topline ispitan u [52]. Visokotemperaturni spremnici cijev u cijevi nešto su slabije istraženi. Usporedba spiralnog, uzdužnog i poprečnog orebrenja prikazana je u [8]; utjecaj broja rebara i veličine rebra ispitan je u [53] dok je u [54] na temelju numeričkih simulacija, izvedena korelacija za određivanje toplinskog toka tijekom punjenja i pražnjenja orebrenih cijev-u-cijevi spremnika. Utjecaj orijentacije i smjera strujanja na spremnik s visokotemperaturnim PCM-om u unutarnjoj cijevi simuliran je u [55]. Isti autor napravio je usporedbu orebrenih i neorebrenih spremnika s višestrukim unutarnjim cijevima kroz koje protječe medij za transport topline [56]. Usprkos velikom broju spomenutih istraživanja, neka temeljna pitanja još nisu dovoljno istražena, kao npr.: utjecaj materijala izmjenjivača/cijevi na performanse spremnika ili čitav niz mogućih varijacija kod izvedbe spremnika (razni oblici rebara, spajanje rebra s vanjskom cijevi itd.).

Metoda izmjene geometrije izmjenjivačkih površina u više primjera pokazala je dobre rezultate, no za komercijalnu primjenu potrebno je ostvariti optimalan odnos volumena izmjenjivača, dimenzija spremnika i tehnoloških mogućnosti izvedbe izmjenjivača. Tradicionalni pristup projektiranju takvih spremnika nije moguć zbog izrazite nelinearnosti latentnih spremnika pa iako postoje određene metodologije, uglavnom temeljene na raznim empirijskim korelacijama [57], one nisu primjenjive kod kompleksnijih geometrija. Mnogo veći potencijal pri razvoju visokotemperaturnih spremnika latentne topline pružaju numeričke metode temeljene na detaljnim matematičkim modelima taljenja i skrutnjivanja. Usprkos značajnim pomacima u unaprjeđenju prijenosa topline spomenutih metoda, neosporno je kako će za uspješnu komercijalizaciju visokotemperaturnih latentnih spremnika topline biti potrebno ne samo unaprijediti postojeće metode poboljšavanja prijenosa već i ostvariti njihovu sinergiju.

1.2.4 Postojeći modeli za simulaciju ponašanja PCM

Rastući interes za područje latentnih spremnika topline i već spomenuta potreba za što boljim matematičkim opisom njihova ponašanja za posljedicu imaju intenziviranje znanstvenih napora za što točnijim opisima različitih PCM materijala i njihovih namjena. Zbog izrazite nelinearnosti problema kao i kompleksnosti mehanizma prijenosa topline postoji čitav spektar predloženih rješenja koji se razlikuju prema matematičkom pristupu (analitički ili numerički), modelu transporta topline (kondukciji i/ili konvekciji), geometriji (1D, 2D i 3D) itd [20]. Analitički i numerički modeli temeljeni samo na kondukciji daju zadovoljavajuće rezultate samo u rijetkim slučajevima, gotovo isključivo kod niskotemperaturnih PCM-a i jednostavnijih geometrija.

Visokotemperaturne spremnike latentne topline karakteriziraju značajne razlike temperature (i gustoće) unutar spremnika pa prirodna konvekcija često postaje dominantan mehanizam prijenosa topline, dok sve kompleksnija geometrija izmjenjivača često zahtjeva opisivanje problema u sve tri dimenzije. Većina novijih numeričkih modela temelji se na metodi konačnih volumena, iako neki radovi (uglavnom stariji) koriste i metodu konačnih elemenata [58] odnosno metodu konačnih razlika [59]. Kao i kod općenitih problema taljenja i skrutnjivanja rješavanih na nepomičnoj mreži najpopularniji pristup predstavlja entalpijsko-porozijska metoda koju je razvio Voller [60, 61]. Na temelju usporedbe različitih vrijednosti konstante C (koja odgovara permeabilnosti medija) s eksperimentalnim rezultatima Shmueli [62] je pokazao važnost njenog izbora kod korištenja entalpijsko-porozijskog pristupa. Pointner *et al* [63] usporedili su tri metode modeliranja promjene faze i četiri računalna alata/softvera s eksperimentalnim podatcima po pitanju točnosti i računalnog vremena. Usporedba je bila ograničena na proces skrutnjivanja, tijekom kojeg je dominantni proces prijenosa topline kondukcija čiji su modeli rješavanja mnogo uniformniji od konvekcije. Zheng *et al* [10] pokazali su usporedbom s eksperimentalnim modelom kako numerički modeli visokotemperaturnih PCM-a temeljeni samo na kondukciji za jednostavne male geometrije (kapsule) predviđaju napunjenost spremnika s greškom od 7%. Greška se značajno povećava u temperaturnom području iznad donje temperature promjene faze pa se može očekivati i mnogo veća pogreška kod kompleksnijih geometrija s izraženijom prirodnom konvekcijom. Osim vlastitih modela mnogi noviji radovi koriste komercijalne softverske alate kao što su Fluent [29, 64, 54], COMSOL (modeli temeljeni na metodi konačnih elemenata) [18, 22, 65], Star-CMM+, a u manjoj mjeri

koristeći alate otvorenog koda kao npr. OpenFOAM ([66, 67]). Jmal [42] je izradio model niskotemperaturnog spremnika PCM-a koaksijalnog oblika s rebrima. Model obuhvaća energetske bilance medija za prijenos topline (zraka), izmjenjivača i PCM-a, transport topline modeliran je jednodimenzionalno u aksijalnom smjeru za zrak i jednodimenzionalno za stijenku izmjenjivača, korišteni su konstantni koeficijenti prijelaza topline na strani zraka. Zhang *et al* [64] na primjeru vertikalnog cilindričnog spremnika ispunjenog eutektičkim solima temperature fazne promjene 220°C ispitali su poboljšanje prijenosa topline umetanjem metalne mreže visoke vodljivosti. Zajednička domena PCM-a i metalne mreže modelirana je kao porozni medij s toplinskom nejednakosti, modificirajući energetsku jednadžbu kao dvo-temperaturni model. Rosler [66] je razvio model ponašanja PCM-a u kapsulama koristeći OpenFOAM, u modelu je koristio PIMPLE (kombinacija PIMPLE-a i SIMPLE-a) metodu za sprezanje jednadžbi kontinuiteta i količine gibanja dok je odnos udjela tekuće faze i temperature opisan pomoću funkcije pogreške (*error function*) što omogućava njegov implicitni izračun. Kasibhatla *et al* [67] razvili su model niskotemperaturnog PCM-a temeljen na metodi promjenjive viskoznosti (jedinstvena jednadžba količine gibanja, postavlja se velika vrijednost viskoznosti u krutini) koji simulira i tonjenje krutine. Model nešto lošije simulira kašastu (prijelaznu) zonu, dok pokazuje dobro slaganje s eksperimentima kod kojih tonjenje krutog PCM-a ima bitnu ulogu. Augspurger i Udaykumar [68] koriste metodu adaptacije Kartezijeve mreže uz granicu faze, spregnuti prijenos topline riješen je implicitno kao jedinstveno polje, a granica izmjenjivača i PCM-a koristeći pristup oštre granice (*sharp-interface*). Isti autor je u [69] napravio usporedbu simulacijskih i eksperimentalnih rezultata taljenja u manjem aluminijskom spremniku s i bez orebrenja; kao PCM korištene su solarne soli. Svojstva soli nisu preuzeta iz literature već su određena iterativnim provođenjem simulacija, odstupanje svojstava protumačeno je kao posljedica korištenja mješavine, a ne čistog materijala (solarna sol je eutektička mješavina kalijeva nitrata i natrijeva nitrata), odnosno promjene u koncentracijama prilikom skrutnjivanja. Većina spomenutih modela temelji se na Boussinesqovoj aproksimaciji za modeliranje sile uzgona i pretpostavki laminarnog strujanja, dok su modeli spregnutog prijelaza topline izmjenjivač - PCM rijetko obrađivani. Navedene stavke u pravilu je, zbog nedostatka eksperimentalnih rezultata, teško validirati pa je iskorak u tom smjeru nužan.

1.2.5 Postojeći eksperimenti za validaciju visokotemperaturnog PCM-a

Eksperimentalna mjerenja nužan su preduvjet validacije svih numeričkih modela, pa isto vrijedi i za visokotemperaturne PCM-e. Zbog visokih temperatura, korozivnosti i različitih geometrija proizlazi niz poteškoća u provođenju i kontroliranju uvjeta eksperimenta. Najčešće metode validacije stoga se svode na uspoređivanje temperaturnih polja odnosno temperatura u točkama [64, 70, 71, 72, 69], praćenje propagacije fronte taljenja [62, 73, 74], praćenje toplinskih tokova [47, 75] i/ili praćenje udjela taline [67, 76]. U preglednom radu iz 2015. Dhaidan [77] daje vrlo opširan popis eksperimenata koji se bave faznom promjenom, od 25 radova s kvadratnom geometrijom niti jedan kao materijal ne koristi visokotemperaturne soli. Problem praćenja fronte isključivo korištenjem temperaturnih osjetnika manifestira se u njihovom izravnom utjecaju na sam eksperiment. Temperaturni osjetnici prilikom taljenja onemogućavaju kretanje kristalne cjeline u kojoj se nalaze i tako direktno utječu na prirodnu konvekciju i temperaturno polje u spremniku dok tijekom procesa skrutnjivanja mogu poslužiti kao centri kristalizacije. Nadalje, lokacija fronte taljenja može se odrediti tek indirektno, tj. može se samo očitati trenutak u kojem dolazi do promjene faze na lokaciji osjetnika, dok forma fronte kao i njeno kretanje između osjetnika ostaje potpuna nepoznanica. Rijetki radovi kod kojih postoji usporedba eksperimentalnog i simuliranog taljenja visokotemperaturnog PCM pokazuju značajne pogreške u predviđanju temperature prilikom promjene faze. Augspurger *et al* proveli su taljenje eutektičke mješavine kalijevog i natrijevog nitrata u vertikalnom cilindru 70 mm i visine 280 mm [68]. Usporedbom izmjerenih i simuliranih temperaturnih profila na središnjoj osi spremnika, može se primijetiti kako pogreška u jednom trenutku doseže preko 90 °C. U novijem članku istog autora uspoređene su temperature jednostavnog i orebrenog vertikalnog cilindričnog spremnika [69]. U slučaju orebrenog spremnika maksimalna pogreška temperature iznosila je manje od 20 °C, a u slučaju bez orebrenja preko 50 °C. Slična, ali nešto manja odstupanja mogu se pronaći i u [78] gdje je analizirano taljenje u kvadratnom spremniku velike visine i relativno male širine (76 mm). Kako je spremnik grijan samo s jedne strane, slobodna udaljenost za propagacije fronte iznosi samo 38 mm što je mogući razlog manjih iznosa pogreške. Očito je kako veće slobodne dimenzije unutar spremnika uzrokuju snažniju prirodnu konvekciju i njen utjecaj na proces taljenja, odnosno prijenos topline na granici faze, što rezultira većim simulacijskim pogreškama. Izravno eksperimentalno praćenje propagacije fronte zbog konkretnijeg

opisa procesa taljenja i minimalnog utjecaja na sam eksperiment pruža detaljniji uvid u proces taljenja i prateće fizikalne fenomene pa je kao takav mnogo bolji izvor podataka za validaciju modela. Nažalost, ova metoda često je neprikladna zbog poteškoća u očitavanju pozicije fronte, pogotovo kod viših radnih temperatura, te same izvedbe eksperimentalnog postava na tako visokim temperaturama. Spomenuti radovi kod kojih se pratila propagacija fronte redom se odnose na niskotemperaturne PCM-ove i razne geometrije (kvadratna, cilindrična). Najpopularniji od njih su oni Gaua i Viskante [79, 80], prvenstveno zbog jednostavne i univerzalne geometrije - šupljine kvadratnog presjeka kojoj je jedna stranica grijana tako da se održava konstantna temperatura dok su sve ostale izolirane kako bi se postigao adijabatski rubni uvjet. U eksperimentu je korišten galij s temperaturom promjene faze 26.78 °C, početna temperatura materijala bila je oko 1-2 °C ispod temperature promjene faze, dok je temperatura grijane stranice iznosila oko 38 °C. Identifikacija fronte fazne promjene izvedena je metodom izlijevanja, sam eksperiment nakon zadanog vremena naglo bi se zaustavljao, tekući dio PCM-a izlio bi se van domene nakon čega je provedeno mjerenje lokacije fronte. Visoka toplinska provodnost galija i mala latentna toplina za posljedicu imaju brže kretanje fronte što uz navedenu metodu određivanja fronte za posljedicu ima relativno veliku pogrešku [74]. Osim toga Witting [81] je pokazao kako zbog konačne dubine eksperimentalne šupljine Gau i Viskantini [79, 80] podatci nisu reprezentativni za validaciju 2D problema. Usprkos tome navedeni eksperiment vrlo je popularan za validaciju niskotemperaturnih PCM-a, dok se, u nedostatku boljeg, nerijetko koristi i za validaciju visokotemperaturnih PCM-a [68, 82]. U kontekstu visokotemperaturnih problema navedeni eksperiment ima još niz nedostataka: solarne soli u pravilu nemaju jedinstvenu temperaturu promjene faze već raspon u kojem se odvija promjena; temperaturne razlike su značajno veće od 10 °C, što za sobom povlači pitanje mogućnosti korištenja Boussinesqove aproksimacije čiju primjenu Ferziger i Perić savjetuju kod temperaturnih razlika manjih od 2 °C za vodu i 15 °C za zrak [83]; dimenzije visokotemperaturnih spremnika mogu biti veće i do dva reda veličine što značajno utječe na intenzitet i ulogu prirodne konvekcije u procesu. Zbog nedostatka eksperimentalnih podataka za validaciju visokotemperaturnih latetnih spremnika topline niskotemperaturna validacija koristi se i u najnovijim radovima [84].

Biwole [85] u svom radu validira model niskotemperaturnog PCM-a preko polja brzine u tekućoj fazi korištenjem "particle image velocimetry (PIV)" metode. Usprkos važnosti

konvekcije kao dominantnog mehanizma prijenosa topline i relativne transparentnosti solarnih soli u tekućem stanju nije moguće pronaći primjer korištenja PIV-a za visokotemperaturne PCM-e. Cramer *et al* [86] u svom radu o Marangonijevoj konvekciji u rastaljenim solima koriste PIV unutar cilindrične posude presjeka 30 x 15 mm na temperaturama do 800 °C. Opravdano je zaključiti kako spomenuti radovi ne omogućavaju validaciju numeričkih modela osim u jako specifičnim slučajevima pa bi buduća istraživanja u ovom području trebala osigurati veći broj eksperimentalnih mjerenja kao i okretanje jednostavnijim geometrijama koje omogućuju pouzdaniju i jednostavniju validaciju, osobito za slučajeve kod koji je, zbog velikih karakterističnih dimenzija, prirodna konvekcija jako intezivna.

1.2.6 Optimizacija dinamičkih značajka spremnika

Optimizacija procesa izmjene topline tradicionalno je vrlo popularna tema istraživanja. Kod spremnika latentne topline optimizacija je usmjerena na poboljšavanje dinamičkih značajki spremnika, odnosno brzine punjenja i pražnjenja spremnika. Zbog niza parametara koji utječu na sam proces, što je još izraženije kod izmjenjivača kompliciranijih geometrija, koriste se razne metode optimizacije, među ostalima: gradijentne metode za traženje minimuma, grafička analiza prostora, genetski algoritmi, mješovito cjelobrojno nelinearno programiranje, *systematic screening of tube count tables* itd. [87]. Ovisno o primjeni i metodi, cilj optimizacije može biti smanjivanje pada tlaka kroz izmjenjivač, smanjivanje površine izmjene topline, cijene izmjenjivača, eksergijski trošak, trošak rada itd [88]. Optimizacija VTSLT zbog izraženog problema niske toplinske vodljivosti u pravilu se svodi isključivo na povećanje omjera površine izmjene topline i ukupnog toplinskog toka. Latentni spremnici topline, odnosno izmjena topline u latentnim spremnicima, predstavlja značajno kompleksniji problem zbog nesimetrične distribucije toplinskog toka uzrokovane prirodnom konvekcijom i različitim svojstvima faza te zbog tranzijentne prirode procesa punjenja odnosno pražnjenja spremnika. Kompleksniji modeli (često isključivo CFD-modeli) koji zahtijevaju više procesorskog vremena za računanje značajno ograničavaju izbor optimizacijskih metoda (npr. evolucijske metode koje se temelje na velikom broju izračuna). Vrlo popularne metode optimizacije koje se koriste uz CFD proračune izmjenjivača su Taguchijeve metode [89, 90]. Taguchijeve metode koriste se i u rijetkim radovima koji se bave poboljšavanjem značajka izmjene topline kod PCM materijala. Jedan

od njih je rad Pakrouh *et al* [39] u kojem se koriste Taguchijeve metode za unaprjeđenje kapaciteta PCM hladnjaka (ponora topline) za računalne procesore. Tranzijentna priroda rada VTSLT uvjetuje optimizaciju prijenosa topline ne samo po površini izmjenjivača nego i u vremenskoj domeni [38], pa se funkcija cilja može prikazati jednadžbom 1.1.

$$Q = \int_{t=0}^{t} \int_{S} \Phi \cdot \mathrm{d}S \, \mathrm{d}t. \tag{1.1}$$

Ziaei *et al* [91] opisali su izmjenjivač kao idealni izvor topline temeljen na *zakonu konstrukcije* te pokazali kako grananje izvora povećava brzinu punjenja spremnika. Korištenjem metode odzivnih površina i CFD za simulaciju spremnika, Sciacovelli *et al* [38] postigli su značajno bolje značajke spremnika oblika cijev-u-cijevi s rebrima za poboljšavanje prijenosa topline izmjenom geometrije (broja rebara i kutova između njih).

1.3 Cilj i hipoteze istraživanja

Cilj ovog istraživanja je proširiti postojeće spoznaje o procesu izmjene topline u visokotemperaturnim spremnicima topline koristeći, u isto vrijeme, numerički i eksperimentalni pristup. Razvojem i unaprjeđenjem simulacijskih alata i njihovim korištenjem definirat će se dinamička svojstva punjenja i pražnjenja visokotemperaturnih spremnika latentne topline u ovisnosti o nekim glavnim odabranim utjecajnim parametrima. Sustavnom analizom različitih geometrija predložit će se rješenja koja omogućavaju postizanje boljih dinamičkih značajki spremnika. Zbog uočenog nedostatka eksperimentalnih podataka napravit će se i eksperimentalni dio istraživanja koji će omogućiti validaciju predloženog modela, odnosno odrediti granice njegove primjene. Zahvaljujući jedinstvenoj izvedbi eksperimentalnog postava dobit će se izravni podatci o kretanju fronte taljenja prilikom punjenja spremnika. Pri razvoju eksperimentalnog postava težit će se što jednostavnijoj reproducibilnosti rubnih uvjeta kako bi postignuti rezultati bili univerzalno primjenjivi kod validacije drugih modela.

Hipoteze ovog istraživanja su:

Korištenjem naprednih matematičkih modela ponašanja materijala za visokotemperaturnu pohranu latentne topline moguće je ispitivati različite geometrije te tako ostvariti značajna poboljšanja u pogledu brzine punjenja/pražnjenja i toplinskog kapaciteta spremnika.

Promjenom svojstava materijala i izvedbe spremnika (izmjenjivača) može se povećati mak-

simalna snaga pohrane energije u visokotemperaturnim spremnicima latentne topline.

1.4 Znanstveni doprinosi istraživanja

U okviru ovog znanstvenog istraživanja ostvareni su sljedeći znanstveni doprinosi:

- Novorazvijeni eksperimentalni postav omogućio je praćenje napredovanja fronte taljenja tijekom punjenja spremnika. Postignuti rezultati jedinstveni su po tome što u dostupnoj literaturi nisu pronađeni izravno mjereni podatci o kretanju fronte taljenja. Kao takvi, dobiveni rezultati mogu značajno doprinijeti validaciji modela za simulaciju visokotemperaturnih latentnih spremnika topline.

- Razvijen je numerički model za simulaciju punjenja i pražnjenja visokotemperaturnih latentnih spremnika topline, opseg modela i validacija napravljeni su korištenjem eksperimentalnih rezultata iz ovog rada i postojeće literature.

- Koristeći opisani numerički model, sustavno su analizirani utjecajni parametri i mogućnosti poboljšanja spremnika topline temeljenog na cijev-u-cijevi konstrukciji.

- Sprezanjem modela pojednostavljenoga spremnika s genetskim algoritmima potvrđena je mogućnost poboljšavanje značajki punjenja spremnika.

1.5 Pregled doktorskog rada

Nastavak ovog rada strukturiran je na sljedeći način:
U poglavlju 2. navedene su osnovne jednadžbe očuvanja na temelju kojih je izveden matematički model. Opisana je implementacija entalpijsko-porozijske metode za simulacije promjene faze. U nastavku poglavlja model je nadograđen implicitno definiranim spregnutim prijenosom topline između materijala izmjenjivača i PCM-a. Model je validiran za niskotemperaturnu primjenu. Svaki od podmodela (spregnuti prijenos topline, strujanje uz stijenku, taljenje) validiran je i verificiran zasebno.
U poglavlju 3. detaljno je opisan razvoj i konstrukcija eksperimentalnog postava za validaciju modela za visokotemperaturnu primjenu te je definiran postupak provođenja eksperimenta. Ukupno su provedena tri eksperimenta. U sva tri eksperimenta forma fronte značajno je drugačija nego u niskotemperaturnim slučajevima iz literature. Uz to su

uočene neke zanimljive pojave vezane za sam proces taljenja i solidifikacije koje su podrobnije opisane pri kraju poglavlja.

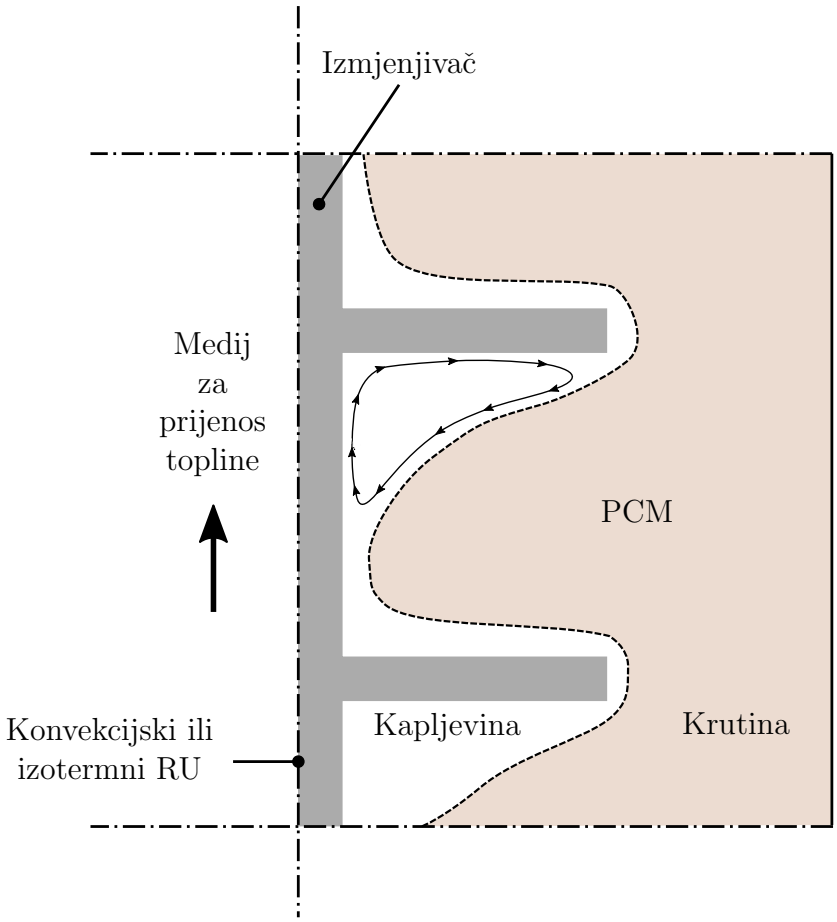
U poglavlju 4. napravljena je validacija modela za visokotemperaturnu primjenu, najprije na temelju temperaturnih mjerenja relativno malih spremnika iz literature, a potom i na temelju eksperimentalnih mjerenja provedenih u sklopu ovog doktorskog istraživanja. Analizom eksperimentalnih mjerenja utvrđeno je i kako vrijednost toplinske provodnosti natrijeva nitrata značajno odstupa od vrijednosti iz literature što je pojava već opisana u nekim ranijim radovima [69].

U poglavlju 5. provedena je sustavna analiza utjecaja različitih parametara spremnika temeljenog na konstrukciji cijev-u-cijevi na dinamiku pohrane i oslobađanja topline. Ispitivani su parametri poput orijentacije spremnika, različitih konfiguracija orebrenja, broja i položaja rebara te materijala izmjenjivača. U nastavku poglavlja opisan je postupak korištenja genetskih algoritama za optimizaciju geometrije spremnika cijev-u-cijevi. Optimizacijski algoritam predstavlja iterativni postupak koji uključuje definiranje geometrije, automatsku izradu mreže prema toj geometriji, simulaciju i analizu rezultata. Nakon provedenog postupka optimizacije rezultati simulacije pokazali su 40% brže punjenje spremnika.

U poglavlju 6. izneseni su sažetak ovog istraživanja kao i njegovi najbitniji zaključci. Na kraju rada ukratko su definirana buduća istraživanja koja bi mogla doprinijeti boljem razumijevanju područja istraživanja i riješiti neka od pitanja koja su u ovom radu ostala neodgovorena.

2 Matematički model

Prijenos topline unutar spremnika latentne topline obuhvaća transport topline kroz materijal izmjenjivača topline, prijelaz topline s izmjenjivača na PCM te transport topline kroz PCM koji se najvećim djelom odvija kao kombinacija dva dominantna mehanizma: kondukcije i prirodne konvekcije [20]. Shematski primjer fizikalne domene spremnika s tri nabrojane faze prikazan je na slici 2.1.



Slika 2.1: Shematski prikaz fizikalne domene visokotemperaturnog spremnika latentne topline

Prilikom punjenja spremnika toplina se prenosi od izmjenjivačke površine prema unutrašnjosti spremnika, odnosno PCM-a. Većina visokotemperaturnih PCM-a nisu čiste tvari već mješavine ili tvari s manjim udjelom nečistoća, pa kod njih ne dolazi do idealne, izotermne promjene faze već se ona odvija u određenom temperaturnom rasponu. Prilikom punjenja spremnika, nakon postizanja (donje) temperature taljenja uz stijenku se počinje razvijati *kašasti* (eng. *mushy*) sloj unutar kojeg je PCM djelomično rastaljen.

Daljnjim zagrijavanjem tog sloja on potpuno prelazi u tekuće stanje dok kašasta zona "putuje" prema unutrašnjosti materijala [92]. Do postizanja temperature taljenja toplina se u krutini dominantno prenosi kondukcijom, dok se u talini razvija polje brzine uzrokovano razlikom u temperaturi tj. gustoći pa u tom dijelu dominira konvekcijski prijenos topline. Ovisno o svojstvima PCM-a, temperaturnoj razlici i geometriji, efektivna toplinska provodnost kroz talinu značajno je veća nego kroz krutinu. U slučaju punjenja spremnika tekući dio nalazi se između izvora topline i krutog materijala koji se tek mora rastaliti, na taj način, zbog značajno veće efektivne toplinske provodnosti, on zapravo pospješuje ukupni prijenos topline između izmjenjivača i PCM-a. U slučaju pražnjenja spremnika dolazi do obratne pojave, između ponora topline (izmjenjivačke površine) i rastaljenog dijela koji ima visok energetski potencijal nastaje sloj krutine koji pražnjenjem spremnika raste i povećava ukupni toplinski otpor. Pri tome dolazi do smanjenja maksimalne ostvarive snage i produženja vremena potrebnog za pražnjenje spremnika [46].

2.1 Osnovne jednadžbe

Matematički model temelji se na entalpijsko-porozijskom pristupu koji je definirao Voller [60, 61] u kojem se pretpostavlja nestlačivom strujanje fluida. Osnovne jednadžbe opisane su u diferencijalnom obliku. Jednadžba kontinuiteta glasi

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{U}) = 0, \tag{2.1}$$

odnosno, ako uzmemo u obzir da se radi o nekompresibilnom fluidu

$$\nabla \cdot \boldsymbol{U} = 0. \tag{2.2}$$

Jednadžba očuvanja količine gibanja glasi:

$$\frac{\partial (\rho \boldsymbol{U})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{U}\boldsymbol{U}) = \nabla \cdot (\mu \nabla (\boldsymbol{U})) - \nabla p + \boldsymbol{Sb} + \boldsymbol{Sp}, \tag{2.3}$$

gdje je ρ gustoća, μ dinamička viskoznost, a p polje tlaka. $\boldsymbol{Sp}$ predstavlja "Darcy" izvorski član karakterističan za entalpijsko-porozijski prostup, a koji odgovara otporu strujanju u poroznom volumenu odnosno kašastoj zoni. Ovaj član definiran je u jednadžbi 2.22 i opisan u nastavku. Prirodna konvekcija u model je uključena indirektno, preko Boussinesquove aproksimacije. Naime, prirodna konvekcija posljedica je promjene

gustoće medija uslijed temperaturne ekspanzije pa njena izravna implementacija zahtjeva odbacivanje čitavog niza pojednostavljenja karakterističnih za nekompresibilna strujanja, iziskuje rješavanje problema širenja domene preko pomične mreže ili neke slične metode te povećava zahtjeve za računalnim resursima. Zbog toga se, u slučajevima relativno malih varijacija gustoće, uzgonska sila nastala zbog temperaturnog gradijenta najčešće opisuje Boussinesquovom aproksimacijom, zanemarujući pri tom utjecaj promjene gustoće na ostale jednadžbe [83, 93]. Uzgonski izvorski član temeljen na Boussinesqovoj aproksimaciji u jednadžbi 2.3 definiran je kao $\boldsymbol{Sb}$ i raspisan u jednadžbi 2.21.

Jednadžba očuvanja energije svedena na temperaturne članove izvedena je polazeći od jednadžbe očuvanja energije s entalpijskim članovima preuzete iz [94]:

$$\rho\frac{\mathrm{D}\hat{h}}{\mathrm{D}t} = -\nabla\cdot\dot{q}_\mathrm{s} + \frac{\mathrm{D}p}{\mathrm{D}t} + (\boldsymbol{\tau}:\nabla\boldsymbol{U}) + \dot{q}_\mathrm{v} \tag{2.4}$$

gdje je $\dot{q}_\mathrm{v}$ toplinski izvor po jedinici volumena u materijalnom volumenu, a $\dot{q}_\mathrm{s}$ toplinski tok po jedinici površine materijalnog volumena, a τ je viskozni tenzor naprezanja. Uz pretpostavku nestlačivog strujanja član $\frac{\mathrm{D}p}{\mathrm{D}t}$ iz jednadžbe 2.4 isčezava, a jednadžbu entalpije možemo napisati kao

$$\hat{h}(T,\gamma(T)) = \int_{T_{ref}}^{T} c_\mathrm{p}dT + L\gamma, \tag{2.5}$$

gdje je γ maseni udio kapljevine, a L specifična latentna toplina (koja se za čiste tvari uziima kao konstanta), a c_p specifični toplinski kapacitet. Deriviranjem jednadžbe 2.5 po vremenu dobiva se

$$\frac{\mathrm{d}\hat{h}}{\mathrm{d}t} = \frac{\partial\hat{h}}{\partial T}\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t} + \frac{\partial\hat{h}}{\partial\gamma}\frac{\mathrm{d}\gamma}{\mathrm{d}t}, \tag{2.6}$$

odnosno, nakon deriviranja

$$\frac{\mathrm{d}\hat{h}}{\mathrm{d}t} = c_\mathrm{p}\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t} + L\frac{\mathrm{d}\gamma}{\mathrm{d}t}. \tag{2.7}$$

Primjenjivanjem izraza za promjenu entalpije na materijalni volumen može se pisati

$$\frac{\mathrm{D}\hat{h}}{\mathrm{D}t} = c_\mathrm{p}\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} + L\frac{\mathrm{D}\gamma}{\mathrm{D}t}. \tag{2.8}$$

Uvrštavanjem jednadžbe 2.8 u jednadžbe očuvanja energije s entalpijskim članovima (jednadžba 2.4) dobiva se

$$\rho c_\mathrm{p}\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} + \rho L\frac{\mathrm{D}\gamma}{\mathrm{D}t} = -\nabla\cdot\dot{q}_\mathrm{s} + (\boldsymbol{\tau}:\nabla\boldsymbol{U}) + \dot{q}_\mathrm{v}. \tag{2.9}$$

Prema definiciji materijalne derivacije član $\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t}$ može se raspisati kao

$$\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} = \rho\frac{\partial T}{\partial t} + \rho\boldsymbol{U}\cdot\nabla T \tag{2.10}$$

Kako vrijedi

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} = \rho\frac{\partial T}{\partial t} + T\frac{\partial \rho}{\partial t} \Rightarrow \rho\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial(\rho T)}{\partial t} - T\frac{\partial \rho}{\partial t}, \tag{2.11}$$

dok na temelju divergensa umnoška skalara i vektora možemo pisati

$$\nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}) = T(\nabla\cdot\rho\boldsymbol{U}) + \rho\boldsymbol{U}\cdot\nabla T \Rightarrow \rho\boldsymbol{U}\cdot\nabla T = \nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}) - T(\nabla\cdot\rho\boldsymbol{U}), \tag{2.12}$$

uvrštavanjem jednadžbi 2.11 i 2.12 u jednadžbu 2.10 dobiva se

$$\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} = \frac{\partial(\rho T)}{\partial t} - T\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}) - T(\nabla\cdot\rho\boldsymbol{U}), \tag{2.13}$$

odnosno

$$\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} = \frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}) - T\left[\frac{\partial \rho}{\partial t} + (\nabla\cdot\rho\boldsymbol{U})\right]. \tag{2.14}$$

Izraz u uglatim zagradama identičan je jednadžbi kontinuiteta (jednadžba 2.1) te je jednak 0, pa $\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t}$ poprima konačni oblik koji glasi

$$\rho\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t} = \frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}). \tag{2.15}$$

Na temelju jednadžbi 2.10-2.15 analognim postupkom može se dobiti izraz za $\rho\frac{\mathrm{D}\gamma}{\mathrm{D}t}$ koji glasi

$$\rho\frac{\mathrm{D}\gamma}{\mathrm{D}t} = \frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\gamma\boldsymbol{U}). \tag{2.16}$$

Uvrštavanjem 2.15 i 2.16 u 2.9 dobiva se

$$c_\mathrm{p}\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + c_\mathrm{p}\nabla\cdot(\rho T\boldsymbol{U}) + L\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + L\nabla\cdot(\rho\gamma\boldsymbol{U}) = -\nabla\cdot\dot{q}_\mathrm{s} + (\boldsymbol{\tau}:\nabla\boldsymbol{U}) + \dot{q}_\mathrm{v}. \tag{2.17}$$

Toplinski tok $\dot{q}_\mathrm{s}$ fizikalno predstavlja prijenos topline difuzijom koji je opisan Fourierovim zakonom

$$\dot{q}_\mathrm{s} = -[\lambda\nabla T], \tag{2.18}$$

gdje je λ toplinska provodnost. Kako je već uvedena pretpostavka nestlačivog strujanja te uz dodatni uvjet kako su gradijenti brzine relativno malih iznosa (brzine značajno manje od brzine zvuka) član $\boldsymbol{\tau}:\nabla\boldsymbol{U}$ može se izjednačiti s 0 [94]. Konačno, izvorski volumenski toplinski tok jednak je 0 zbog nepostojanja toplinskih izvora u sustavu. Konačan oblik

energetske jednadžbe je

$$c_{\mathrm{p}}\rho\frac{\partial(T)}{\partial t} + c_{\mathrm{p}}\rho\nabla\cdot(T\boldsymbol{U}) + L\rho\frac{\partial(\gamma)}{\partial t} + L\rho\nabla\cdot(\gamma\boldsymbol{U}) = \nabla\cdot(\lambda\nabla T) \tag{2.19}$$

Maseni udio taline u u slučaju izotermne promjene stanja, do koje dolazi kod čistih tvari i eutektičkih mješavina, funkcija je entalpije i jednak je 0 za sve temperature ispod temperature taljenja, odnosno 1 za sve temperature iznad temperature taljenja. U slučaju neizotermne promjene stanja (binarne eutektičke smjese, neki organski PCM-ovi, polimorfni materijali, materijali s nečistoćama itd.) maseni udio taline može se opisati kao funkcija temperature [95]. U ovom modelu maseni udio taline opisan je kao linearna funkcija temperature u rasponu od 0 do 1, što je opravdan pristup kod materijala s malim rasponom temperatura taljenja [67, 62]:

$$\gamma = \begin{cases} 0, & T < T_{\mathrm{s}} \\ \dfrac{T - T_{\mathrm{s}}}{T_{\mathrm{l}} - T_{\mathrm{s}}}, & T_{\mathrm{s}} \leq T \leq T_{\mathrm{l}} \\ 1, & T > T_{\mathrm{l}} \end{cases} \tag{2.20}$$

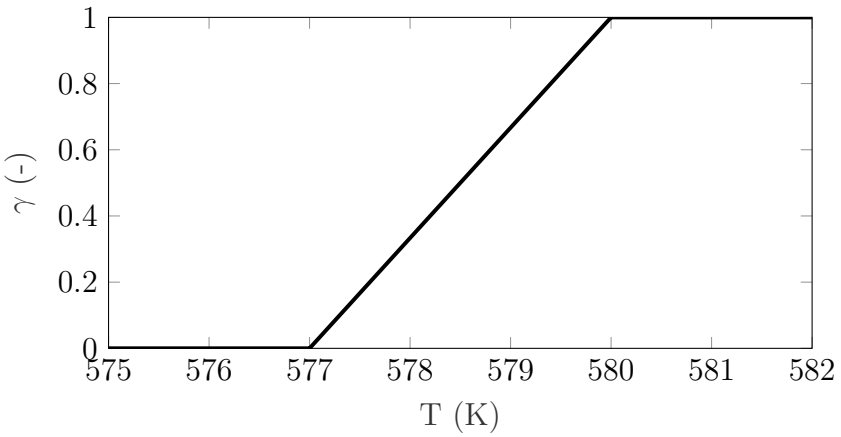
gdje je T_{s} donja temperatura taljenja (temperatura na kojoj počinje taljenje), a T_{l} gornja temperatura taljenja (temperatura na kojoj završava taljenje).

Iako je $NaNO_3$ sam po sebi čista tvar prilikom modeliranja često se zbog jednostavnijeg numeričkog modela opisuje kao materijal s neizotremnom promjenom stanja [66, 29, 75]. Ovakav pristup opravdan je i fizikalno jer se u industrijskoj primjeni natrijev nitrat praktički nikad ne nalazi u 100% čistom stanju, već je onečišćen manjim udjelima natrijevog nitrita i drugih nečistoća. Lomonaco *et al* izmjerili su raspone temperature taljenja od 1°C, odnosno 3°C za natrijeve nitrate 99.6% i 99.5% čistoće. Funkcija masenog udjela s temperaturama taljenja korištenim u ovom modelu prikazan je na slici 2.2.

Uzgonski izvorski član fizikalno predstavlja silu uzgona kao posljedicu razlike u temperaturi odnosno gustoći. Kako je pretpostavljeno nekompresibilno strujanje, uzgonsku silu potrebno je aproksimirati kao funkciju temperature:

$$\boldsymbol{Sb} = \rho\boldsymbol{g}(1 - \beta(T - T_{\mathrm{s}})), \tag{2.21}$$

gdje je $\boldsymbol{g}$ vektor ubrzanja sile teže, β volumenski ekspanzijski koeficijent, a T_{s} referentna temperatura, u ovom slučaju gornja temperatura taljenja. Uzgonski član je, ujedno, u



Slika 2.2: Maseni udio taline ovisno o temperaturi

zatvorenim spremnicima jedini pokretač strujanja.

Darcy-ev izvorski član temelji se na Carman-Kozeny jednadžbi oblika

$$\boldsymbol{Sp} = A(\gamma)\boldsymbol{U}, \tag{2.22}$$

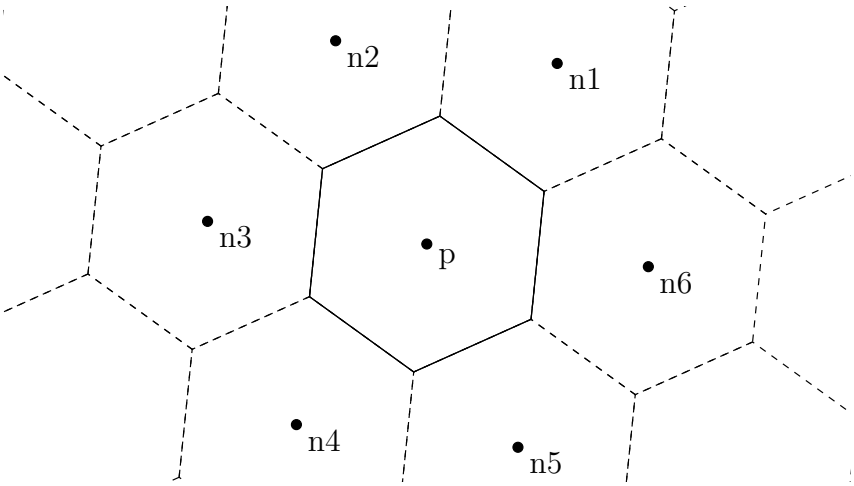
gdje je

$$A(\gamma) = -C\frac{(1-\gamma)^2}{\gamma^3 + b}. \tag{2.23}$$

Konstanta C matematički odgovara permeabilnosti medija, dok fizikalno nema potpuno definirano značenje pa je tumačena različito u različitim publikacijama [96] kao konstanta koja opisuje morfologiju [29] odnosno strukturu [43] kašaste zone ili pak opisuje kinetičke procese u kašastoj zoni [97]. Konstanta C u pravilu ima jako visoke iznose te se, u dostupnoj literaturi, obično kreće od 10^4 do 10^7, ovisno o materijalu, brzini propagacije fronte taljenja, temperaturi itd. Analiza utjecaja veličine konstante C pri simulaciji visokotemperaturnih PCM-a predstavlja bitan dio ovog istraživanja. Usporedba simulacija s različitim vrijednostima konstante C s eksperimentalnim mjerenjima iz literature i onih dobivenih u sklopu ovog istraživanja prikazana je u poglavlju 4. Konstanta b je računska konstanta malog iznosa kojom se izbjegava dijeljenje s 0 kada je $\gamma = 0$ i nema fizikalno značenje. U ovom radu korištena je vrijednost $b = 1 \cdot 10^{-3}$ (u literaturi se gotovo uvijek koristi 10^{-3} ili 10^{-2} [98, 43, 99]).

Rješavanje entalpijske jednadžbe

Kao što je prikazano u izvodu energetske jednadžbe (jednadžba 2.4), njen konačni oblik (jednadžba 2.19) dobiven je raspisivanjem entalpije na njen osjetni i latentni dio prema jednadžbi 2.5. Ovakav pristup rješavanju entalpijske jednadžbe u literaturi se naziva izvorska metoda (eng. *source-based method*) i često je korišten u komercijalnim alatima za modeliranje fazne pretvorbe s ne-izotermnom promjenom faze [100]. Izrazita nelinearnost entalpije u ovoj metodi rješava se iterativnim postupkom rješavanja temperature s eksplicitnim masenim udjelom taline, kojim se korigira nakon svakog rješavanja temperaturnog polja.



Slika 2.3: Shematski prikaz 2D ćelije sa susjednim ćelijama

Jednadžba 2.19 može se općenito napisati u diskretiziranom obliku

$$(\rho V c)_p T_p^{m+1} + a_p T_p^{m+1} - \sum_{nb} a_{nb} T_{nb}^{m+1} = (\rho V c)_p T_p^o + \rho L \left(\gamma_p^o - \gamma_p^m + \sum_{nb} a_{nb} \gamma_{nb}^m - a_p \gamma_p^m \right) \tag{2.24}$$

gdje $^{m+1}$ predstavlja vrijednosti u trenutnoj iteraciji, ^{m} u prethodnoj iteraciji, ^{o} predstavlja vrijednosti iz prethodnog vremenskog koraka, $_p$ indeks volumena koji se računa, a $_{nb}$ indeksi susjednih volumena, kao što je prikazano na slici 2.3.

Nakon računanja temperature T_p^{m+1}, drugi korak iteracije služi za računanje trenutnog masenog udjela taline, prema [101] on se može pisati

$$\gamma_p^{m+1} = \gamma_p^m + \lambda_{relax} \frac{c_\mathrm{p}}{L} (T_p^{m+1} - T^*) \tag{2.25}$$

gdje je λ_{relax} podrelaksacijski faktor, a T^* temperatura koja odgovara masenom udjelu taline prije korekcije (T^* mora ležati na $T - \gamma$ krivulji) i u slučaju linearnog masenog

udjela taline, računa se kao

$$T^* = T_\mathrm{s} + (T_\mathrm{l} - T_\mathrm{s})\gamma_l^m. \tag{2.26}$$

Ovaj postupak ponavlja se dok reziduali masenog udjela taline ne padnu ispod tražene veličine kada se prelazi u sljedeći vremenski korak.

Sprezanje jednadžbe brzine i tlaka

Jedan od osnovnih problema računalne dinamike fluida svodi se na rješavanje čvrsto spregnutih polja brzine i tlaka, što je dodatno otežano zbog toga što se tlak ne nalazi kao primarna varijabla ni u jednadžbi kontinuiteta (2.2) ni u jednadžbi očuvanja količine gibanja (2.3) [94]. Rješavanje polja brzine i tlaka najčešće se stoga provodi koristeći dva popularna algoritma: SIMPLE [102] i PISO [103].
Utjecaj izbora algoritma za sprezanje brzine i tlaka kod simulacija promjene faze ispitan je u [62] te je pokazano kako SIMPLE i PISO daju vrlo slične rezultate pa je pitanje izbora algoritma neovisno o točnosti simulacije.

2.2 Prijenos topline kroz izmjenjivač

Model visokotemperaturnog spremnika topline, osim podmodela promjene faze PCM-a mora uključivati i podmodel provođenja topline kroz materijal izmjenjivača, kao i prijenos topline kroz granicu izmjenjivača i PCM-a. Modeli koji omogućuju simulaciju provođenja topline kroz krutinu i kapljevinu kod koje dolazi do strujanja unutar jedinstvene domene nazivaju se "modeli za spregnuti prijenos topline" *(conjugate heat transfer - CHT)*. Model spregnutog prijenosa topline može se izvesti na različite načine ovisno o željenoj točnosti, računalnim zahtjevima i osnovnim ciljevima simulacije.
Kako model ponašanja PCM-a već uključuje prijenos topline između krutine i tekućine, spregnuti prijenos topline može se ostvariti postavljanjem vrlo visokih vrijednosti tališta u ćelijama koje pripadaju izmjenjivaču, $T_{\mathrm{s,st}} >> T_{\mathrm{s,PCM}}$. Ako se u istim ćelijama zamijene svojstva PCM-a za svojstva izmjenjivačkog materijala, dobiva se efikasan, implicitan model spregnutog prijenosa topline bez dodatnih izmjena u osnovnim jednadžbama. Ovakav pristup sa sobom ipak nosi određene nedostatke: polje brzine unutar izmjenjivača se svejedno treba "rješavati" što iziskuje dodatno procesorsko vrijeme, maseni tok kroz stranice koje predstavljaju granicu izmjenjivač-PCM ne mora nužno biti 0, na granici izmjenjivač-PCM ne postoji odgovarajući no-slip rubni uvjet, itd. Iz navedenih razloga izabran

je izravni pristup za modeliranje spregnutog prijenosa topline na način da se prilikom rješavanja izravno modificira sustav linearnih diferencijalnih jednadžbi.

Većina modela "spregnutog prijenosa topline" temelji se na iterativnoj vezi između jednadžbe očuvanja energije tj. provođenja u krutini i konvekcije u tekućini te jednadžbe koja opisuje prijenos topline kroz njihovu granicu, dok se jednadžba količine gibanja rješava samo za tekućinu [83]. Drugi pristup (čvrst spregnuti pristup [104]) temelji se na izravnom sprezanju energetske jednadžbe za cijelu domenu gdje se onda ovisno o tome pripada li pojedina ćelija tekućini ili krutini rješavaju različite jednadžbe s različitim fizikalnim svojstvima (tj. definiraju se različiti koeficijenti u diskretiziranom obliku). Čvrsto-spregnuti pristup može se podijeliti na slučajeve kada se brzina u krutini svodi na vrlo male iznose [105, 106] u pravilu postavljajući iznos viskoznosti na vrlo visoke vrijednosti u krutini [107] ili, rijeđe, implicitno izjednačava s nulom [108].

2.2.1 Izravno spregnuti model prijenosa topline

U ovom radu model spregnutog prijenosa topline temelji se na izravnom sprezanju jednadžbi tekućine i krutine. Sve tri konstitutivne jednadžbe (kontinuiteta, očuvanja gibanja i očuvanja energije) rješavaju se na zajedničkoj mreži (unutar jedinstvene prostorne domene) uz uvođenje potrebnih modifikacija kako bi se zadržala fizikalnost rješenja. Energetska jednadžba je u osnovi ista za tekućinu i krutinu uz različite fizikalne koeficijente koji ovise o materijalu i temperaturi, a najveću pažnju potrebno je pridati opisu prijenosa energije između različitih materijala odnosno diskretizaciji same granice i ćelija (kontrolnih volumena) uz granicu o čemu će više biti rečeno u kasnijim poglavljima. Potrebne modifikacije jednadžbe količine gibanja i jednadžbe kontinuiteta nešto su kompleksnije te su opisane u nastavku.

Kako se unutar jedinstvene mreže tj. jedinstvenog sustava jednadžbi nalaze i tekućina i krutina tok u tekućini bit će opisan Navier-Stokesovim jednadžbama dok je brzina svih ćelija koje pripadaju krutini jednaka 0. Zadovoljavajuća implementacija navedene tvrdnje zbog sprezanja polja tlaka i brzine mora se provesti u više koraka:

1. Prvi korak obuhvaća implicitno izjednačavanje polja brzina s 0 u jednadžbi očuvanja količine gibanja za sve ćelije koje pripadaju stjenci [109]. Zadane vrijednosti brzine postižu se izmjenama sustava linearnih jednadžbi. Ako promatramo opću diskreti-

ziranu linearnu algebarsku jednadžbu za ćeliju p oblika

$$a_p\phi_p + \sum_{nb} a_{nb}\phi_{nb} = b_p \tag{2.27}$$

gdje je ϕ u slučaju jednadžbe očuvanja količine gibanja predstavlja brzinu $\boldsymbol{U}$. Kako bi nametnuli rješenje jednadžbe $\boldsymbol{U}_p = 0$, jednadžbu je potrebno modificirati na način da se utjecaj susjednih koeficijenata izjednači s nulom ($a_{nb} = 0$), dok se izvorski član izjednačava s umnoškom dijagonalnog člana i željene vrijednosti brzine ($b_p = a_p\boldsymbol{U}_0$). Modificirana jednadžba poprima formu

$$a_p\phi_p + \sum_{nb}(0)\phi_{nb} = a_pU_0 \tag{2.28}$$

odnosno, za $\boldsymbol{U}_0 = 0$

$$a_p\phi_p + \sum_{nb}(0)\phi_{nb} = 0. \tag{2.29}$$

Kako bi se poništio utjecaj izmjene na susjedne ćelije, izvorski članovi susjednih ćelija (b_{nb}) umanjuju se za umnožak susjednih koeficijenata i nove zadane vrijednosti ($a_{nb}U_0$). Ovakvo zadavanje brzine matematički je suprotno od onog koje se događa zbog skrutnjivanja kada zbog velikih dijagonalnih koeficijenata matrice brzina u tim ćelijama teži 0, a utjecaj ćelije čija se vrijednost zadaje prenosi se na susjedne ćelije.

2. Neutralizacija difuzijskog i konvektivnog prijenosa mase na granici stijenka - PCM. U općem obliku, diskretizirana jednadžba kontinuiteta glasi:

$$a_C^v\boldsymbol{U}_C + \sum_{F\sim NB(C)} a_F^v\boldsymbol{U}_F = b_C^v \tag{2.30}$$

gdje desni dio jednadžbe predstavlja izvorske članove. Izdvajanjem gradijenta tlaka iz izvorskog člana b_C^v dobiva se jednadžba

$$b_C^v = -V_C(\nabla p)_C + \hat{b}_C^v. \tag{2.31}$$

Granica između stijenke i PCMa fizikalno odgovara rubnom uvjetu *"bez klizanja"*, kako bi se navedeni rubni uvjet i matematički definirao u modelu potrebno je u diskretiziranoj jednadžbi poništiti utjecaj konvekcijskijskog i difuzijskog člana na ćelije uz granicu. Prema jednadžbi 2.30 to su konkretno članovi $FluxC_{fb}$ i $FluxF_{fb}$, gdje indeks b označava stranicu na granici, a koji se nalaze unutar koeficijenata a_C^v odnosno a_F^v. Navedeni članovi raspisani su jednadžbama 2.32 i 2.33 [94]. Konvekcijski

član može se jednostavno poništiti izjednačavanjem masenog protoka kroz stranice granice s 0, $\dot{m}_f[interface] = 0$. Difuzijski član u svom diskretiziranom obliku kao što je vidljivo u jednadžbi 2.33 ovisi o vrijednosti koeficijenta viskoznosti na samoj stranici koji se dobiva interpolacijom vrijednosti viskoznosti između centara volumena koje povezuje navedena stranica. Na stranicama koje pripadaju granici ta vrijednost izjednačena je s 0 kako bi se poništio utjecaj difuzijskog člana (viskoznih naprezanja) $\mu_f[interface] = 0$.

$$FluxC_{fb} = \|\dot{m}_f, 0\| + \mu_f \frac{E_f}{d_C F} \tag{2.32}$$

$$FluxF_{fb} = -\| - \dot{m}_f, 0\| - \mu_f \frac{E_f}{d_C F} \tag{2.33}$$

3. Dodavanje smičnog naprezanja PCM ćelijama uz stijenku. Rubni uvjet *"bez klizanja"* u jednadžbi očuvanja količine gibanja usprkos zadanoj brzini $\boldsymbol{U} = 0$ može se pogrešno protumačiti kao klasični Dirichletov rubni uvjet (*"nije skalar već vektor"*), no osim poznavanja brzine na licu ćelije izravno se može definirati i smično naprezanje odnosno sila na rubnom licu ćelije. Zbog jednadžbe očuvanja mase normalno naprezanje na stranicu, pa time i normala sila, jednaki su 0 kao što je prikazano u jednadžbama 2.34 i 2.35 [83].

$$u_{1,x_2=0} = 0, u_{2,x_2=0} = 0 \tag{2.34}$$

$$\left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2}\right)_{x_2=0} = 0; \qquad \left(\frac{\partial u_2}{\partial x_1}\right)_{x_2=0} = 0 \tag{2.35}$$

Paralelno smično naprezanje na stranicu je različito od nule ($\tau_{\|b} \neq 0$) ali se može jednostavno dobiti prema jednadžbi

$$\tau_{\|,b} = -\mu \frac{\partial \boldsymbol{v}_\|}{\partial d_\perp} \tag{2.36}$$

Gdje je $d_\perp$ udaljenost od centra ćelije uz granicu do lica te ćelije koje leži na granici. Kako ni $v_\|$ ni $d_\perp$ nisu veličine pohranjene unutar standardne klase "fvMesh" potrebno ih je izračunati

$$d_\perp = \boldsymbol{d}_{Cb} \cdot \boldsymbol{n} \tag{2.37}$$

$$\boldsymbol{U}_{\parallel} = \boldsymbol{U} - (\boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{n})\boldsymbol{n} \tag{2.38}$$

gdje je $\boldsymbol{n}$ vektor normale na površinu, $\boldsymbol{S_b}$ vektor površine, a S_b njegov iznos:

$$\boldsymbol{n} = \frac{\boldsymbol{S_b}}{S_b} \tag{2.39}$$

Smično naprezanje uvrštava se u jednadžbu količine gibanja eksplicitno kao osrednjeno vektorsko polje sila na licima ćelija, gdje je iznos naprezanja na stranicama koje nisu na granici stijenka - PCM uvijek $\boldsymbol{F}_{of} = 0$.

Opisani podmodeli validirani su i verificirani zasebno u pogavlju 2.4.1.

2.3 Turbulentno strujanje

Opseg primjene predloženog modela uključuje i spremnike relativno velikih dimenzija kod kojih, zbog velikih karakterističnih dimenzija izmjenjivača, može doći do jako intezivne prirodne konvekcije, odnosno razvijanja turbulentnog strujanja. Za ovakve slučajeve u modele turbulencije, točnije u sve turbulentne jednadžbe dodani su izvorski članovi slični onima u jednadžbi očuvanja količine gibanja:

$$St_{\phi} = -C\frac{(1-\gamma)^2}{\gamma^3 + b}\phi, \tag{2.40}$$

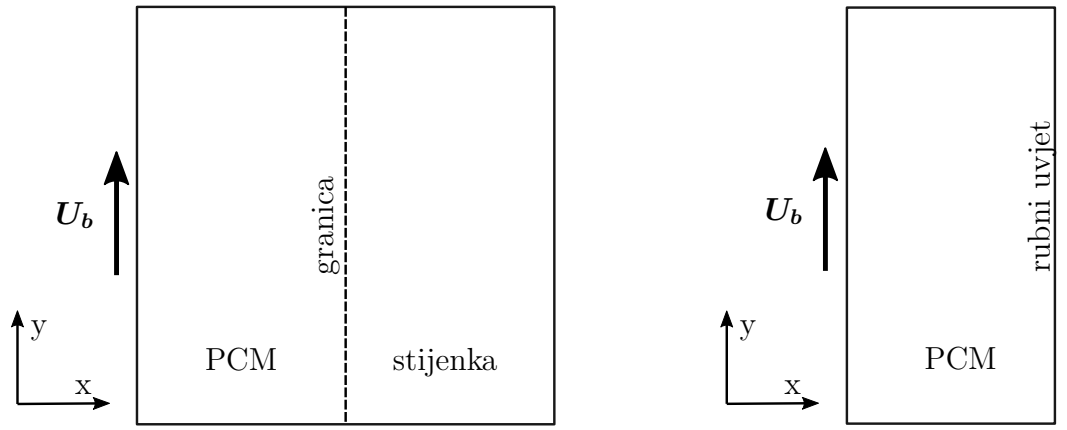
gdje je ϕ turbulentna veličina koja se rješava [110]. Njihova uloga ekvivalentna je onoj u jednadžbi količine gibanja: modificiranje turbulentnih veličina u kašastoj zoni i njihovo izjednačavanje s nulom u krutini.

2.4 Validacija i verifikacija modela za niskotemperaturnu primjenu

Opisani model nema praktičnog smisla bez adekvatne validacije. U nastavku su validirani i verificirani pojedini djelovi modela kao što je spregnuti prijenos topline, strujanje uz stijenku izmjenjivača i niskotemperaturno taljenje. Ova validacija samo je prvi korak u validaciji modela za visokotemperaturnu primjenu kod koje ipak dominiraju neke druge fizikalne pojave (neizotermno taljenje, značajno veći Prandltov broj, mnogo veća promjena volumena prilikom promjene faze, veći spremnici koji vode ka većim Rayleighovim brojevima).

2.4.1 Validacija modela spregnutog prijenosa topline

Verifikacija brzine na granici stijenka - PCM Točnost podmodela brzine uz stijenku opisanog u poglavlju 2.2, kao što je već naglašeno, jedan je od glavnih faktora točnosti prijenosa topline između stijenke i PCMa. Kako bi se kvantitativno usporedili rezultati različitih modela brzine us stijenku napravljen je jednostavan 2D ispitni slučaj s geometrijom prikazanoj na slici 2.4a. Kvadar dimenzija 0.01 m x 0.02 m ispunjen je rastaljenim PCM-om koji s desne strane graniči s kvadrom istih dimenzija koji je opisan kao stijenka. Dva kvadra opisana su zajedničkom mrežom koja je bila temelj za izračun polja brzine korištenjem različitih modela: a) slabo-spregnuti s Darcy izvorskim članom u stijenci - porozni pristup; b) slabo-spregnuti s velikom viskoznosti u stijenci - viskozni pristup; c) implicitni čvrsto-spregnuti - trenutni model. Rubni uvjet na svim rubnim stranicama definiran je kao čvrsti nepomični zid, osim na lijevoj strani gdje se zid giba konstantnom brzinom $\boldsymbol{U}_\mathbf{b} = 1$ m/s u uzdužnom smjeru. Cijela prostorna domena nalazi se na konstantnoj temperaturi $T_0 = 627$ °C dok su svi rubni uvjeti adijabatski, kao PCM materijal izabran je $NaNO_3$ s temperaturom tališta 306 °C. Cijeli PCM nalazi se u tekućem stanju. Dobiveno polje brzina uspoređeno je s referentnim poljem brzina dobivenim prema geometriji opisanoj na slici 2.4b koja odgovara samo kvadru u kojem se nalazi PCM. Rubni uvjeti su definirani kao u prethodnom slučaju, sve stranice osim pomičnog lijevog zida, koji se giba istom brzinom $\boldsymbol{U}_\mathbf{b} = 1$ m/s, definirane su kao nepomični zidovi s rubnim uvjetom bez klizanja. Početni i rubni uvjeti energetske jednadžbe identični su kao u prvom slučaju.



(a) geometrija za spregnute modele (b) referentna geometrija

Slika 2.4: Ispitna geometrija za verifikaciju brzine u modelima spregnutog prijenosa topline

Tablica 2.1: Usporedba različitih CHT modela za verifikaciju brzine

Model	Kratica	Vrijeme proračuna
Slabo spregnuti - s Darcy izvorskim članom u stijenci	a)	105 s
Slabo spregnuti - s velikom viskoznosti u stijenci	b)	129 s
Čvrsto spregnuti - trenutni model	c)	109 s

Mreža za spregnute modele sastoji se od 1600 volumena (40 x 40), dok referentna mreža ima 800 ćelija i identična je dijelu mreže za spregnute modele koji predstavlja PCM. Velik broj ćelija u stijenci zahtjeva više računalnih resursa za računanje polja brzine u stijenci, a time i jednostavniju usporedbu potrebnog računalnog vremena. Obje mreže su strukturirane, a sve ćelije su jednakih dimenzija. Sve simulacije koriste iste numeričke rješavače i simuliraju tranzijentno strujanje PCMa koje počinje iz mirovanja i traje 40 sekundi. Strujanje se stacionira oko 15. sekunde, dok se rezultati uspoređuju u 40. sekundi. Kako bi usporedba bila što realnija sve simulacije provedene su serijskim računanjem.

Usporedba rezultata prikazana je kroz komponente brzine svih 40 ćelija koje se nalaze uz stijenku (granicu stijenka - PCM) na slici 2.5, usporedba brzina na sredini domene u y smjeru nalazi se na slici 2.6.

Slabo-spregnuti, porozni model s velikim izvorskim članom u kojem je stijenka opisana samo kao treća faza koja je uvijek u krutom stanju pokazuje najlošije poklapanje s referentnim modelom što je osobito izraženo za y komponentu brzine. Ovaj model zbog pojednostavljenog opisa zahtjeva najmanje računalnog vremena što se vidi iz tablice 2.1. Slabo-spregnuti model temeljen na velikoj viskoznosti u stijenci pokazuje značajno bolje poklapanje s referentnim modelom za y komponentu, ponajviše zbog harmoničke inter-

polacije viskoznosti uz stijenku dok x komponenta brzine daje značajno lošije rezultate. Čvrsto spregnuti model daje najbolje rezultate za obje komponente brzine, što je posebno vidljivo za x komponentu u vrhu domene kada dolazi do skretanja strujanja. Kod računanja y komponente brzine pogreška je na numeričkoj razini zbog identičnog načina implementacije računanja tangencijalne sile kao za referentni slučaj. Što se tiče vremena računanja porozni model je najbrži, referentni model je sporiji oko 5% zbog dodatnih operacija računanja sila na granici, dok je viskozni model sporiji oko 24% i daje najlošije rezultate.

Validacija prijenosa topline na granici stijenka PCM Prijenos topline sa stijenke na tekućinu, odnosno PCM, validiran je na temelju dva slučaja iz literature. U prvom slučaju radi se o prirodnoj konvekciji unutar kvadratne 2D šupljine opisanoj u [3]. Šupljina je omeđena s dvije adijabatske stijenke zanemarive debljine (gore i dolje), vrućom stijenkom konstantne temperature T_h i zanemarive debljine koja se nalazi s desne strane i hladnom stijenkom debljine l_c s lijeve strane, konačne toplinske provodnosti λ_c i konstantne temperature T_c na njenom lijevom rubu. Opisana geometrija prikazana je na slici 2.7. Unutar šupljine nalazi se medij s Prandtlovim brojem $Pr = 0.71$, što odgovara zraku na sobnoj temperaturi, toplinskom provodnosi λ_g i volumenskim ekspanzijskim koeficijentom β_g. Uz konstantan Pr i opisanu geometriju distribucija temperature u stijenci i šupljini funkcija je dvaju bezdimenzijskih brojeva: Grashofovog broja i bezdimenzijskog omjera provodnosti $K_l = \lambda_\mathrm{c}/\lambda_\mathrm{g}$. Grashofov broj u ovom slučaju definiran preko rubnih temperatura jer je temperatura površine stijenke gdje se odvija prirodna konvekcija nepoznata:

$$Gr = \frac{\boldsymbol{g}\beta(T_\mathrm{h} - T_\mathrm{c})L_\mathrm{k}^3}{\nu^2} \tag{2.41}$$

U [3, 4] pokazano je kako kod vrijednosti $Gr > 10^5$ i vrijednosti omjera provodnosti $K << \infty$ dolazi do izražene dvodimenzionalnosti temperaturnog polja (po širini i po visini) unutar stijenke i izrazito neuniformnog profila temperature na njenoj površini. Iz navedenog razloga kod validacije su korištene vrijednosti $Gr = 10^7$ i $K_\mathrm{l} = 1$ koji rezultiraju karakterističnim temperaturnim profilima na površini stijenke u vertiklanom smjeru. Za simulaciju je korištena 2D strukturirana mreža veličine 12000 ćelija - 2000 ćelija za stijenku te 10000 ćelija za zrak. Na slici 2.8 prikazana je usporedba temperaturnog profila s

profilima iz literature. Dobiveni temperaturni profil odlično se poklapa s temperaturnim profilom prezentiranim u [3], te nešto lošije s [4] za gornji dio stijenke.

Na temelju izloženog može se zaključiti kako predloženi model spregnutog prijensoa topline daje realan prikaz prijenosa topline kroz stijenku i između stijenke i PCMa.

2.4.2 Validacija modela za niskotemperaturno taljenje

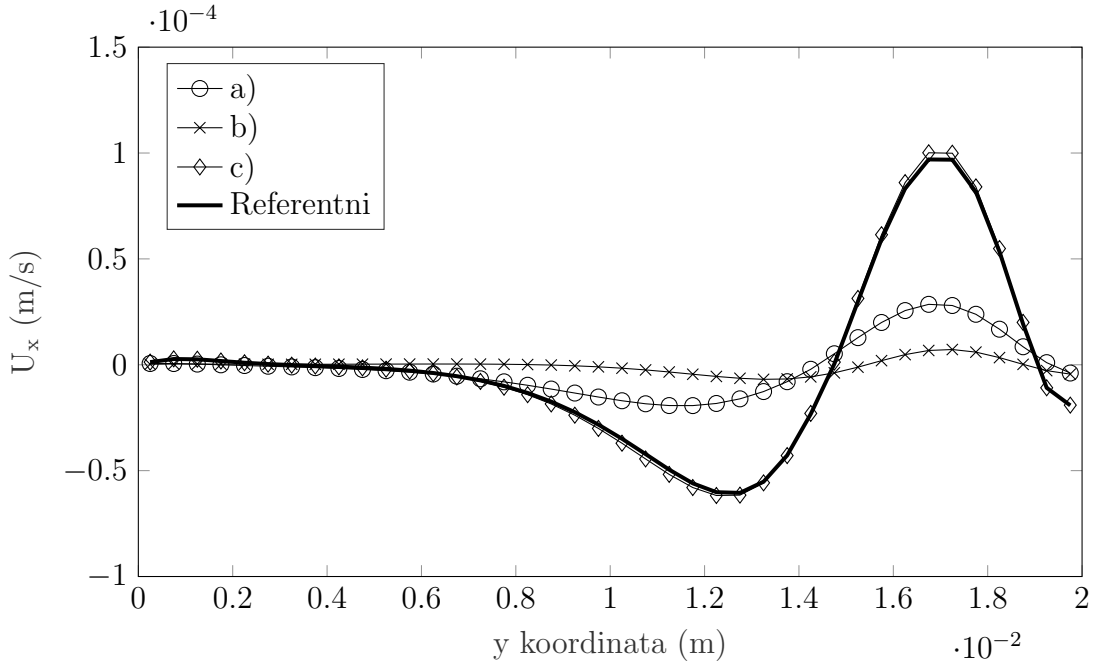
Zbog već spomenutog nedostatka eksperimentalnih podataka o propagaciji fronte kod visokotemperaturnog taljenja inicijalna validacija modela promjene faze s konvekcijom napravljena je na temelju popularnog članka o taljenju galija [79] u kvadarskoj šupljini. Navedeni slučaj često je percipiran kao 2D problem, no detaljnom usporedbom 2D i 3D modela Witting [81] je pokazao kako zbog utjecaja bočnih stranica u 3D slučaju ne dolazi do nastanka više-vrtložnog strujanja kao u 2D slučaju, već se stvara jedan dominantni vrtlog. Iz navedenog razloga napravljena je 3D simulacija eksperimenta. Eksperiment je postavljen kao kvadarska šupljina dimenzija 89.9 mm x 63.5 mm x 38.1 mm izolirana sa svih strana osim prednje i stražnje. Na prednjoj stranici nalazi se izvor topline koji održava konstantnu temperaturu $T_{\mathrm{h}} = 311.15$ K (38°C), dok se na stražnjoj stranici odvođenjem topline održava temperatura $T_{\mathrm{c}} = 302.45$ K (29.3°C). Šupljina je ispunjena galijem s termo-fizikalnim svojstvima preuzetim iz [81] i prikazanim u tablici 2.2. Lokacije fronte tijekom eksperimenta određene su metodom istjecanja - umjesto jednog eksperimenta u trajanju 20 minuta, proveden je po jedan eksperiment za svako mjerenje fronte. Kada se želi izmjeriti lokacija fronte, proces se naglo zaustavlja otvaranjem otvora na dnu i ispuštanjem tekućeg galija. Nakon mjerenja fronte, eksperiment se vraća u početno stanje i ponavlja. Zbog mogućih varijacija u početnim i rubnim uvjetima, kao i konačnog vremena istjecanja moguće su manje pogreške izmjerene lokacije fronte. Na temelju inicijalni simulacija i podataka iz literature izabrana je vrijednost konstante $C = 10^7$.

Simulacija je napravljena na srednje velikoj mreži od 192000 ćelija, trajanje eksperimenta i simulacije je 20 minuta. Kao i u eksperimentu, lokacija fronte definirana je u središnjoj ravnini domene (okomitoj na kretanje fronte odnosno okomito na grijanu i hlađenu stranicu). Usporedba rezultata s eksperimentom i rezultatima iz [81] prikazana je na slici 2.9. Zbog bolje preglednosti prikazane su fronte u samo 4 vremenska trenutka. Kao što je vidljivo iz 2.9, oblici fronte taljenja su vrlo slični onima iz eksperimenta, dok podudaranje točne lokacije fronte varira u određenoj mjeri, s većim odstupanjima prema

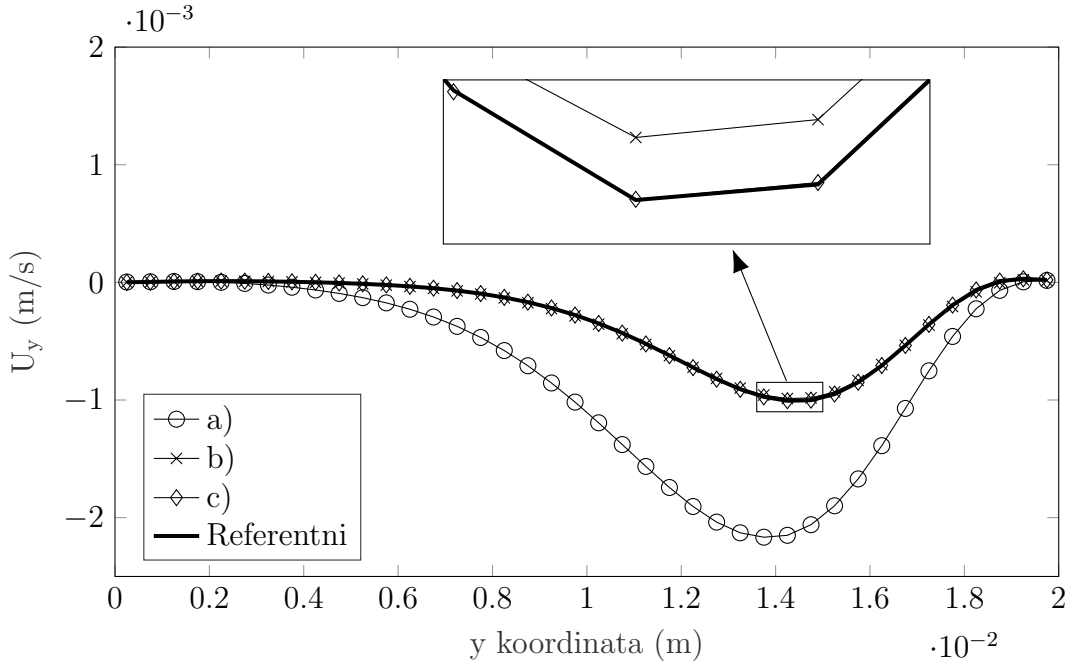
Tablica 2.2: Svojstva galija korištena u simulaciji

Svojstvo	Vrijednost
Gustoća ρ	6095 kg m^{-3}
Dinamička viskoznost μ	$1.81 \cdot 10^{-3}$ N s m^{-3}
Spec. toplinski kapacitet krutine $c_{\mathrm{p,k}}$	381.5 J (kg K)$^{-1}$
Spec. toplinski kapacitet tekućine $c_{\mathrm{p,t}}$	381.5 J (kg K)$^{-1}$
Toplinska provodnost krutine $\lambda_{\mathrm{p,k}}$	33.5 W (m K)$^{-1}$
Toplinska provodnost tekućine $\lambda_{\mathrm{p,t}}$	32 W (m K)$^{-1}$
Volumenski ekspanzijski koeficijent β	$1.2 \cdot 10^{-3}$K^{-1}
Spec. latentna toplina L	$80.16 \cdot 10^{3}$ J kg^{-1}
Temperatura taljenja T_{t}	302.8 K
Raspon taljenja ΔT	0.6 K

kraju eksperimenta. Rezultati su vrlo slični onima iz [81] uz napomenu kako nešto bolje odgovaraju eksperimentalnim rezultatima prema kraju simulacije.

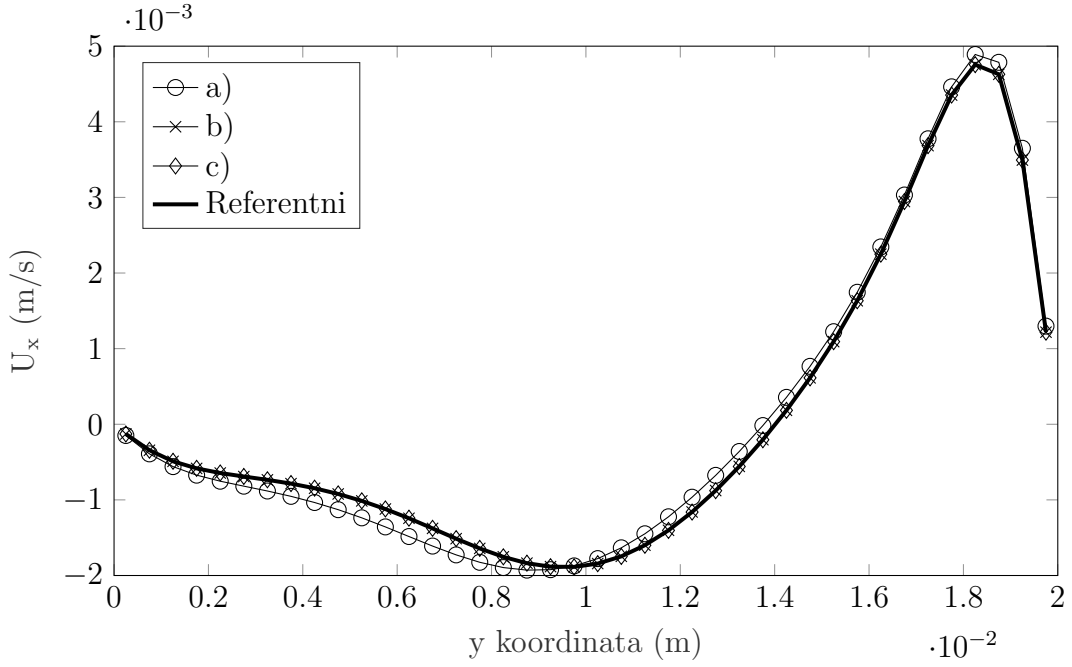


(a) x komponenta brzine

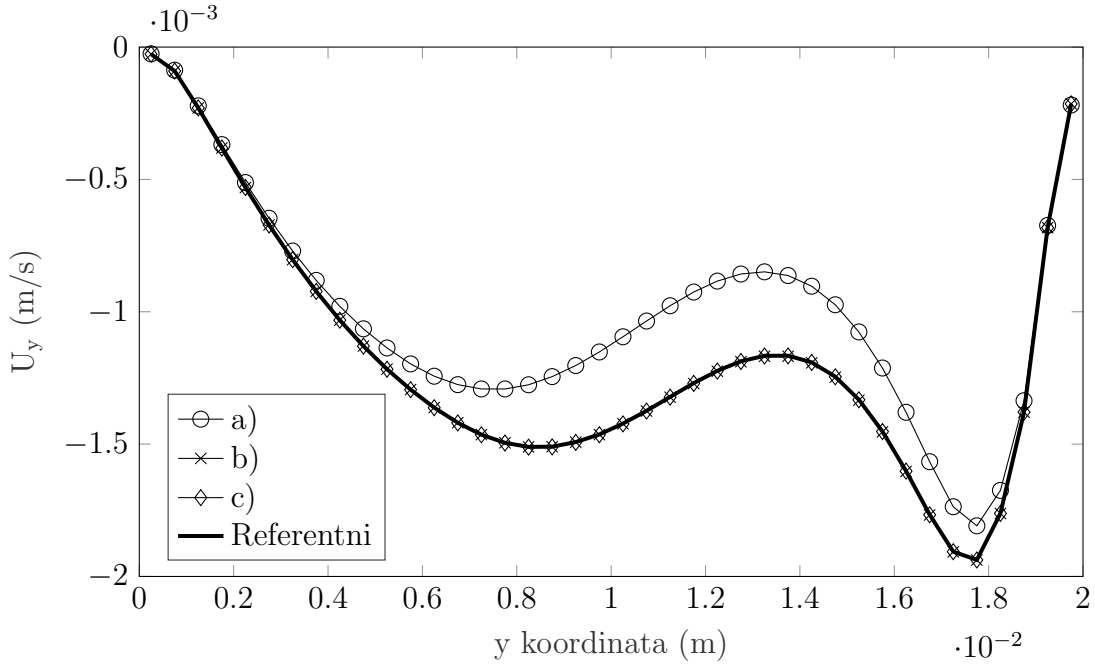


(b) y komponenta brzine

Slika 2.5: Usporedba brzina u y ravnini uz stijenku

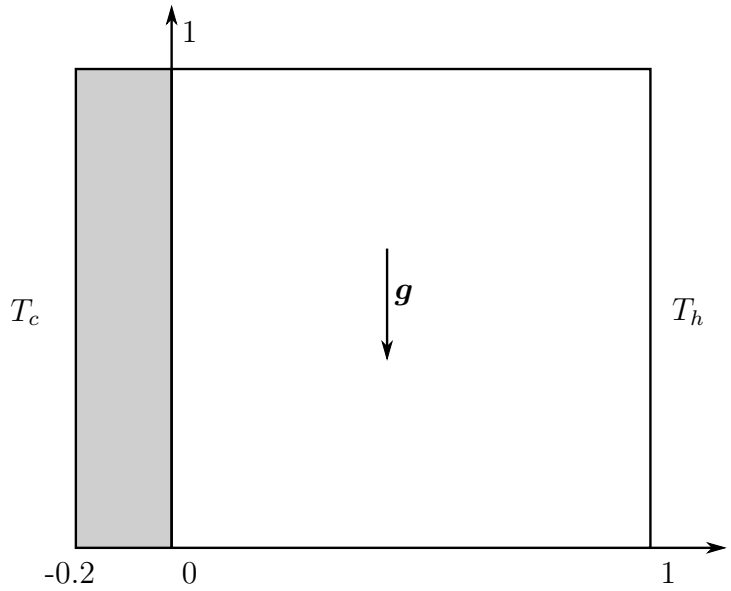


(a) x komponenta brzine

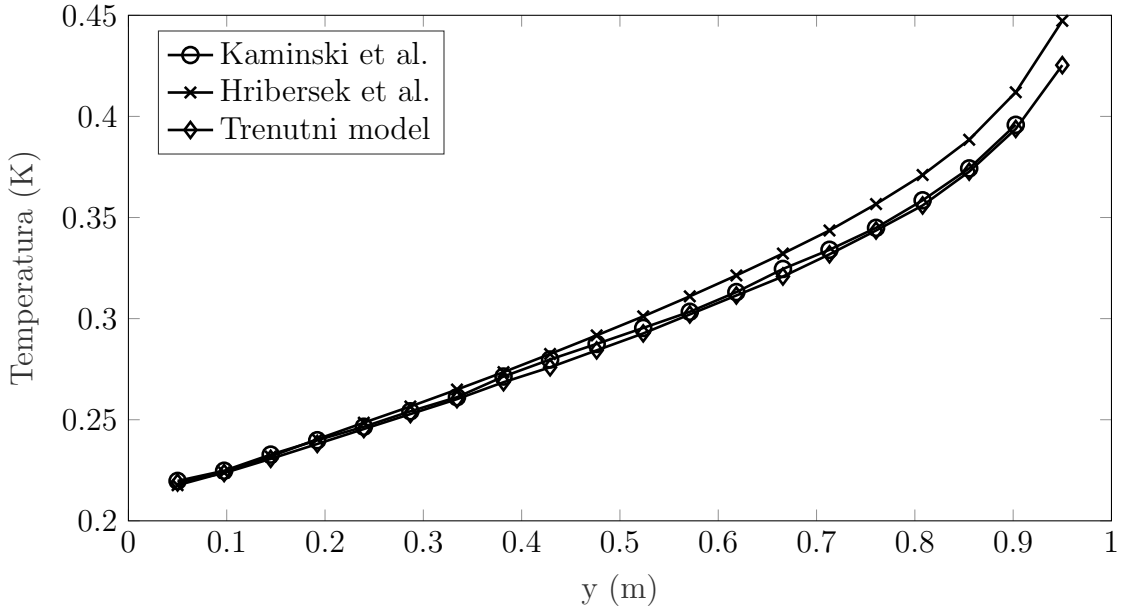


(b) y komponenta brzine

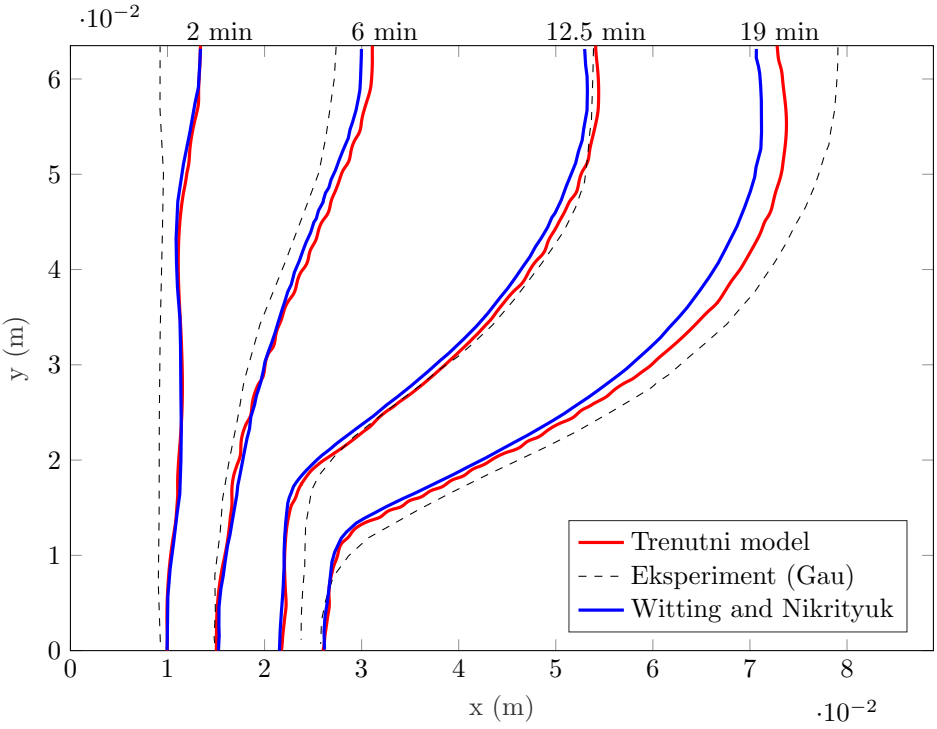
Slika 2.6: Usporedba brzina u y ravnini na sredini domene



Slika 2.7: Geometrija kvadratne šupljine prema [3]



Slika 2.8: Usporedba profila temperature na površini stijenke u vertikalnom smjeru s [3] i [4]



Slika 2.9: Usporedba propagacije fronte taljenja za galij

3 Eksperimentalno ispitivanje taljenja

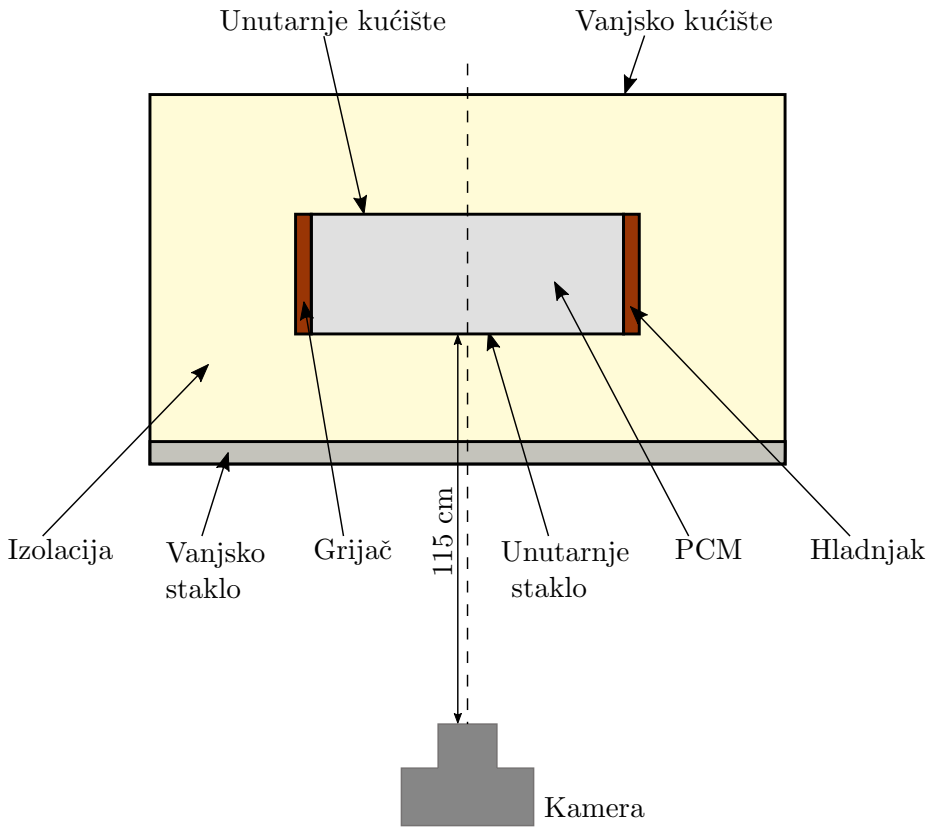
Već u uvodu je naznačen niz nedostataka postojećih eksperimentalnih mjerenja za validaciju modela visokotemperaturnih latentnih spremnika topline. U sklopu ovog rada razvijen je eksperimentalni postav za praćenje propagacije fronte taljenja i skrućivanja te paralelno praćenje temperature u specifičnim točkama. U nastavku su opisani razvoj i konstrukcija eksperimentalnog postava. Kao polazna ideja za postav uzeta je konstrukcija iz često citiranog rada [79], gdje se unutar šupljine kvadratnog presjeka talio galij dovođenjem topline kroz jednu izotermnu stranicu. Osnovni koncept zadržan je i u ovom istraživanju uz bitne razlike: dimenzije su značajno veće (oko 5 puta) kako bi realnije odgovarale slobodnim dimenzijama unutar realnog visokotemperaturnog spremnika topline, iz istog razloga povećana je relativna visina šupljine kako bi se povećao Rayleigh-ev broj, identifikacija i definiranje fronte izvodi se vizualno umjesto metodom pražnjenja, konstrukcija je razvijena za visoke temperature i velike temperaturne dilatacije, umjesto grijanja fluidom za prijenos topline korišten je precizno regulirani, brzi električni grijač itd. Imajući u vidu velik raspon potencijalnih materijala za visokotemperaturnu latentnu pohranu topline, pri razvoju postava velika pozornost usmjerena je na mogućnost korištenja različitih materijala, kao i umetanja dodatnih grijačkih površina.

3.1 Konstrukcija eksperimentalnog postava

Eksperimentalni postav sastoji se od unutarnjeg kućišta, vanjskog kućišta, izolacije, grijačâ, "hladnjaka", regulatorâ, senzorâ i akvizicijskih uređaja, materijala za pohranu te napajanja.

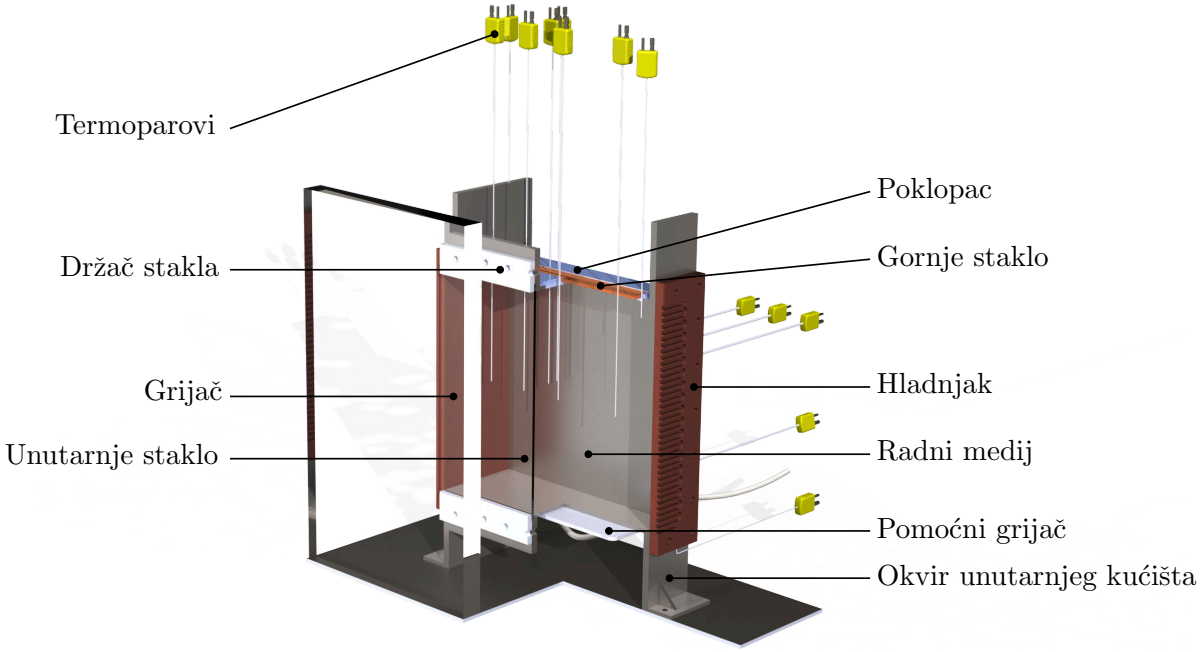
Unutarnje kućište

Unutarnje kućište s grijačem i hladnjakom osnovni je element postava. Konstrukcija kućišta je izrađena od austenitnog nehrđajućeg čelika stabiliziranog titanom 1.4541 (X6 CrNiTi 18-10) koji se često koristi kod visokotemperaturnih spremnika topline zbog vrlo dobre otpornosti na koroziju, mogućnosti zavarivanja bez dodatne obrade te mogućnosti



Slika 3.1: Pojednostavljena tlocrtna shema eksperimentalnog postava

korištenja na temperaturama do 400 °C. Kućište je otvoreno s prednje strane gdje dolazi unutarnje staklo i dvije bočne strane gdje se montiraju grijač odnosno hladnjak. S gornje strane kućišta nalazi se otvor za punjenje/pražnjenje, postavljanje temperaturnih osjetnika te propuštanje svjetla za vizualizaciju. S gornje strane nalazi se i odušak prema atmosferi kako ne bi došlo do stvaranja pretlaka u spremniku prilikom toplinske ekspanzije medija za pohranu i njegova širenja tijekom taljenja. Za unutarnje staklo korišteno je SCHOTT Robax® vatrostalno staklo koje karakterizira nizak koeficijent linearne toplinske ekspanzije $\alpha = 0.5 \cdot 10^{-6}/$ K. Za brtvljenje medija između grijača i unutarnjeg kućišta, te hladnjaka i unutarnjeg kućišta korištena je visokotemperaturna grafitna brtva pojačana čeličnim slojevima SEALTECH SS3000 debljine 1 mm dok je za brtvljenje između prednjeg stakla i kućišta korištena grafitna brtva pojačana čeličnim slojem Teadit GR1520 debljine 3 mm deklarirane kompresibilnosti 40-50 %. Prednost korištenja deblje brtve na spoju stakla i kućišta je dvostruka: ona omogućuje brtvenje uz manje mehaničke tlakove čime se smanjuje mogućnost lokalne koncentracije naprezanja u staklu i njegova pucanja; s druge strane deblja brtva omogućuje bolju kompenzaciju toplinskih dilatacija i smanjuje



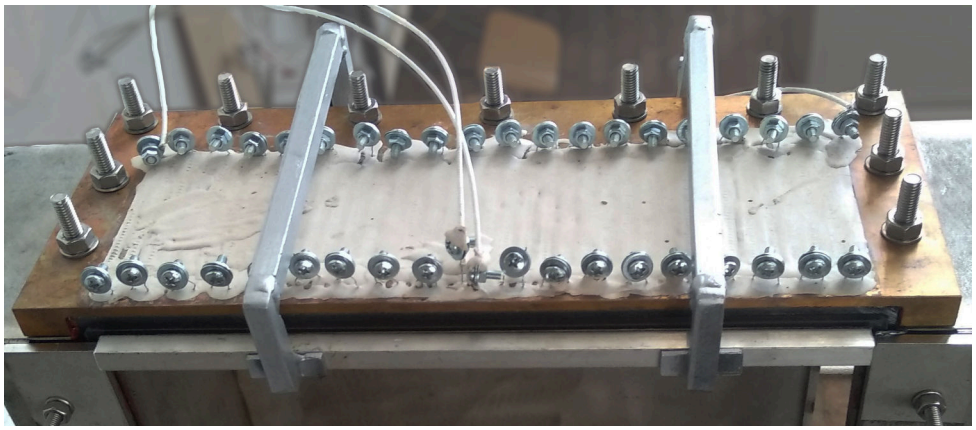
Slika 3.2: Presjek modela unutarnjeg kućišta

vjerojatnost pucanja stakla pri brzim promjenama temperature. Kako bi se osiguralo brtvljenje bez primjene velikih sila na staklo dodatno je korišteno i silikonsko brtvilo za visokotemperaturnu primjenu LOCTITE™SI 5399. Unutarnje dimenzije kućišta u koje je smješten medij za pohranu topline iznose 300 x 300 x 110 mm. Model unutarnjeg kućišta s presjekom prikazan je na 3.2.

Grijač

Grijač i hladnjak izvedeni su od bakrenih ploča dimenzija 15 x 140 x 360 mm. Bakrene ploče korištene su kako bi se postigla što ujednačenija raspodjela površinske temperature, odnosno izotermni rubni uvjet. U ploči je obradom napravljen kanal širine 5 mm i dubine 4 mm za umetanje otporne žice za grijanje. Korištena je Kanthal® žica promjera 0.2 mm u obliku zavojnice vanjskog promjera 4.2 mm. Žica je cementirana unutar grijača korištenjem visokotemperaturnog cementa OMEGABOND® OB-600, te je spojena u dva paralelna strujna kruga kako bi se smanjio ukupni električni otpor, odnosno postigla željena snaga od 2 kW koja omogućava brze promjene temperature kod zagrijavanja ($\approx$ 1.3 K/s). Glavni grijač, montiran na unutarnje kućište, prikazan je na slici 3.3.

Na donjoj strani kućišta nalazi se pomoćni grijač kao što je prikazano na slici 3.2.



Slika 3.3: Glavni grijač montiran na unutarnje kućište

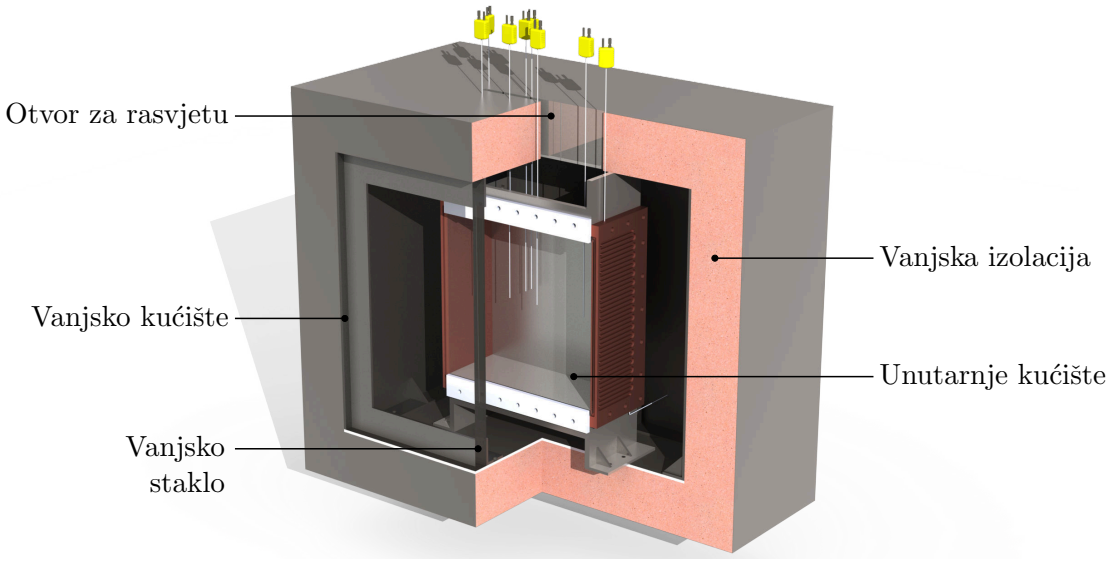
Grijač ima snagu 800 W i montira se vijcima izravno na donju stranicu okvira unutarnjeg kućišta. Njegova uloga je prvenstveno inicijalno taljenje rasute soli nakon prvog punjenja. Naime, inicijalno taljenje pomoću glavnog grijača trajalo bi neizmjerno dugo zbog male toplinske provodnosti natrijevog nitrata i gubitaka na svim ostalim stranicama osim grijača, zagrijavanjem donje površine kućišta omogućava se mnogo intenzivnija prirodna konvekcija kao i tonjenje krutine prema grijaču zbog razlike u gustoći. Kako zbog različitih koeficijenata toplinske provodnosti čelika, bakra i stakla ne bi došlo do pucanja stakla prilikom naglog zagrijavanja i pomoćni grijač treba imati regulaciju temperature koja će mu omogućiti postepeno zagrijavanje kućišta. Regulacija glavnog i pomoćnog grijača opisane su u poglavlju 3.2. Osim za inicijalno taljenje rasute soli pomoćni grijač može se koristiti i pri inicijalizaciji eksperimenta kako bi osigurao što ujednačeniju progrijanost krutine.

Hladnjak

"Hladnjak" kućišta u užem smislu riječi i nije hladnjak već grijač koji se hladi zrakom putem prirodne konvekcije. U nastavku teksta korišten je termin hladnjak jer se ipak primarno radi o ponoru topline unutar sustava. Uloga hladnjaka je održavanje konstantne temperature, nešto niže od temperature taljenja PCMa. Zbog velikih dimenzija kućišta i niskog koeficijenta toplinske provodnosti PCMa, ukupni toplinski tok koji se tijekom eksperimenta odvodi od hladnjaka mnogo je manji od toplinskog toka koji hladnjak može gubiti prirodnom konvekcijom ako ga se ne izolira. Iz navedenog razloga nije izveden aktivan sustav hlađenja već je na hladnjak spojen grijač snage 500 W čija uloga je nadomjestiti višak topline koji se izgubi nekontroliranim hlađenjem prema okolini. Osim praktičnosti, dodatan razlog za korištenje ovako izvedenog hladnjaka je mogućnost nje-

Tablica 3.1: Svojstva kamene vune korištene za izolaciju [12, 13]

Materijal	Gustoća kg m^{-3}	Toplinski kapacitet J kg^{-1} K^{-1}	Toplinska provodnost W m^{-1}K^{-1}				
			°C	50	150	250	350
WM 950	80	840		0.039	0.053	0.072	0.097
WM 940	70	840		0.039	0.053	0.072	0.097



Slika 3.4: Presjek modela vanjskog kućišta

govog izoliranja tijekom inicijalizacije eksperimenta te korištenje hladnjaka kao drugog pomoćnog grijača. Regulacija temperature hladnjaka izvedena je kao i u slučaju pomoćnog grijača, korištenjem naponskog izlaza NI-9263, poluvodičkog releja COMUS WG280D45Z, KQXL-116G-12 termopara te računalnog programa napisanog u grafičkom programskom jeziku LabView. Detaljni opis regulacije hladnjaka nalazi se u poglavlju 3.2.

Vanjsko kućište

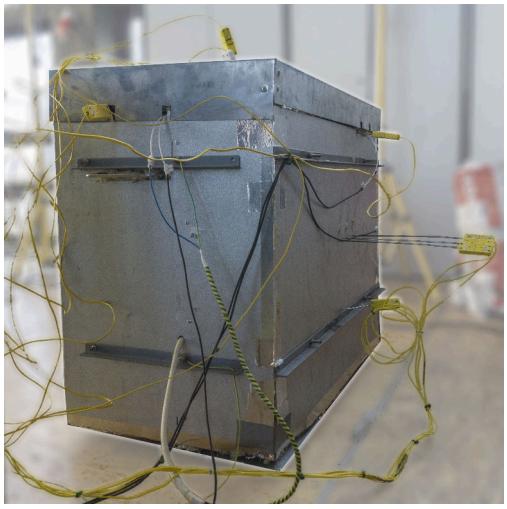
Vanjsko kućište izrađeno je od austenitnog nehrđajućeg čelika 1.4301 (X5 CrNi 18-10) i ima ulogu ovojnice unutar koje se nalaze osnovni elementi postava i toplinska izolacija. Toplinska izolacija nalazi se s vanjske i unutarnje strane vanjskog kućišta. Kao toplinska izolacija korištena je industrijska kamena vuna Rockwool ProRox WM 950 debljine 50 mm unutar kućišta i Rockwool ProRox WM 940 debljine 100 mm s vanjske strane kućišta. Svojstva izolacije prikazana su u tablici 3.1. Kamena vuna s vanjske strane pričvršćena je vijcima i zatvorena u tanki čelični lim debljine 0.5 mm. Model vanjskog kućišta s presjekom prikazan je na slici 3.4. Kako bi se smanjili toplinski gubitci na strani stakla

između vanjskog i unutarnjeg stakla nalazi se pomična izolacijska pregrada od čeličnog lima debljine 100mm, ispunjena ProRox WM 940 kamenom vunom. Pomična pregrada uklanja se samo u kratkim intervalima prilikom fotografiranja fronte taljenja. Pregrada u normalnom položaju prikazana je na slici 3.5b, dok je na slici 3.5c prikazana u položaju za fotografiranje.

3.2 Mjerni uređaji i akvizicija

Shema regulacije, mjernih i akvizicijskih uređaja prikazana je na slici 3.6. Ukupno je u sustavu korišteno 15 termoparova: 2 termopara za praćenje temperature pomoćnog grijača i donje stijenke kućišta, 3 termopara za praćenje temperaturnog gradijenta uzduž stijenke unutarnjeg kućišta; 6 uklonjivih termoparova unutar unutarnjeg kućišta za praćenje temperature PCM-a te 4 termopara za praćenje temperature grijača i hladnjaka. Kao glavni akvizicijski uređaj korištena je modularna jedinica National Instruments cDAQ-9172 s tri modula za akviziciju temperature NI-9211 s internom kompenzacijom hladnog spoja. Termoparovi unutarnjeg kućišta postavljeni su u dvije okomite ravnine kako bi omogućili praćenje progrijanosti PCM-a. Četiri termopara postavljena su u smjeru gradijenta temperature na pola visine kućišta, dok su još dva termopara postavljena okomito, po visini kućišta. Progrijanost po širini kućišta može se pratiti indirektno preko temperature stijenke kućišta i središta PCM-a.

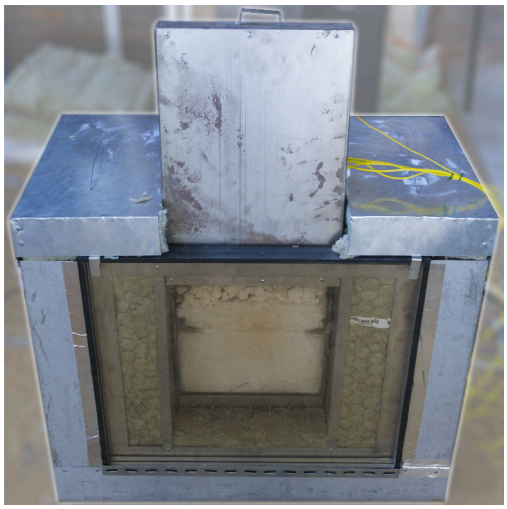
Točan položaj termoparova unutar i na vanjskom kućištu, zajedno s njihovim oznakama prikazan je na slici 3.7. S crvenim x označeni su termoparovi koji se nalaze unutar spremnika (u središnjoj ravnini), narančastim + označeni su termoparovi koji se nalaze s vanjske strane stražnje stijenke i mjere temperaturu stijenke, dok su sivom bojom (x) označeni termoparovi na grijaču, odnosno hladnjaku koji se koriste za regulaciju njihovih temperatura. Središnji donji termopar koristi se i za regulaciju temperature pomoćnog grijača. S vanjske strane kućišta korišteni su Omega KQXL-18G-18 termoparovi promjera 3.18 mm koji su upušteni u stijenku na dubini 1 mm te pričvršćeni pomoću ravnih hermeto spojnica CSUP-R-NPTM-II-05, proizvođača IMG-ventili, zavarenih na stijenku. Unutar kućišta korišteni su Omega CASS-116U-12-NHX termoparovi promjera 1.6 mm. Unutarnji termoparovi se postavljaju s gornje strane kroz pomični poklopac te su također pričvršćeni pomoću hermeto spojnica CSUP-R-NPTM-II-02 čime se istovremeno omogućava jednostavno postavljanje i uklanjanje termoparova te brtvljenje. Mogućnost



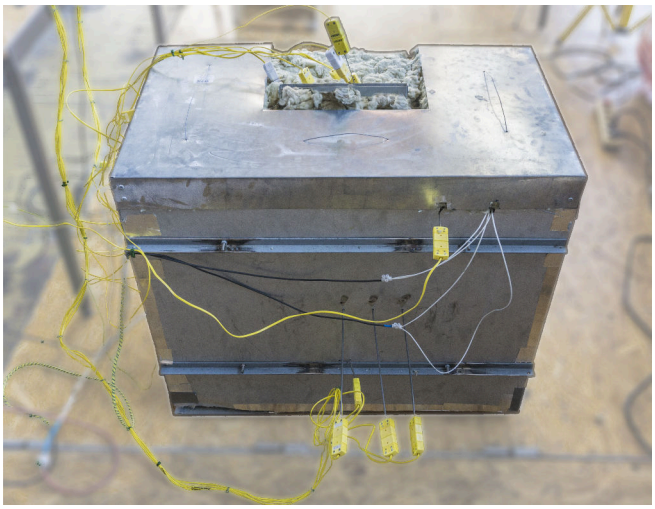
a)



b)

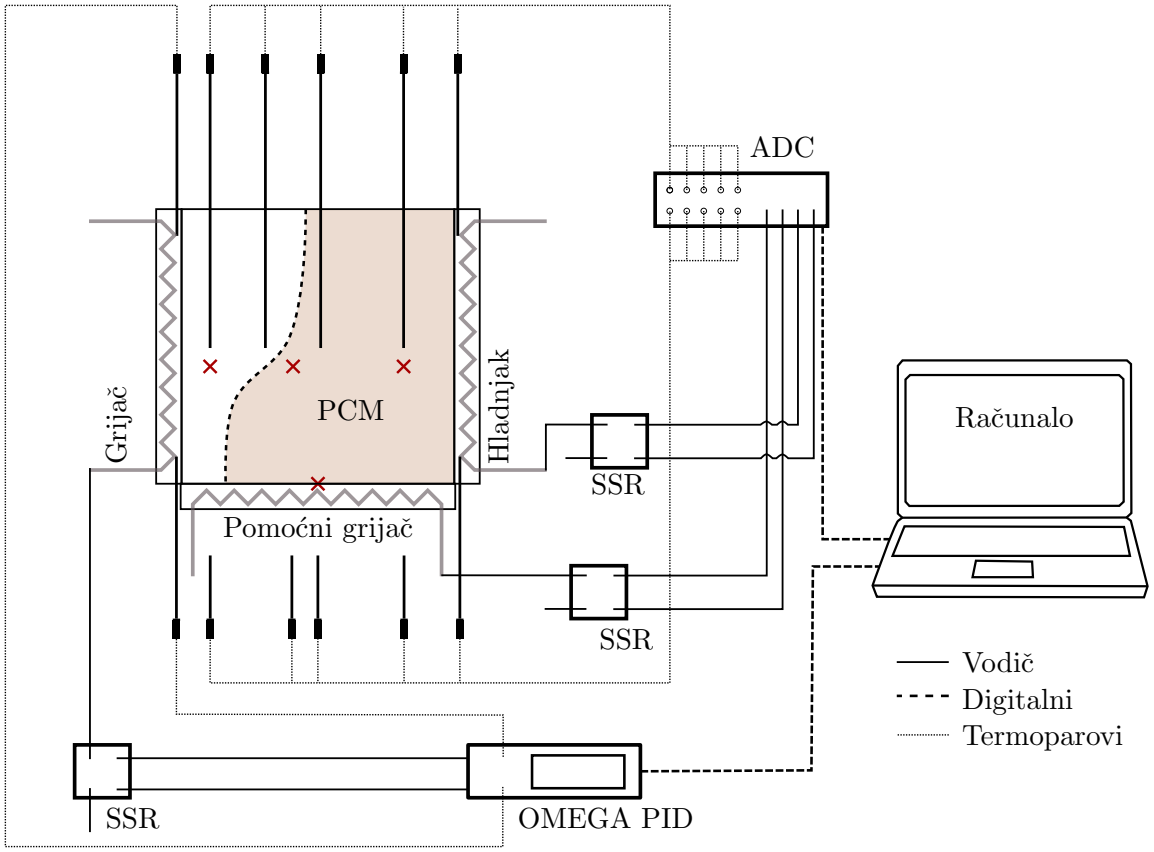


c)

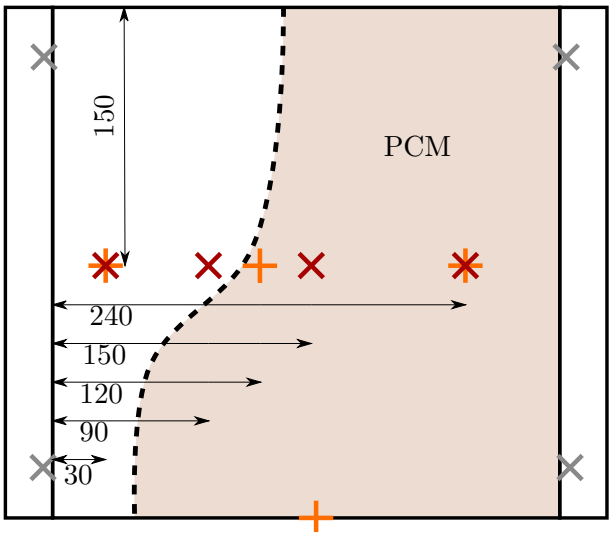


d)

Slika 3.5: Završna izvedba vanjskog kućišta: a) desna strana s termoparovima grijača i hladnjaka te kabelima za napajanje; b) prednja strana sa zatvorenom pregradom za fotografiranje i unutarnjim termoparovima; c) podignuta pregrada za fotografiranje; d) stražnja strana s termoparovima kućišta i kabelima za napajanje



Slika 3.6: Mjerna linija

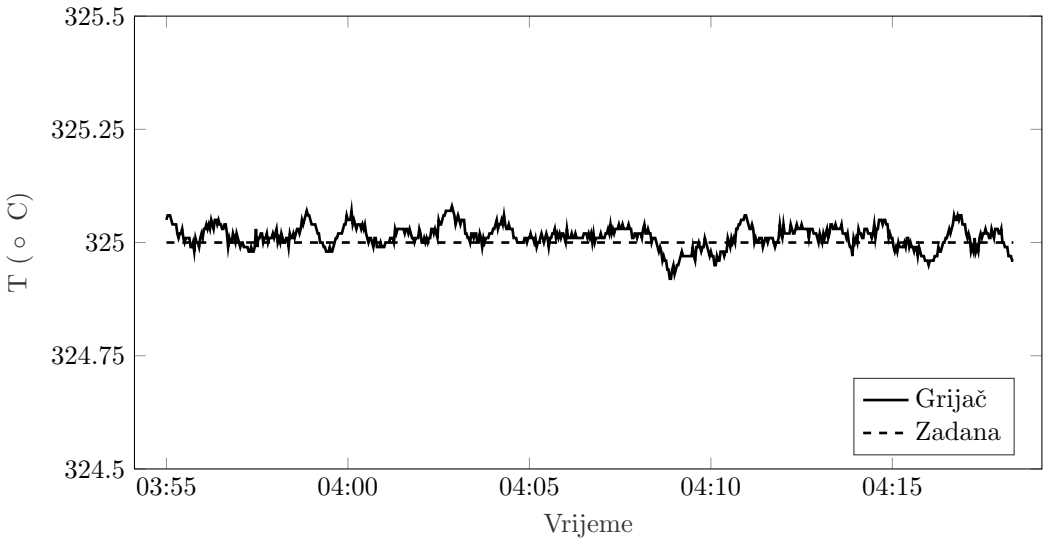


Slika 3.7: Lokacija termoparova na unutarnjem kućištu

uklanjanja termoparova unutar kućišta značajna je jer omogućuje izbjegavanje njihovog utjecaja na strujanje i fazne promjene unutar PCM-a (usprkos malom promjeru oni svojim oblikom ometaju strujanje, provode toplinu u aksijalnom smjeru zbog mnogo većeg koeficijenta toplinske provodnosti te mogu poslužiti kao inicijalizatori kristalizacije).

Regulator temperature grijača

Temperatura grijača mjeri se pomoću dva brza termopara tipa K (OMEGA™ KQXL-116G-12),promjera 1.58 mm, umetnuta s gornje i donje strane u provrt promjera 2 mm, dubine 40 mm, 5 mm od unutarnje i 10 mm od vanjske strane grijača. Gornji termopar koristi se kao osjetnik za regulator temperature grijača, a donji za provjeru progrijanosti grijača. Temperatura se regulira preko mikroprocesorskog PID regulator temperature OMEGA™CN16PT-440-DC, kojeg karakterizira rezolucija temperature 0.1 °C, 24 bitna rezolucija A/D pretvorbe ulaznog signala, frekvencija uzorkovanja 20 uzoraka po sekundi, automatsko namještanje parametara regulatora te praćenja linearnog ulaznog signala definiranog kroz 16 segmenata. Regulator može raditi samostalno uz definiranje radnih parametara preko vlastitog sučelja ili spojen na računalo preko USB sučelja. Regulator je postavljen kao PI regulator s proporcionalnom konstantom P=6 i integracijskom konstantom I=0.05. Izlaz iz regulatora je puls istosmjerne struje, odnosno postotak trajanja pulsa unutar zadanog vremenskog ciklusa. Ako je izlaz iz regulatora 40% snage, a trajanje ciklusa 2 sekunde regulator će davati 10 Vdc, 20 mA struje u trajanju 0.8 sekundi dok će sljedeće 1.2 sekunde krug biti otvoren te će se ciklus ponavljati. Istosmjerni puls koristi



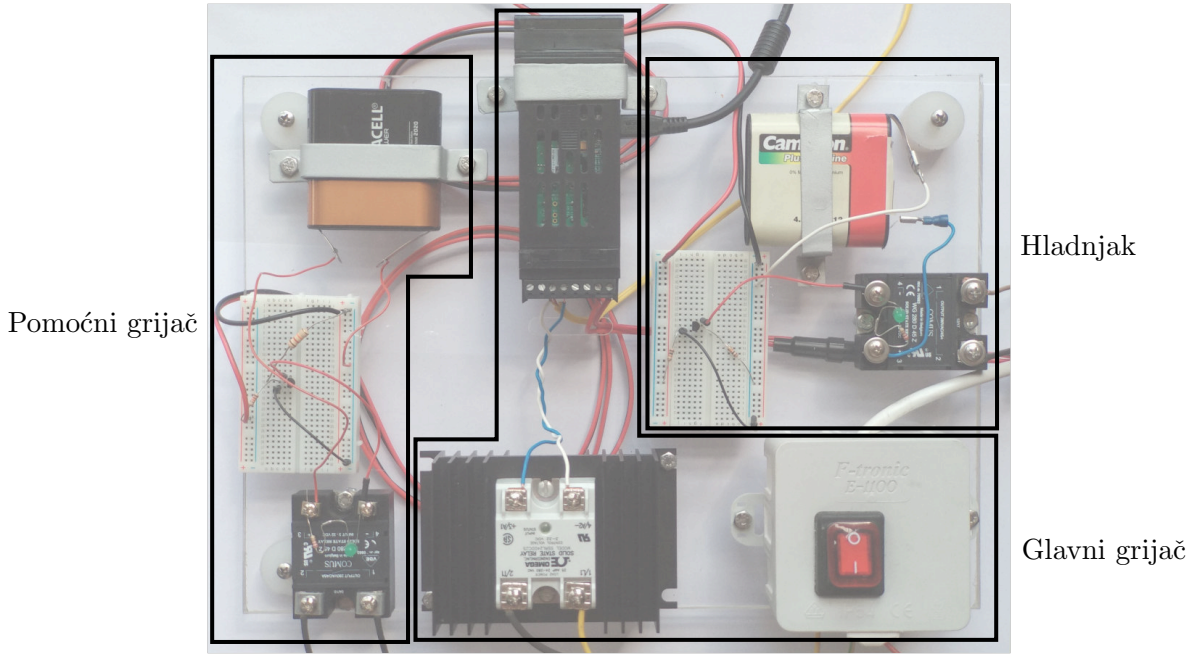
Slika 3.8: Zadana i mjerena temperatura grijača

se za upravljanje poluvodičkog releja (*eng. solid state relay - SSR*) odnosno otvaranje i zatvaranje izmjeničnog strujnog kruga napajanja grijača. Poluvodički relej je OMEGA™ SSRL240DC25 postavljen na hladnjak kako bi se izbjeglo pregrijavanje releja.

Pomoću ovako izvedene regulacije temperature, zahvaljujući velikoj snazi grijača, visokoj toplinskoj provodnosti bakra i dobro postavljenim vrijednostima regulatora ostvarena je vrlo precizna regulacija temperature u različitim režimima rada tijekom eksperimenta. Odstupanja temperature grijača bila su reda veličine točnosti akvizicije temperature, što se može vidjeti i na slici 3.8, gdje je tijekom jednog od prvih taljenja soli, maksimalni raspon odstupanja temperature tijekom 25 minuta 0.09 °C.

Regulacije temperature pomoćnog grijača i hladnjaka izvode se korištenjem već opisane mjerne centrale s modulom naponskog izlaza NI-9263, poluvodičkog releja COMUS WG280D45Z, KQXL-116G-12 termopara te dva paralelna računalna potprograma zadužena za upravljanje hardverom, napisana u grafičkom programskom jeziku LabView. Poluvodički relej povezan je s mjernom centralom posredno zbog niske maksimalne izlazne struje (izlazna struja koja se može postići s NI-9263 je 1 mA, a potrebna struja za zatvaranje SSR-a iznosi 12 mA). Za zatvaranje SSRa korišten je sekundarni strujni krug s 4.5V baterijskim izvorom napajanja, upravljan preko BC337-25 tranzistora spojenog na mjernu centralu. Parametre isprogramiranog PID regulatora, kao i vrijeme trajanja impulsa, moguće je mijenjati ručno i automatski, prije i tijekom procesa kako bi se postigle željene karakteristike odziva.

Regulacijski hardver koji uključuje regulator glavnog grijača, izvršne uređaje za sva tri



Slika 3.9: Regulacijski hardver - regulator i izvršni uređaji

grijača (SSR-ove) te ostalu opremu smješten je na zajedničku ploču. Hardver je prikazan na slici 3.9 s označenim elementima svakog regulacijskog kruga.

3.3 Upravljanje procesom i pohrana mjernih podataka

Jednostavno i precizno vođenje procesa (eksperimenta) jedan je od najvažnijih uvjeta njegove uspješnosti. Pravilno vođenje procesa sprječava velike gradijente temperature u samom kućištu koji mogu dovesti do pucanja stakla, omogućavaju kvalitetnu inicijalizaciju eksperimenta i postizanje željenih temperaturnih profila na granicama domene (postizanje željenih rubnih uvjeta). Osim vođenja eksperimenta, važnu ulogu u njegovoj uspješnosti ima i pohrana izmjerenih vrijednosti koju je nužno automatizirati zbog velikog broja mjernih točaka i dugotrajnog izvođenja eksperimenta. Ove dvije aktivnosti objedinjene su u jedinstveni računalni program koji ima ulogu upravljanja hardverom i pohranjivanja izmjerenih vrijednosti. Detaljniji opis samog programa nalazi se u prilogu ovog rada.

3.3.1 Snimanje položaja fronte

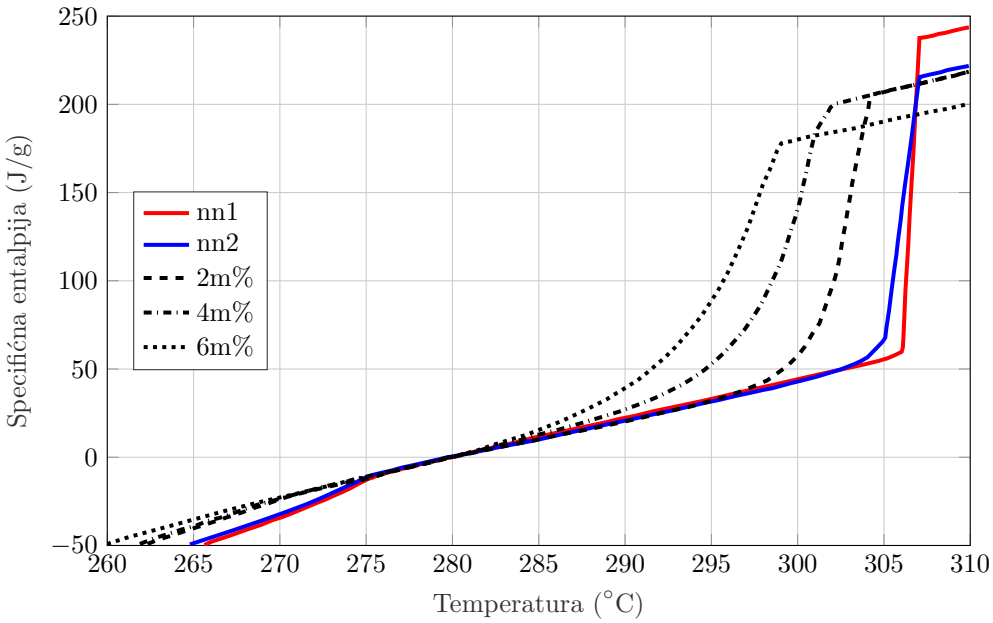
Posebna vrijednost ovog eksperimentalnog postava je što njegova konstrukcija, omogućuje izravno snimanje položaja fronte taljenja. Snimanje fronte izvedeno je korištenjem digi-

talne kamere SONY α6000 s objektivom Sony SEL55210. Kamera je pozicionirana kao na slici 3.1, nalazi se na udaljenosti 115 cm od unutarnjeg kućišta (tj. unutarnjeg stakla) te na visini od 35 cm, što odgovara visini srednje ravnine unutarnjeg kućišta. Žarišna duljina objektiva namještena je na 55 mm. Kamera se nalazi na tronošcu, otvor blende postavljen je na f4.5, a ISO osjetljivost na 400 kako bi se skratila brzina okidača koja je varijabilna tj. ovisi o raspoloživom svjetlu. Područje prikaza kamere s ovim postavkama iznosi 471 x 311 mm, odnosno mjerno područje gotovo u potpunosti ispunjava fotografiju [111]. Sve fotografije snimljene su u obliku RAW datoteke koja pohranjuje neobrađene podatke koje prikupi senzor fotoaparata. RAW datoteka omogućuje veću fleksibilnost prilikom obrade fotografija te preciznije definiranje položaja fronte. Rezolucija svake fotografije iznosi 6000 x 4000 točaka. Kako bi se smanjio utjecaj refleksije vanjskog stakla koja smanjuje kvalitetu fotografije i otežava vizualizaciju, kamera se nalazi u kartonskoj kutiji koja je naslonjena na vanjsko staklo. Kao izvor svjetla, osim vanjskog svjetla koje u manjoj mjeri ulazi kroz prednje staklo, korišten je reflektor koji se nalazi 50 cm iznad kućišta te kroz gornje staklo i 10 mm širok otvor u izolaciji propušta svjetlost u obliku (raspršene) ravnine što na fotografijama rezultira naglašenijom frontom taljenja.

3.4 Materijal za pohranu energije

Materijal za pohranu energije je natrijev nitrat ($NaNO_3$). Dok čisti natrijev nitrat ima temperaturu taljenja 308 °C [112, 113, 23] na atmosferskom tlaku, natrijev nitrat za industrijske primjene u pravilu ima određeni postotak nečistoće (najčešće natrijeva nitrita - $NaNO_2$) i vlage što utječe na temperaturu taljenja. Dok vlaga prilikom taljenja isparava i ne predstavlja bitan utjecaj na svojstva, natrijev nitrat uzrokuje smanjivanje temperature taljenja i povećavanje raspona temperatura unutar kojeg se odvija taljenje. Lomonaco et al. [5] u svom radu o utjecaju natrijeva nitrita na svojstva natrijevog nitrata navode početak taljenja od 306 i 306.6 °C za natrijev nitrat masenog udjela 99.5% odnosno 99.6% različitih proizvođača. U slučaju većeg udjela nitrita početak taljenja pada sa 298 °C za 2%-ni maseni udio nitrita do 288 °C za 6%-nit maseni udio nitrita.

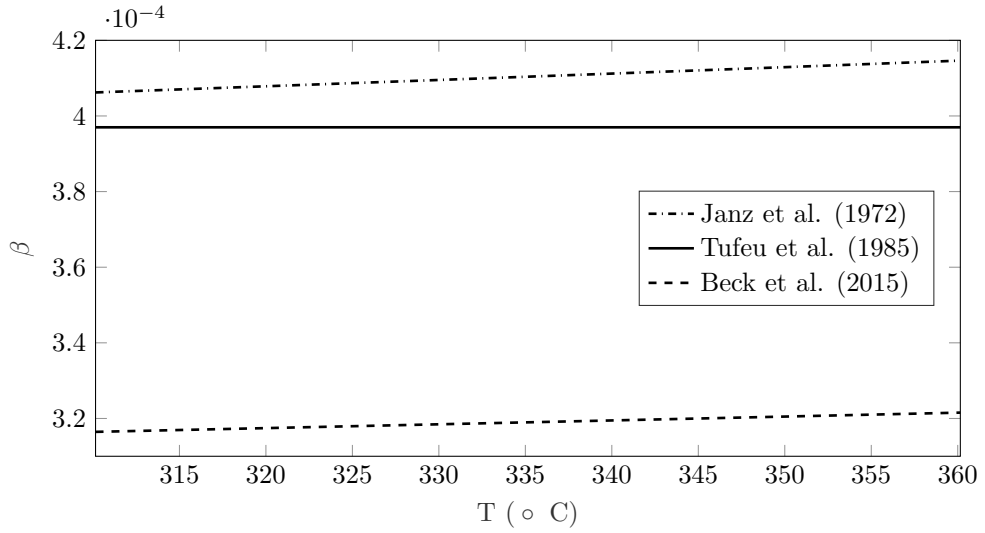
Specifične entalpije u ovisnosti o temperaturi za različite čistoće natrijeva nitrata preuzete iz [5], prikazane su na slici 3.10 i dobivena metodom diferencijalne pretražne kalorimetrije. Kako bi se postigla veća točnost korištena je metoda izotermnog koraka za zagrijavanje uzorka. Spomenuta dva različita komercijalna natrijeva nitrata čistoće 99.6 i



Slika 3.10: Specifična entalpija u ovisnosti o temperaturi [5]

99.5 označena su s nn1 i nn2, dok su ostale soli s molarnim udjelom natrijevog nitrita od 2, 4 i 6% označene prema postotku nitrita. Iako vrlo slični po vrijednostima čistoće nn1 i nn2, manja latentna toplina nn2 vjerojatno je uzrokovana razlikom u sastavu nečistoća [5].

Slični rezultati mogu se naći i u Bauerovim člancima [113, 32] gdje je pokazano da se temperatura taljenja industrijskog natrijevog nitrata masenog udjela 99.5%-99.8% kreće oko 306 °C što je i vrijednost koja se najčešće koristi u člancima vezanim uz visokotemperaturne toplinske spremnike. Promjena temperature taljenja ovisno u ovisnosti o tlaku je vrlo mala pa se temperatura taljenja kreće oko 308.4 °C na tlaku od 18.6 bar, odnosno temperatura taljenja raste 0.14 K/MPa [114]. Određivanje latentne topline taljenja predstavlja još veći izazov pa se u literaturi mogu naći vrijednosti od 172 $\mathrm{J\,g^{-1}}$ do 187 $\mathrm{J\,g^{-1}}$, dok se vrijednosti u novijoj literaturi kreću oko 177 - 178 $\mathrm{J\,g^{-1}}$. Korištenjem metode diferencijalne pretražne kalorimetrije izmjerena je latentna toplina taljenja 173.3 $\mathrm{J\,g^{-1}}$ i 177 $\mathrm{J\,g^{-1}}$ za natrijev nitrat masenog udjela 99.5% odnosno 99.6% [5]. Natrijev nitrat prolazi kroz promjenu drugog reda (prelazi iz kristalne strukture $R\bar{3}c$ u visokotemperaturnu kristalnu strukturu $R\bar{3}m$ [115]) koja se prema većini literature odvija na temperaturama 275 - 276.5 °C [32]. Vrijednost entalpije prijelaza drugog reda značajno se razlikuje ovisno o izvorima, pa se mogu istaknuti dvije grupe vrijednosti, u prvoj grupi prosječna vrijednost entalpije prijelaza iznosi 11.7 $\mathrm{J\,g^{-1}}$ i dobivena je "metodom pada", dok je u drugoj grupi



Slika 3.11: Vrijednosti volumnog keoficijenta toplinske ekspanzije [6, 7, 8]

(uglavnom novijih istraživanja) prosječna vrijednosti 45.17 $\mathrm{J\,g^{-1}}$ dobivena metodom diferencijalne pretražne kalorimetrije [31] (iako manjeg iznosa, može se primijetiti i na slici 3.10).

Gustoća natrijevog nitrata je 2260 $\mathrm{kg\,m^{-3}}$ na sobnoj temperaturi. Koeficijent linearne toplinske ekspanzije polikristalnog $NaNO_3$ na sobnoj temperaturi iznosi α_l = 4e-5 1/K, raste do maksimalne vrijednosti na temperaturi "promjene drugog reda" te nakon toga opet pada [32], dok u monokristalu značajno ovisi o smjeru kristalne rešetke [116]. Vrijednost volumnog koeficijenta toplinske ekspanzije taline je također funkcija temperature i u literaturi značajno varira, pa se mogu naći poprilično različite vrijednosti: vrlo često koristi se α_v = 6.6e-4 1/K pri temperaturi taljenja [117] koje je preuzeta i u [55, 118] ili 4.0e-4 korištena u [29], dok se u drugim izvorima na temelju krivulja gustoće nalaze vrijednosti od 3e-4 do 5e-4 [6, 7, 8]. Vrijednosti koeficijenta ekspanzije u ovisnosti o temperaturi prema različitim autorima prikazane su na slici 3.11. Izbor odgovarajuće vrijednosti konstante α_v od iznimne je važnosti za točnost modela zbog njenog utjecaja na intenzitet prirodne konvekcije. U ovom radu korišten je iznosi α_v = 4.14e-4 1/K izračunat iz [6] za temperaturni raspon od 590 do 640 K, što približno odgovara analiziranom temperaturnom rasponu.

Promjena volumena prilikom taljenja iznosi oko 9.6% volumena krutine na temperaturi taljenja ($\Delta V/V_s$ = 0.096) [114]. Specifični toplinski kapacitet polikristalnog natrijevog nitrata značajno ovisi o temperaturi, s linearnom ovisnosti pri nižim temperaturama i naglim rastom prema temperaturi promjene drugog reda. U ovom radu pretpostavljena

je linearna zavisnost toplinskog kapaciteta s vrijednostima $c_{p,T=100°C} = 1305\ \mathrm{J\,kg^{-1}\,K^{-1}}$ i $c_{p,T=197°C} = 1647\ \mathrm{J\,kg^{-1}\,K^{-1}}$ [31]. Vrijednost specifičnog toplinskog kapaciteta u talini gotovo ne ovisi o temperaturi, pa se može uzeti konstantna vrijednost $c_p = 1655$ J/kgK. Vrijednost toplinske provodnosti polikristala natrijeva nitrata značajno varira u postojećoj literaturi, Bauer je metodom dinamičkog mjerenja vrućom žicom dobio vrijednosti jako ovisne o temperaturi od 0.91 $\mathrm{W\,m^{-1}K^{-1}}$ za 47.3°C do 0.73 $\mathrm{W\,m^{-1}K^{-1}}$ za 245.8°C [32], u [119] toplinska provodnost je procijenjena na 0.78 $\mathrm{W\,m^{-1}K^{-1}}$. Roshandell je u svom radu izmjerila vrijednost od 0.57 $\mathrm{W\,m^{-1}K^{-1}}$ za 99.9% $NaNO_3$ uz zanemarivu ovisnost o temperaturi u rasponu od 20 do 300 °C [28]. Kao mogući razlog velikom rasipanju rezultata Bauer navodi razlike u kristalnoj strukturi nastale tijekom solidifikacije [113].

3.4.1 Stabilnost natrijevog nitrata pri višim temperaturama

Natrijev nitrat pri visokim temperaturama toplinski se raspada na natrijev nitrit i kisik. Proces raspadanja značajno ovisi o atmosferi u kojoj se natrijev nitrat nalazi jer parcijalni tlak kisika u atmosferi koja je u kontaktu sa soli ograničava nastanak nitrita [120]. Kod izloženosti atmosferskom zraku, područje raspada natrijeva nitrata u literaturi se najčešće dijeli na tri regije [32]:

1. Nastanak male količine nitrita (od temperature taljenja do 450 °C)

2. Ravnoteža nitrata-nitrita (od 450 °C do 550 °C)

3. Raspad nitrita uz oslobađanje dušikovih oksida iznad 550 °C.

S druge strane u *Saxovom pregledu opasnih svojstava industrijskih materijala* [121] kao temperatura raspadanja natrijeva nitrata navodi se 380 °C, kada dolazi do otpuštanja otrovnih para s NO_x spojevima. Maksimalna temperatura prilikom provedbe eksperimenata, zbog navedenog, bit će ograničena na 350 °C, u slučaju potrebe za postizanjem većih Rayleighovih brojeva na strani grijača tj. većih maksimalnih temperatura grijača, potrebno je osigurati posebnu ventilaciju kako bi se odstranili spomenuti plinovi. Prema Baueru, postojanost natrijeva nitrata na temperaturama do 350 °C je zadovoljavajuća. Mjerenja su pokazala kako održavanjem industrijskog natrijevog nitrata na temperaturi od 350 °C dolazi do nastanka 0.1% mase natrijevog nitrita kroz prvih sat vremena te se ta vrijednost vrlo sporo povećava na 0.2% do 0.25% nakon 2600 sati [32]. Na temelju

navedenog očekivana promjena svojstava tijekom eksperimenta neće imati značajan utjecaj na mogućnost njegovog ponavljanja. Natrijev nitrat je jako oksidacijsko sredstvo koje pospješuje izgaranje pa je kod njegovog zagrijavanja potrebno paziti da ne dođe u doticaj sa zapaljivim sredstvima.

3.4.2 Natrijev nitrat korišten u ovom radu

U ovom istraživanju korišten je industrijski natrijev nitrat proizvođač "*Zakłady Azotowe Chorzów S.A.*" masenog udjela 99.7%, udjela vlage 0.2% i natrijevog nitrita 0.0002% s dodatkom protiv nastanka grumena (eng. *anticaking agent*), ispitan u laboratoriju *Elettrochimica Valle Staffora Spa.* Literatura o utjecaju *anticaking agent-a* u soli namijenjenoj za latentnu pohranu topline je jako ograničena, njegovo korištenje u nekim razredima natrijeva nitrita tek se spominje u [32], dok je usporedbom taljenja dva natrijeva nitrata iste čistoće (99.2) i proizvođača pokazano kako je utjecaj na temperaturu taljenja i latentnu entalpiju taljenja gotovo nepostojeći [122].

3.5 Eksperimentalni protokol

Protokol eksperimenta može se podijeliti u tri faze: dvije pripremne faze i treću, provedbenu, u kojoj dolazi do taljenja i mjerenje.

Prva faza provodi se nakon punjenja eksperimentalnog postava PCM-om, njen cilj je inicijalno taljenje natrijevog nitrata i njegova solidifikacija u obliku jedinstvene krutine. Naime natrijev nitrat se dobavlja u zrnatom obliku koji posljedično ima svoju nasipnu gustoću i drugačija efektivna fizikalna svojstva pa u takvom obliku nije pogodan za provođenje eksperimenta. Osim toga, zbog značajno manje nasipne gustoće od prave gustoće krutine tijekom taljenja potrebno je dodavati materijal kako bi se napunio spremnik. Prva faza eksperimenta, ovisno o postavljenim rubni uvjetima, traje oko 22 sata, 12ak sati potrebno je za zagrijavanje i taljenje te 10ak sati za potpunu solidifikaciju. Proces inicijalnog taljenja prikazan trima fotografijama na slici 3.12. Na slici 3.12a) prikazan je spremnik napunjen rasutom soli na sobnoj temperaturi, na 3.12b) vidi se djelomično otopljena sol i pad razine soli zbog mnogo veće gustoće taline od zrnate soli, dok se na slici 3.12c) vidi potpuno rastaljen natrijev nitrat nakon jednog nadopunjavanja. Pukotina koja se može uočiti na slici 3.12c) nalazi se na vanjskom, izo staklu, te nema utjecaj na funkcioniranje eksperimenta. Vanjsko izo staklo u kasnijim je eksperimentima zamijenjeno borosilikatnim



a) b) c)

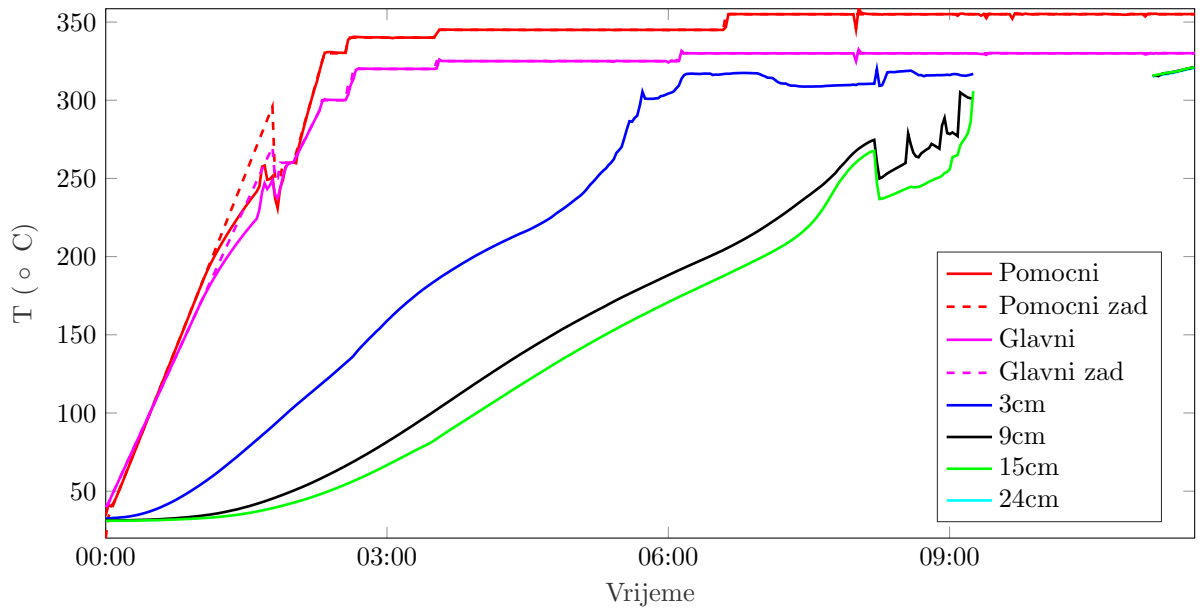
Slika 3.12: Inicijalno taljenje natrijeva nitrata

izo staklom. Primjer kretanja temperatura tijekom prve faze (zagrijavanja i inicijalnog taljenja) prikazane su na slici 3.13. Prikazane su temperature glavnog i pomoćnog grijača te temperature središnje ravnine na udaljenosti 6, 15, 21 i 27 cm od glavnog grijača. Isprekidanom linijom prikazane su zadane temperature glavnog i pomoćnog grijača. Snage koje ostvaruje svaki od grijača prikazane su na slici 3.14.

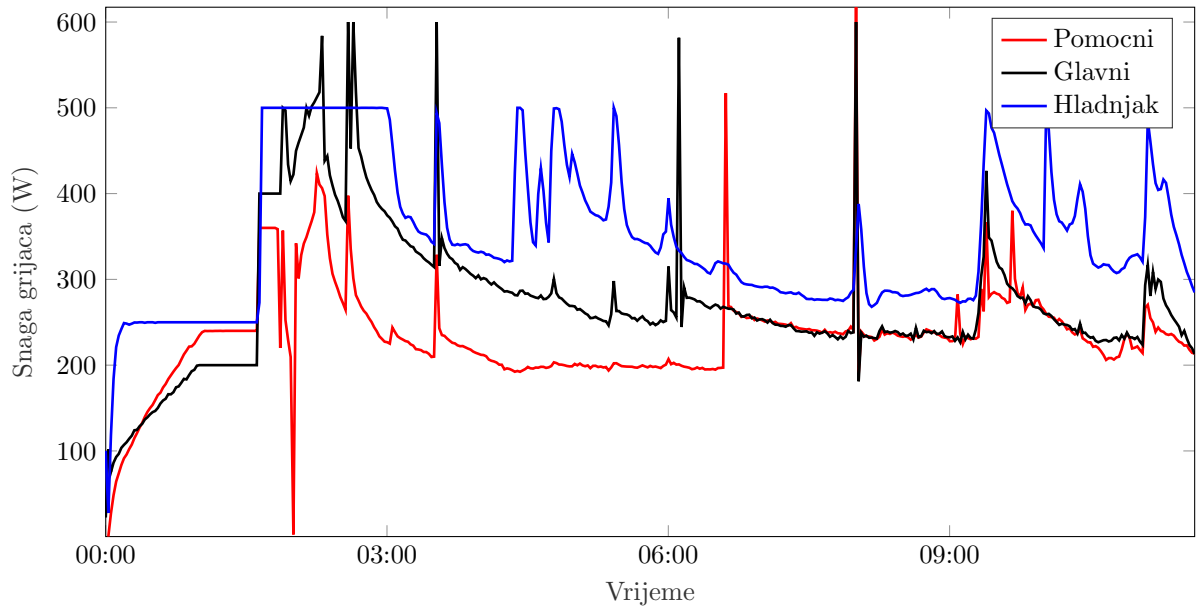
Na slici 3.13 vidi se kako se temperatura grijača kroz prva tri sata podiže po rampi kako bi se izbjegli veliki temperaturni gradijenti u kućištu koji bi mogli rezultirati velikim toplinskim naprezanjima na rubove stakla i dovesti do njegova pucanja. Nedostatak mjerenih temperatura unutar PCM-a nakon 9 sati, koji se također može uočiti na slici 3.13, uzrokovan je nadopunjavanjem spremnika nakon kojeg nije bilo moguće vratiti termoparove prije nego što se ostvari potpuno taljenje. Nakon ponovnog umetanja termoparova može se primijetiti kako su sve četiri temperature jednake, tj. tekućina je jednoliko progrijana.

Nagli skokovi snage koji se mogu primijetiti na slici 3.14 uzrokovani su ili promjenom zadane temperature grijača ili pomicanjem krutine (tonjenjem) unutar kućišta. Kada krutina zbog propadanja dođe u kontakt s grijačem znatno više temperature, dolazi do naglog pada temperature grijača koju vrlo brz regulator nastoji nadoknaditi velikim povećanjem snage.

Druga faza eksperimenta obuhvaća progrijavanje materijala na željenu temperaturu i nužno ju je provesti prije svakog mjerenja. Cilj ove faze je ostvariti što ujednačeniju progrijanost (temperaturu) unutar cijelog PCM-a za što se koriste sva tri grijača. Druga faza pokreće se, u pravilu, nakon solidifikacije središta PCM-a postavljanjem svih grijača na



Slika 3.13: Temperature grijača i temperature unutar PCM-a tijekom inicijalnog taljenja



Slika 3.14: Snage sva tri grijača tijekom inicijalnog taljenja

željenu temperaturu inicijalizacije i postavljanjem izolacije na ostale stijenke unutarnjeg kućišta (koja je tijekom solidifikacije uklonjena u cilju boljeg hlađenja). Kako je središte PCM-a bilo na nešto većoj temperaturi od temperature vanjskih rubova, materijal se progrijava s dvije strane, iz sredine i s rubova pa se relativno dobra progrijanost može postići kroz tri do četiri sata. Progrijanost PCM-a može se ocijeniti prema maksimalnoj razlici temperatura između svih mjernih točaka unutar unutarnjeg kućišta. Glavna, treća, faza eksperimenta počinje zagrijavanjem glavnog grijača na željenu temperaturu iznad temperature taljenja PCM-a (320 - 340 °C).
Treća faza traje 4 do 6 sati, tijekom kojih se periodično fotografira napredak fronte taljenja, osim fotografiranja prate se i temperature svih termoparova u sklopu postava.

Karakterizacija problema taljenja kod kojih prirodna konvekcija igra značajnu ulogu najčešće se provodi korištenjem Grashofovog (jed. 2.41) i Rayleighova broja (jed. 3.1). Grashofov broj predstavlja odnos uzgona i viskoznih sila, a Rayleighov odnos vremenskih skala za kondukcijski (difuzijski) i konvekcijski (advekcijski) transport topline. Rayleighov broj definira se kao:

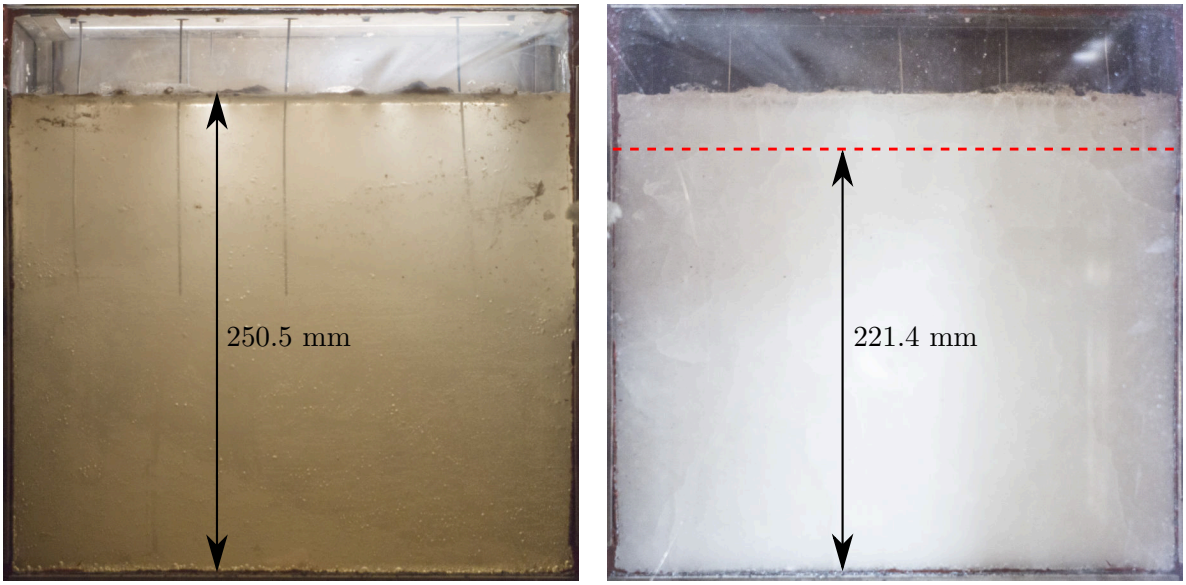
$$Ra = \frac{\boldsymbol{g}\beta(T_\mathrm{h} - T_\mathrm{c})L_\mathrm{k}^3}{\nu\alpha}. \tag{3.1}$$

Kako je L_k u ovom slučaju karakteristična širina od grijača do kraja domene u kojoj se odvija strujanje, ona se u vremenu mjenja kretanjem fronte taljenja, pa se može govoriti o tranzijentnom Rayleighovom broju [78]. Zbog jednostavnosti u ovom istraživanju Rayleighov broj je sveden na njegovu maksimalnu vrijednost - karakteristična širina odgovara širini kućišta. Prijelaz iz dominantno kondukcijskog režima u dominantno konvekcijski režim tijekom taljenja događa se na vrijednostima Ra = $7.8 \cdot 10^6$ - $2.6 \cdot 10^7$ [74]. S ciljem intezivnijeg utjecaja prirodne konvekcije karakterističnog za velike geometrije, provedeni su eksperimenti s maksimalnim vrijednostima Rayleighova broja od $6.15{\cdot}10^9$ i $1.27{\cdot}10^10$. Izračunom tranzijentnog Ra ustanovljeno je kako već nakon udaljavanja fronte za 3-4 mm od površine grijača proces postaje dominantno konvekcijski.

U sklopu rada provedena su tri mjerenja s vrijednostima Grashofova broja $3.3 \cdot 10^8$ i $6.8 \cdot 10^8$ što predstavlja vrijednosti između laminarnog i turbulentnog režima strujanja. Pregled svih eksperimenata i njihovih parametara prikazan je u tablici 3.2. Osim rubnih uvjeta u tablici je definiran maksimalni Rayleighov broj (koji ovisi samo o temperaturi grijača i visini soli u posudi), progrijanost soli na početku eksperimenta (razlika najveće i najmanje temperature očitane termoparom na početku eksperimenta; $T_{0,max} - T_{0,min}$) te

Tablica 3.2: Parametri provedenih eksperimenata

Eksperiment	T_t (°C)	T_h (°C)	Ra	Gr	$T_{0,max} - T_{0,min}$ (°C)	Masa soli (kg)
E1	320	285	$6.15{\cdot}10^9$	$3.3{\cdot}10^8$	20.1	15.1
E2	335	290	$1.27{\cdot}10^{10}$	$6.8{\cdot}10^8$	31	15.7
E3	335	290	$1.27{\cdot}10^{10}$*	$6.8{\cdot}10^8$*	35	14.7



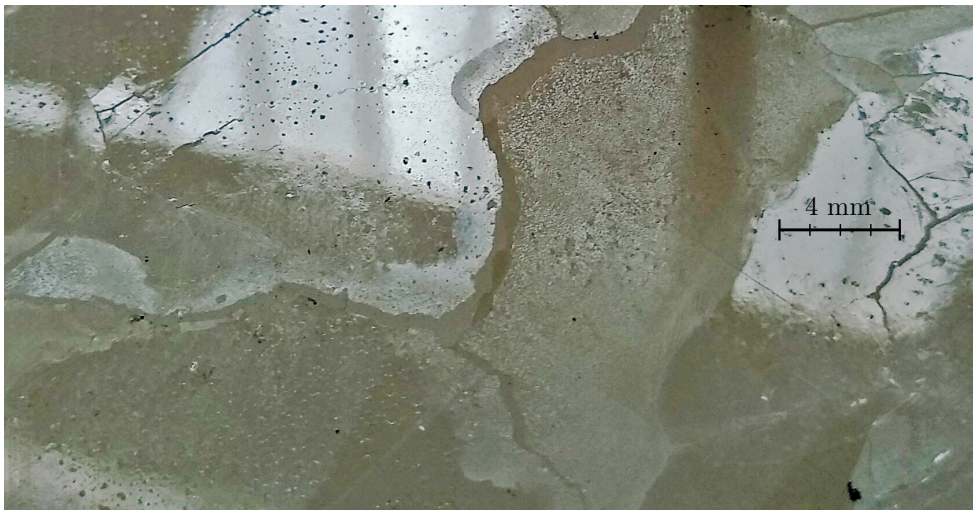
Slika 3.15: Usporedba razine taline i krutine

masa soli koja se nalazi u spremniku.

Treba napomenuti kako prilikom umetanja unutarnjih termoparova neizbježno dolazi do deformacije termoparske žice te posljedično pomicanja točke mjerenja od planirane. Prave udaljenosti termoparova određene su analizom fotografije na kraju taljenja (slika 3.12c)). Pomak termoparova u vertikalnoj ravnini je beznačajan, dok su u horizontalnoj ravnini srednja dva termopara značajnije pomaknuta. Realne udaljenosti od glavnog grijača iznose 4.8, 15.7, 21.3 i 26.9 cm. U kazalima grafova, zbog jednostavnosti korištene su nazivne udaljenosti, dok su u narednom poglavlju, prilikom izrade simulacija, korišteni realni položaji termoparova.

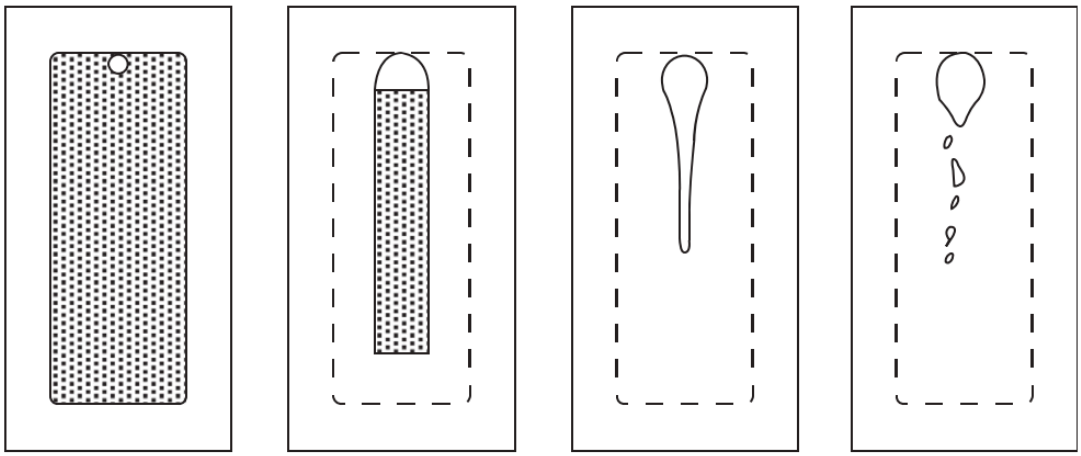
3.6 Inicijalno taljenje i solidifikacija

Analizom procesa taljenja i skrutnjivanja uočena je još jedna zanimljiva pojava: pri skrutnjivanju taline ne dolazi do pada razine PCM-a, koja je očekivana zbog rasta gustoće pri



Slika 3.16: Površina natrijevog nitrata, uz staklo, nakon solidifikacije

promijeni faze. Usporedba razine taline i krutine (pri inicijalizaciji eksperimenta E2) prikazana je na slici 3.15. Na lijevoj strani nalazi se potpuno rastaljen natrijev nitrat srednje temperature 320 °C, dok je na desnoj strani prikazan taj isti natrijev nitrat nakon vrlo spore (cijelonoćne) solidifikacije, srednje temperature oko 250 °C. Na desnoj slici isprekidanom je linijom ucrtana teoretska visina krutine koja odgovara gustoći od 2150 kg m^{-3}, odnosno temperaturi od 250 °C. Ova pojava je dijelom i očekivana zbog toga što se prilikom skrutnjivanja toplina odvodi s vanjskih strana kućišta pa skrutnjavanje taline uz staklo uzrokuje prividno višu razinu nego u sredini domene gdje dolazi do pada razine (identičan fenomen kao skupljanje kod lijevanja), no vizualnim pregledom postava utvrđeno je kako rubni dio krutine uz staklo nije viši od 5 mm, dok bi teoretski za objašnjenje ove razlike razlika visina trebala biti više od 29 mm. Preostala razlika u očekivanoj i realnoj razini može se objasniti fenomenima koji se u lijevanju nazivaju *poroznosti skupljanja* i/ili šupljina skupljanja [9]. Vizualnom analizom krutine nakon provedenih eksperimenata i njenim vađenjem iz kućišta uočene su šupljine u obliku procijepa između polikristala, šupljine su prikazane na slici 3.16. Proces nastanka šupljine skupljanja prikazan je na slici 3.17. Ovaj fenomen skupljanja nije obrađen u literaturi koja se bavi visokotemperaturnim latentnim spremnicima, te ga se samo okvirno spominje u rijetkim publikacijama pa je njegov utjecaj na sam proces taljenja i solidifikacije teško predvidjeti.



Slika 3.17: Proces nastanka šupljine skupljanja [9]

3.7 Procjena toplinskih gubitaka

Kao što je već opisano u poglavlju 3.1 posebna pozornost posvećena je izvedbi izolacije sustava. Ipak, toplinske gubitke u visokotemperaturnim procesima, zbog praktičkih razloga, nemoguće je izbjeći. Utjecaj gubitaka tim je veći što je toplinska snaga procesa manja pa je nužno napraviti njihovu procjenu. S lijeve, desne i donje strane kućišta ne dolazi do toplinskih gubitaka koji utječu na proces jer se oni nadoknađuju održavanjem izotermnih rubnih uvjeta. Gubitci s gornje strane ograničeni su velikom debljinom izolacije i značajnim slojem zraka u unutarnjem kućištu koji služi kao dodatni toplinski otpor, uz to površina izmjene je relativno mala. Većina gubitaka prema tome događa se na prednjoj i stražnjoj stranici kućišta, koje karakterizira velika površina i nešto lošija izolacija (pogotovo s prednje strane). Za procjenu gubitaka pretpostavljena je potpuna progrijanost izolacije, zanemareni su toplinski mostovi preko nosača izolacije, vijaka, termoparova i sl., zanemareni su toplinski otpori limova koji drže izolaciju, pretpostavljena je uniformna gustoća toplinskog toka okomito na izolaciju, pretpostavljen je kondukcijski prijenos topline PCM-a na kućište čak i kad je PCM u tekućem stanju te su zanemareni toplinski dobitci koje PCM ostvaraje kondukcijom od grijača preko unutarnjeg kućišta u smjeru okomito na grijač. Ukupni toplinski tok uslijed gubitaka može se pisati

$$\dot{Q} = A_{\mathrm{p}}(T_{\mathrm{PCM}} - T_{\mathrm{a}})(k_{\mathrm{p}} + k_{\mathrm{s}}) \tag{3.2}$$

gdje je A_p površina prednje (stražnje) stranice unutarnjeg kućišta, T_a temperatura okoliša, T_PCM temperatura PCM-a na vanjskom rubu, a k_p i k_s koeficijenti prijenosa topline prednje i stražnje izolacije. Koeficijenti prijenosa topline jednaki su

$$k_p = \frac{1}{\frac{d_\mathrm{p}}{\lambda_\mathrm{izo}} + \frac{1}{U_\mathrm{s}} + \frac{1}{\alpha_\mathrm{v}}} \tag{3.3}$$

i

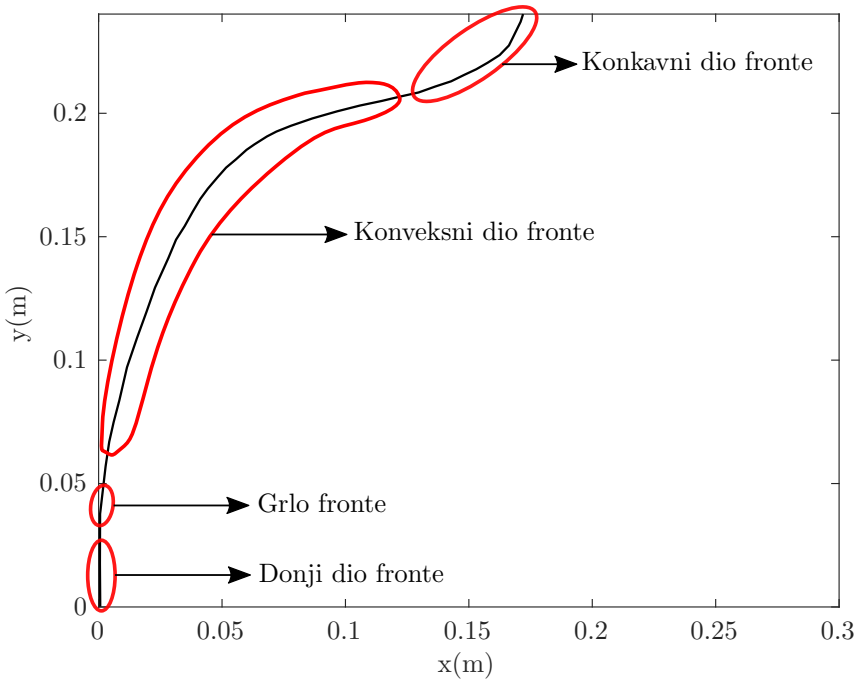
$$k_s = \frac{1}{\frac{d_\mathrm{u,s}}{\lambda_\mathrm{izo}} + \frac{d_\mathrm{v,s}}{\lambda_\mathrm{izo}} + \frac{1}{\alpha_\mathrm{v}}} \tag{3.4}$$

gdje su d_p, $d_\mathrm{u,s}$ i $d_\mathrm{v,s}$ debljine prednje, unutarnje stražnje i vanjske stražnje izolacije, λ_izo koeficijent toplinske providnosti izolacije naveden u tablici 3.1, U_s koeficijent toplinskog otpora troslojnog izo stakla, a α_v koeficijent konvektivnog prijelaza topline na vanjskoj strani postava. Konačno, toplinski gubitci kreću se u rasponu od 14 W za uniformnu temperaturu PCM-a od 220 °C do 19.2 W za potpuno rastaljeni PCM na temperaturi 310 °C.

3.8 Eksperimentalni rezultati

3.8.1 Opis oblika fronte taljenja

Prije početka diskusije o rezultatima eksperimenta i analizi validacije modela analizirat će se karakteristični oblik fronte taljenja uočen u ovom radu. Fronta taljenja sastoji se od par karakterističnih segmenata čija izraženost i dužina ovise od eksperimenta do eksperimenta. S ciljem jednostavnije diskusije u nastavku ovog rada, pojedini segmenti su definirani i opisani. Karakteristična fronta taljenja podijeljena je na četiri segmenta (u nekim eksperimentima pojedini segmenti nisu vidljivi). Za definiranje oblika fronte prikazana je fronta iz 120. minute eksperimenta E2. Sva četiri karakteristična segmenta prikazana su na slici 3.18. Donji dio fronte predstavlja dio fronte od dna do grla fronte koji se kreće vrlo sporo i paralelan je s grijačem. Grlo fronte dijeli donji i konveksni dio fronte i predstavlja točku ili šire područje u kojem dolazi do loma fronte odnosno iznad kojeg postoji intenzivna prirodna konvekcija. Konveksni dio fronte - od grla fronte do točke infleksije površinski obuhvaća najveći dio fronte. Konkavni dio fronte u pravilu obuhvaća vrh fronte od točke infleksije fronte do slobodne površine (granice PCM-a i zraka).



Slika 3.18: Karakteristični segmenti fronte

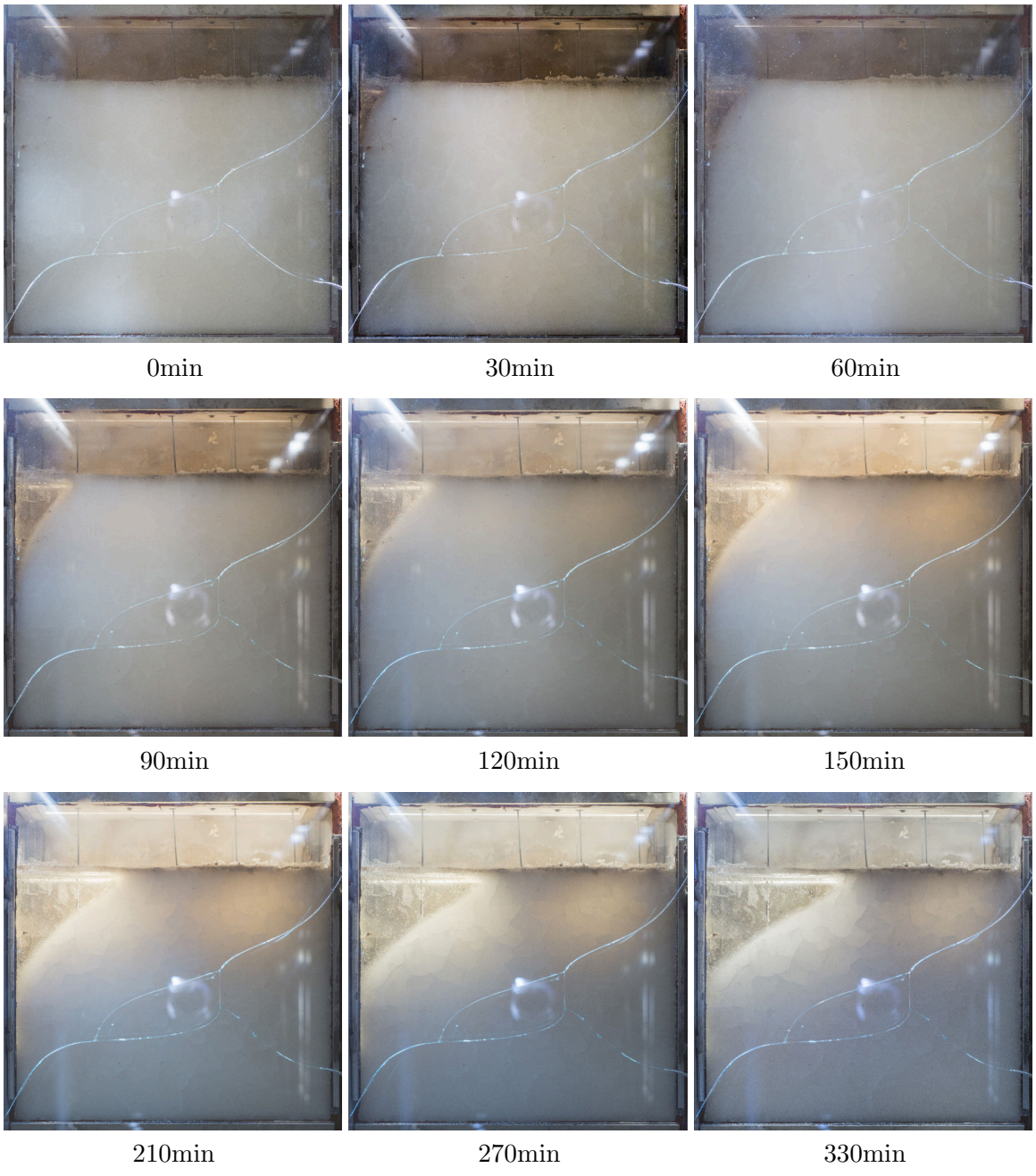
3.8.2 Eksperiment E1

Eksperiment E1 trajao je 5 i pol sati, snimanje položaja fronte izvodilo se u razmaku od 30 minuta u početku, te s razmakom od 60 minuta tijekom druge polovice eksperimenta. Fotografije napredovanja fronte tijekom prvog eksperimenta prikazane su na slici 3.19. Fotografije su obrađene na način da im je prilagođena ekspozicija, ravnoteža bijele boje te osvijetljenost bijele i crne boje, a sve s ciljem kako bi se omogućila što jednostavnija vizualizacija fronte. Temperature PCM-a u središnjoj ravnini tijekom mjerenja prikazane su na sllici 3.21, temperature su definirane prema udaljenosti od grijača. Na početku eksperimenta postignuta je relativno dobra progrijanost, razlika temperature PCM-a uz grijač i sredine PCM-a iznosi oko 20 °C. Horizontalni temperaturni profil u obliku polinoma trećeg reda, dobiven interpolacijom u poznatim točkama glasi

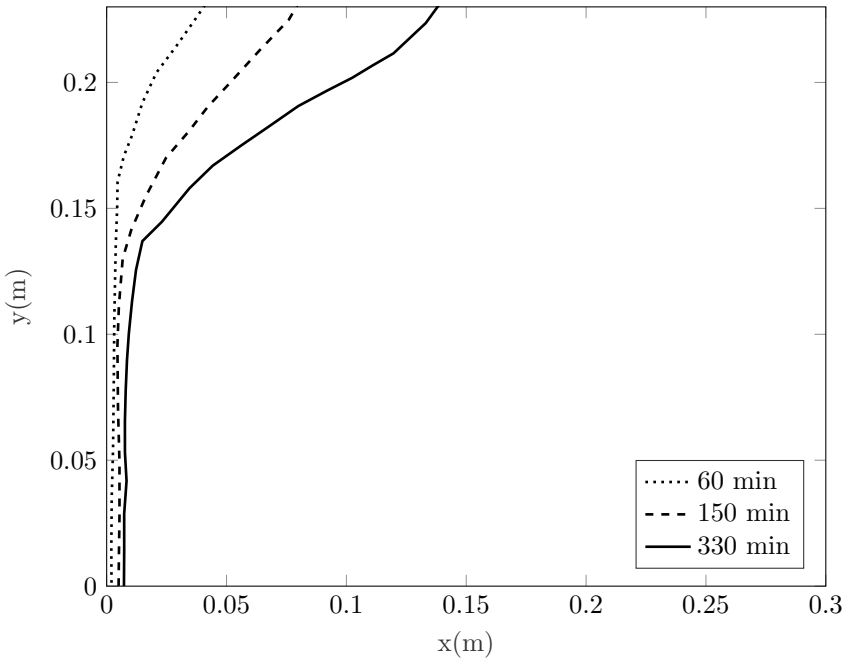
$$T(x) = 29.9x^3 + 1536.7x^2 - 463.1x + 289.5 \tag{3.5}$$

gdje je x horizontalna udaljenost od glavnog grijača u metrima. Interpolirani temperaturni profil korišten je za inicijalizaciju simulacija opisanih u narednom poglavlju.

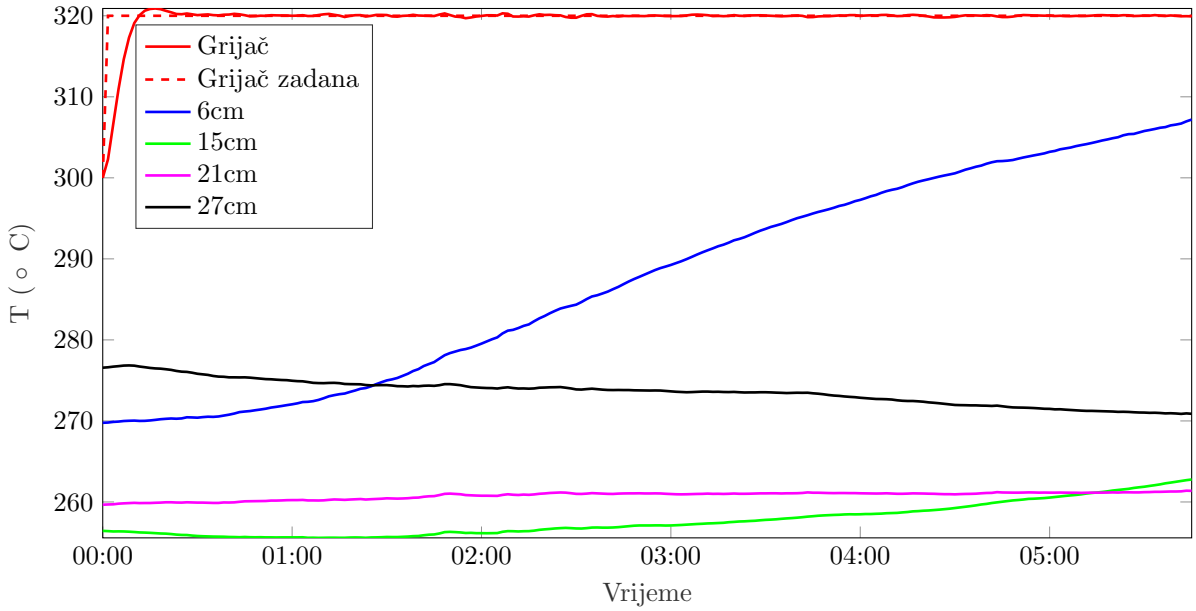
Zbog relativno malog Rayleighova broja napredovanje fronte taljenja je vrlo sporo. Prema očekivanju, kretanje fronte izraženo je u gornjem dijelu domene, dok do taljenja u donjem dijelu gotovo da i ne dolazi. U niti jednom vremenskom trenutku ne postoji izražen konkavni dio fronte, već cijeli gornji dio fronte taljenja ima blago konveksan oblik, suprotno od dominantnog konkavnog oblika karakterističnog za veći dio fronte karakterističnog za niskotemperaturne slučajeve s niskim Prandltovim brojem [79],a mnogo sličnije niskotemperaturnim mjerenjima za materijale s visokim Prandltovim brojem gdje je fronta gotovo linearna [74]. Grlo fronte nalazi se jako visoko (iznad polovice domene) i u vremenu se vrlo sporo pomiče prema dolje. Napredovanje donjeg dijela fronte gotovo i ne postoji. Temperaturni profili (slika 3.21) pokazuju vrlo sporo zagrijavanje na većim udaljenostima od grijača kao posljedicu jako male toplinske provodnosti krutine i postojanja toplinskih gubitaka prema okolini. Temperaturni profil na udaljenosti 6cm od grijača doseže temperaturu taljenja nakon 5 sati i 30 minuta što odgovara mjerenju položaja fronte.



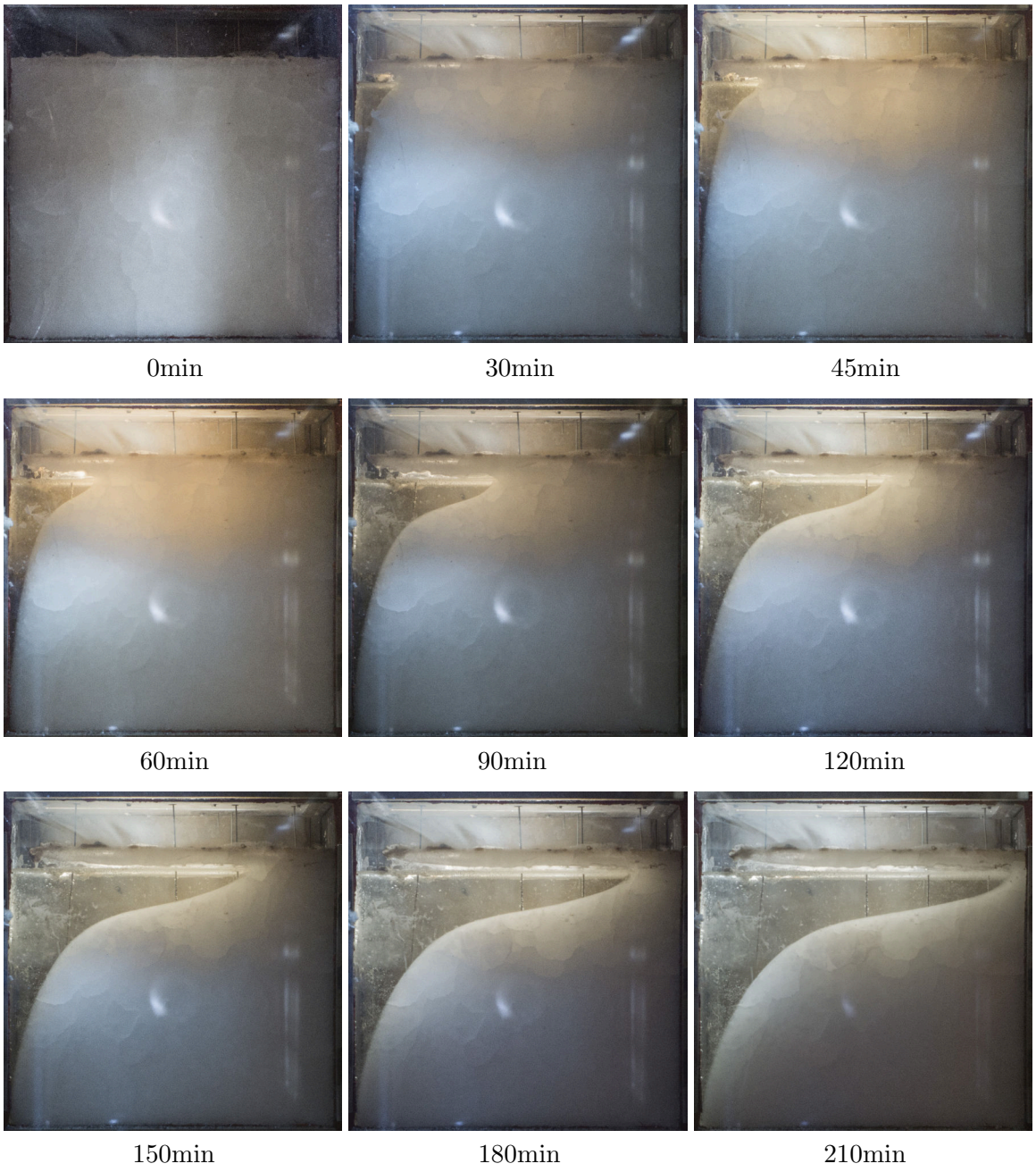
Slika 3.19: Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E1



Slika 3.20: Digitalizirane fronte u tri karakteristična vremenska trenutka



Slika 3.21: Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E1



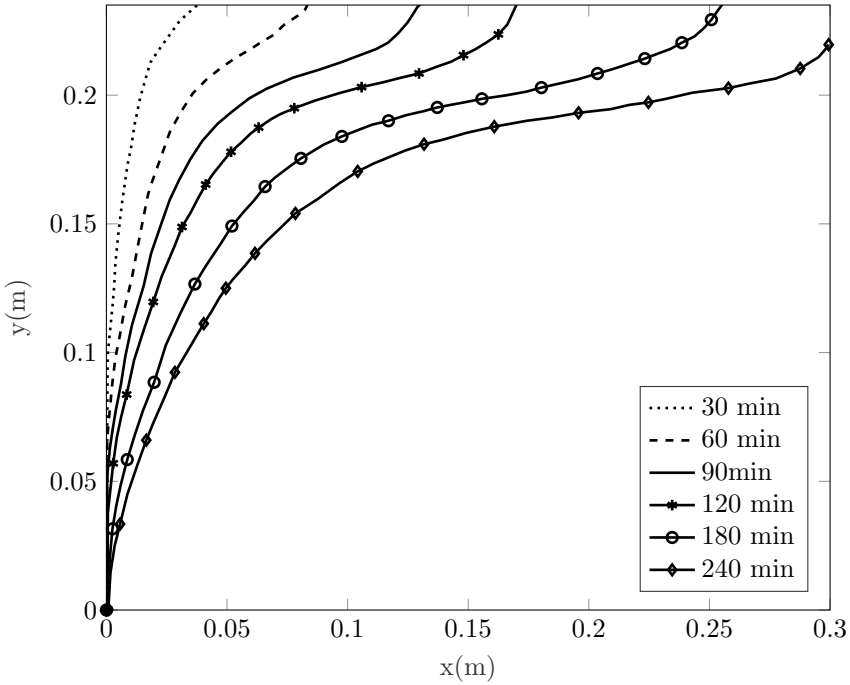
Slika 3.22: Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E2

3.8.3 Eksperiment E2

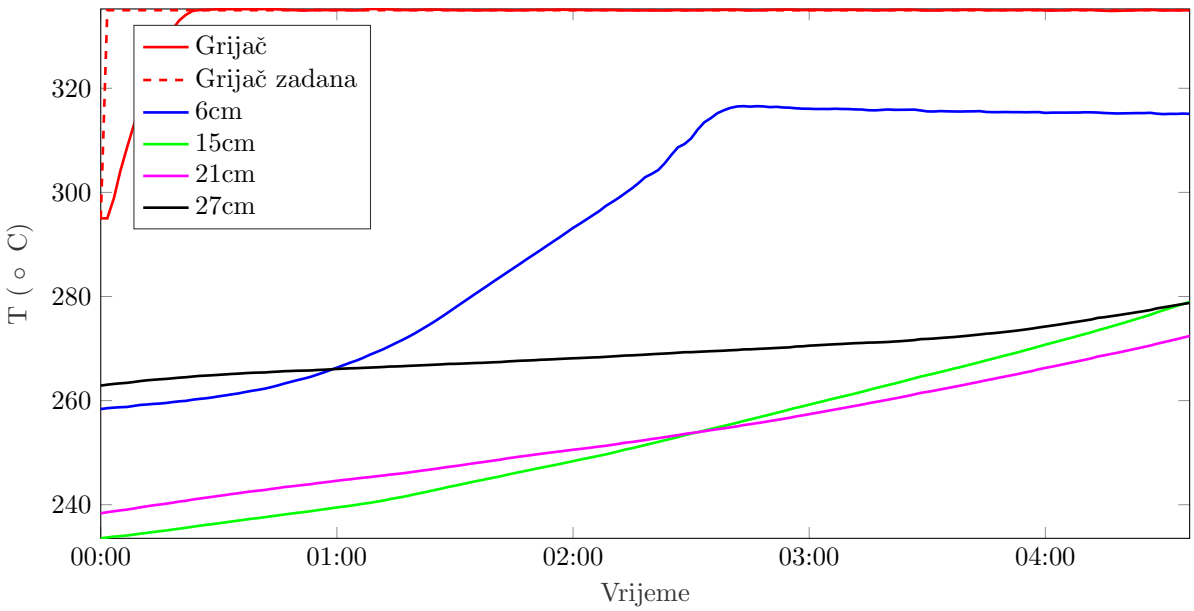
Eksperiment E2 trajao je 4 i pol sata, snimanje položaja fronte izvodilo se u razmaku od 15 minuta. Fotografije napredovanja fronte tijekom drugog eksperimenta prikazane su na slici 3.22. Fotografije su obrađene kao u prethodnom slučaju. Temperature PCM-a u središnjoj ravnini prikazane su na slici 3.24, temperature su definirane prema udaljenosti od grijača. Na početku eksperimenta postignuta je relativno dobra progrijanost, razlika

temperature PCM-a uz grijač i sredine PCM-a iznosi oko 32 °C. Horizontalni temperaturni profil u obliku polinoma trećeg reda, dobiven interpolacijom u poznatim točkama glasi

$$T(x) = 2070.4x^3 + 1527.7x^2 - 654.6x + 287.2. \tag{3.6}$$



Slika 3.23: Digitalizirane fronte u šest karakterističnih vremenskih trenutaka



Slika 3.24: Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E2

Veća temperaturna razlika između grijača i medija nego u prvom eksperimentu očekivano je rezultirala bržim napredovanjem fronte. Za razliku od eksperimenta E1 ovdje postoji

naglašeni konkavni dio fronte koji napreduje vrlo brzo, pogotovo u kasnijim vremenskim trenutcima. Konkavni dio fronte napreduje nešto sporije u godnjem dijelu dok grlo fronte napreduje relativno brzo prema dnu. Konveksnost fronte je izraženija nego kod E1. Donji dio fronte je relativno mal, te pri kraju eksperimenta potpuno iščezava.

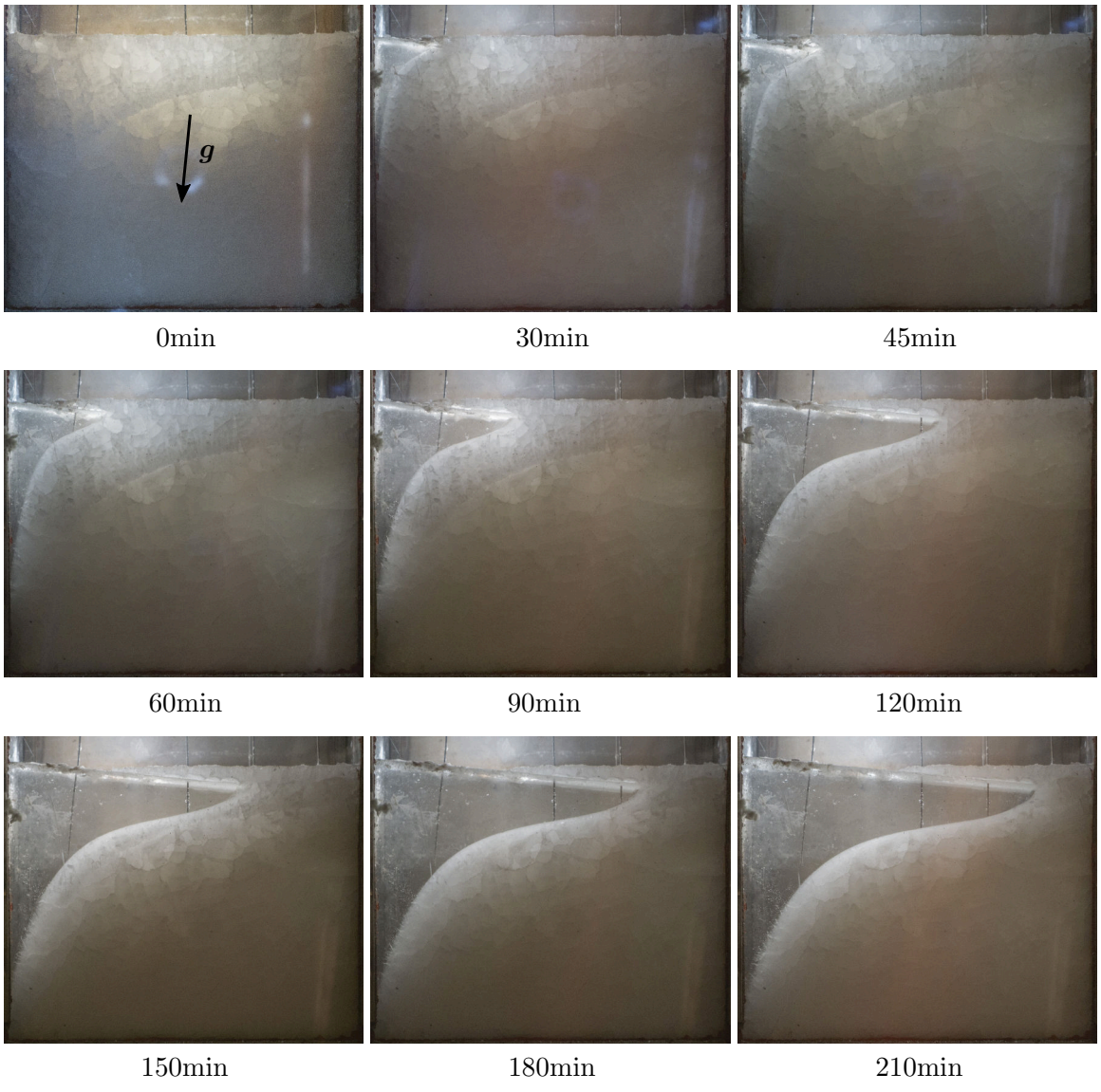
Profil temperature (slika 3.24) izmjeren na najbližem termoparu doseže maksimalnu vrijednost neposredno nakon prolaska fronte taljenja, nakon 2 sata i 30 minuta, te nakon toga polagano pada za 1.5 °C do kraja simulacije. Naime, strujanje u gornjem dijelu domene odvija se u smjeru kazaljke na satu pa na termopar nastrujava PCM koji struji uz frontu i hladi se predavajući toplinu krutom PCM-u. Rastom fronte u vremenu, povećava se i povratna dužina strujanja PCM-a duž koje predaje toplinu pa mu posljedično pada i temperatura.

3.8.4 Eksperiment E3

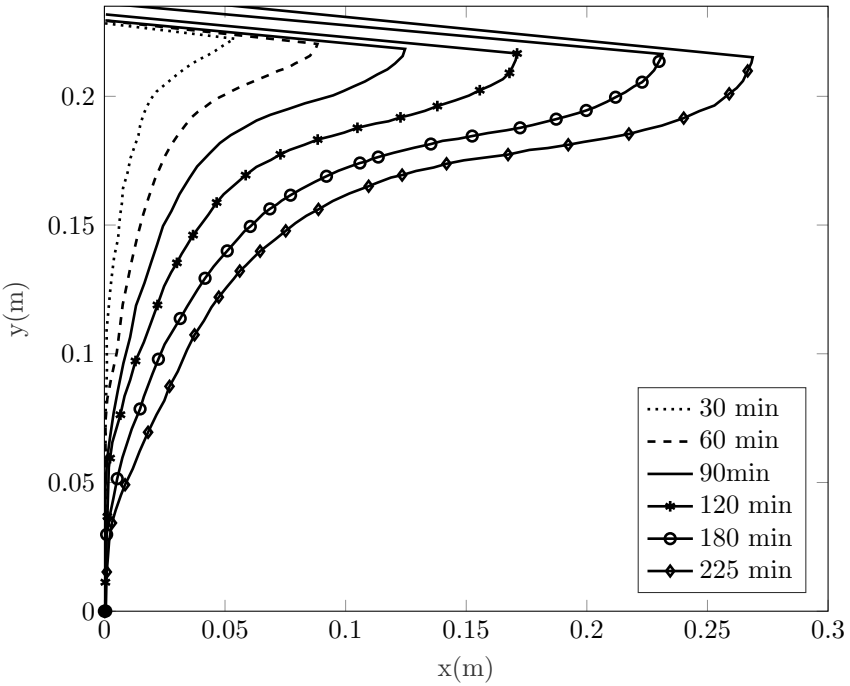
Eksperiment E3 izveden je uz iste rubne uvjete kao i E2 uz bitnu razliku što je cijelo kućište u ovom slučaju rotirano za 5.71° u smjeru suprotnom smjeru kazaljke na satu. Nagib kućišta uveden je kako bi se dobio bolji uvid u ulogu slobodne površine na propagaciju fronte taljenja - "višak" PCM-a nastao širenjem tekuće faze zadržava se djelovanjem gravitacije uz grijač. čime se spriječava njegovo preljevanje preko površine krutine. Eksperiment je trajao 4 sata, snimanje položaja fronte izvodilo se u razmaku od 15 minuta. Fotografije napredovanja fronte prikazane su na slici 3.25. Fotografije su obrađene kao u prethodnim slučajevima. Temperature PCM-a u središnjoj ravnini prikazane su na slici 3.21, temperature su definirane prema udaljenosti od grijača. Za razliku od prethodnih slučajeva PCM je prije progrijavanja bio na sobnoj temperaturi što je zahtjevalo znatno duži period progrijavanja te rezultiralo malo lošijom progrijanosti. Razlika temperature PCM-a uz grijač i sredine PCM-a iznosi oko 70 °C. Temperaturni profil u ravnini okomitoj na grijač definiran u obliku polinoma trećeg reda, dobiven interpolacijom u poznatim točkama glasi

$$T(x) = 1263.2x^3 + 2716.9x^2 - 928.3x + 288.6. \tag{3.7}$$

Usporedbom slike 3.23 i slike 3.26 može se zaključiti kako je proces taljenja kvalitativno vrlo sličan onome kod E2, odnosno brzo napredovanje konkavnog dijela fronte taljenja vjerojatno nije uzrokovano "preljevanjem" medija. Rastaljeni dio u ovom slučaju je nešto "deblji", tj. konkavni dio fronte je nešto niži i ravniji što je vjerojatno posljedica

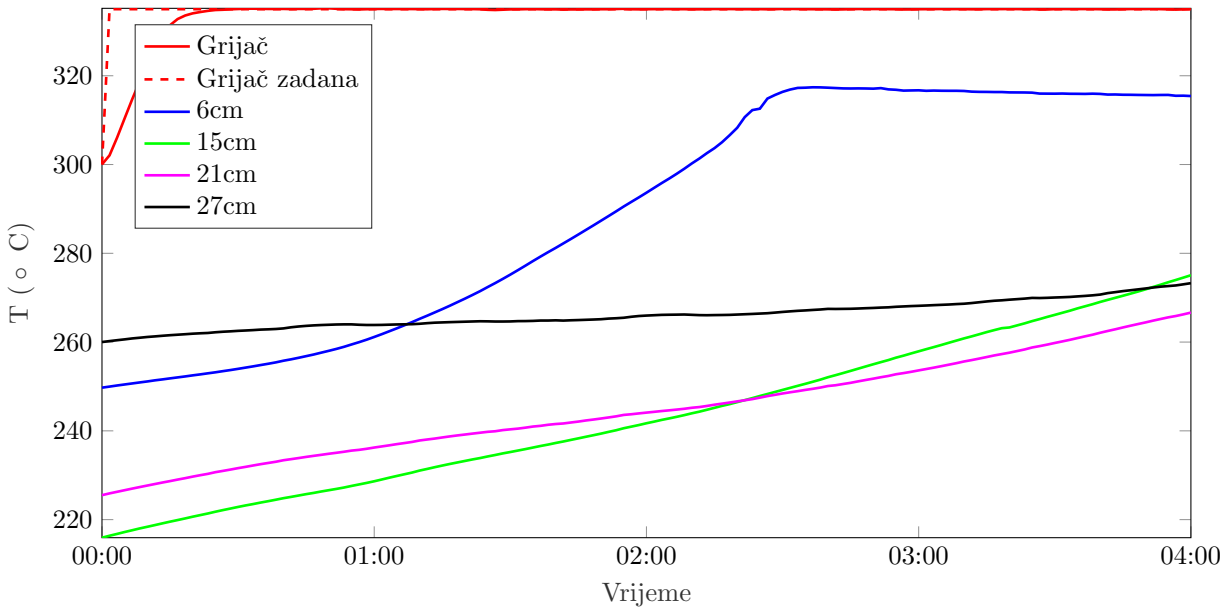


Slika 3.25: Fotografije napredovanja fronte, eksperiment E3



Slika 3.26: Digitalizirane fronte u šest karakterističnih vremenskih trenutaka, E3

zakretanja vektora sile uzgona. Temperaturni profili u sve četiri točke kvalitativno su vrlo slični onima iz eksperimenta E2.



Slika 3.27: Temperatura grijača i temperature unutar PCM-a za E3

4 Validacija matematičkog modela taljenja $NaNO_3$

Prije same validacije rezultata modela nužno je definirati o čemu sve mogu ovisiti rezultati simulacija temeljenih na matematičkom modelu opisanom u poglavlju 2 pa tako možemo razlikovati tri skupine parametara. Prva skupina odnosi se na pretpostavke i pojednostavljenja koja su korištena prilikom izvođenja matematičkog modela kao što su kompresibilnost medija, modeliranje uzgonske sile, temperaturno ovisna svojstva itd., navedeni parametri karakteristični su za opisani model i nije ih moguće mijenjati kod pojedinačnih simulacija. Druga skupina odnosi se na kvalitetu mreže i numeričke sheme odnosno sheme diskretizacije dok se treća skupina odnosi na parametre svojstvene entalpijsko-porozijskoj metodi, a koji nisu strogo fizikalno definirani kao što su konstanta C, temperaturna razlika početka i kraja taljenja ΔT te u manjoj mjeri vrijednost konstante b (jednadžba 2.22).

4.1 Pregled parametara koji utječu na kvalitetu rezultata

4.1.1 Sheme diskretizacije

Izbor shema diskretizacije ovisi o fizici problema koji se opisuje, što je detaljno objašnjeno u nizu knjiga [94, 105] i članaka [100]. U ovom slučaju za vremensku diskretizaciju korištena je implicitna Euloreva shema. Svi gradijenti računaju se primjenom diskretiziranog oblika Gaussovog teorema, gdje se vrijednosti varijable na stranicama kontrolnog volumena računaju primjenom linearne interpolacije. Za diskretizaciju Laplaceovog diferencijalnog operatora korištena je Gaussova linearna shema s korekcijom. Diskretizacija konvekcijskog člana povezana je s iznosom Pécletova broja. Pécletov broj za prijenos topline definiran je kao omjer veličine (u ovom slučaju topline) prenesene advekcijom i iste veličine prenesene difuzijom, odnosno jednadžbom

$$Pe = \frac{Lu}{\alpha} \tag{4.1}$$

gdje je L karakteristična dužina, u brzina toka, a α toplinska difuzivnost definirana kao

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p}. \tag{4.2}$$

Kod vrijednosti Pécletova broja između -2 i 2 preporučuje se korištenje centralne sheme diskretizacije, dok se kod većih vrijednosti preporuča korištenje uzvodne (upwind) sheme diskretizacije [83]. Kako je taljenje visokotemperaturnog PCMa, zbog izrazito niskog koeficijenta toplinske provodnosti, proces prijenosa topline u kojem dominira konvekcija, a kod skrutnjivanja kondukcija, Pécletov broj će prilikom taljenja biti jako velik, a prilikom skrutnjivanja jako mali. Stoga je u svim simulacijama taljenja tj. punjenja spremnika konvekcijski član diskretiziran Gausovom linearnom uzvodnom metodom (Gauss linear upwind) dok je kod skrutnjivanja konvekcijski član diskretiziran korištenjem centralne sheme diskretizacije. Vremenski korak u svim simulacijama je dinamičan. Maksimalna vrijednost vremenskog koraka ograničena je maksimalnim Courantovim brojem koji iznosi 5. Za veće vrijednosti Courantova broja dolazi do divergencije prilikom rješavanja energetske jednadžbe. U slučaju vrlo malih Courantovih brojeva prije početka taljenja i na samom početku taljenja, vremenski korak ograničen je na 2 sekunde.

4.1.2 Utjecaj konstante C

Konstanta C koja se pojavljuje u jednadžbi količine gibanja (2.3) odnosno u njenom izvorskom članu $\boldsymbol{Sb}$ raspisanom u jednadžbi 2.23, kao što je već spomenuto, nema jasno definirano fizikalno značenje. Povećavanjem konstante C smanjuje se brzina u kašastoj zoni što izravno utječe na njenu formu kao i formu granice faze. Usporedba različitih eksperimenata i numeričkih modela temeljenih na entalpijsko-porozijskoj metodi pokazala je kako na konstantu C osim materijala koji mijenja fazu utječu i brzina kretanja fronte promjene faze, geometrija unutar koje se PCM nalazi, gustoća računalne mreže, itd.
Vrijednost konstante C u dostupnoj literaturi najčešće se određuje usporedbom s eksperimentom ili preuzimanjem vrijednosti iz drugih radova te se općenito, za probleme taljenja na svim temperaturama, kreće u rasponu od 10^4 do 10^7 [97] dok se mogu pronaći i vrijednosti značajno izvan navedenog raspona, tako u [60] konstanta C iznosi $1.6 \cdot 10^3$, a u [62] ispituju se vrijednosti i do 10^{10}.
U slučaju isključivo visokotemperaturnih ($T = 200°C$ - $400°C$) problema taljenja različitih soli kod kojih su uvjeti taljenja vrlo slični, vrijednosti konstante C nisu ništa konkretnije te se kreću od 10^3 za eutektičku mješavinu $NaNO_3$ i KNO_3 temperature tališta 223 °C [68]; 10^4 u slučaju čistog natrijeva nitrata [118]; 10^4, $5 \cdot 10^4$ i 10^5 za čisti natrijev nitrat [64]; 10^5 i 10^6 korišteni su za 54%-46% mješavinu KNO_3 i $NaNO_3$ [78]. U prva četiri spomenuta

rada korištene vrijednosti konstante C validirane su na niskotemperaturnim primjerima taljenja parafina i/ili galija te nisu promijenjene za visokotemperaturne simulacije, u posljednjem slučaju znatno veće vrijednosti konstante C rezultat su usporedbe simulacija s različitim vrijednostima konstante C i eksperimenta. Usporedba je napravljena na temelju temperatura mjerenih u više točaka, a u radu se navodi kako u rezultatima simulacije za $C = 10^5$ i $C = 10^6$ nema bitnih razlika. Ovaj zaključak treba promatrati u kontekstu vrlo guste mreže koja je korištena u spomenutom radu. Utjecaj veličine mreže na granici faze može biti povezan s izborom konstante C što će biti pokazano nešto kasnije.

Važno je i napomenuti kako eksperimentalno praćenje temperature jedne (ili više) točke unutar PCM-a nije uvijek primjeren način validacije kao ni ispitivanja utjecaja vrijednosti konstante C. Ako je temperaturni osjetnik postavljen na neodgovarajućem mjestu npr. gdje dolazi do promjene faze u samom početku taljenja (punjenja spremnika) temperaturni profil vrlo brzo će dosegnuti temperaturu taljenja i zadržati se na toj vrijednosti, bez obzira na kasniji tijek procesa taljenja. Velike varijacije vrijednosti konstante C u dostupnoj literaturi i njen utjecaj na rezultate simulacije upućuju na potrebu točnijeg određivanja njene "prave vrijednosti" za ovaj slučaj.

4.1.3 Utjecaj razlike donje i gornje temperature taljenja

Razlika donje i gornje temperature taljenja karakteristična je za materijale koji nemaju izotermnu promjenu stanja (mješavine). Fizikalno ona predstavlja razliku temperature na kojoj završava (T_l) taljenje i one na kojoj počinje taljenje (T_s). U slučaju kada je odnos temperature materijala i udjela taline, odnosno entalpije, linearan (slika 2.2), kao što je pretpostavljeno u matematičkom modelu, temperaturature T_s i T_l lako je odrediti. U slučaju kada temperatura realnog materijala nema linearan odnos s entalpijom kao što je slučaj kod natrijevih nitrata s manjim udjelom natrijeva nitrita, kao na slici 3.10, definiranje rubnih temperatura taljenja nije jednoznačno. U takvom slučaju rubne temperature često se određuju preko tangente u točki infleksije krivulje udjela taline kao sjecište tangente i pravca $\gamma = 0$ odnosno $\gamma = 1$. Ovako određene rubne temperature taljenja za posljedicu imaju manju razliku temperature taljenja odnosno užu kašastu zonu što značajno utječe na morfologiju granice faze, što pak za posljedicu može imati lošije poklapanje simulacije s eksperimentom. Prilikom validacije modela stoga je potrebno obratiti pozornost i na izbor rubnih temperatura taljenja. Kako je natrijev nitrat korišten u

eksperimentu i simulacijama visoke čistoće, kao gornja temperatura taljenja korištena je vrijednost $T_l = 307\,°C$, dok je vrijednost donje temperature taljenja mijenjanja u rasponu od $T_s = 304\,°C$ do $T_s = 306\,°C$.

4.1.4 Definicija i kvantifikacija fronte

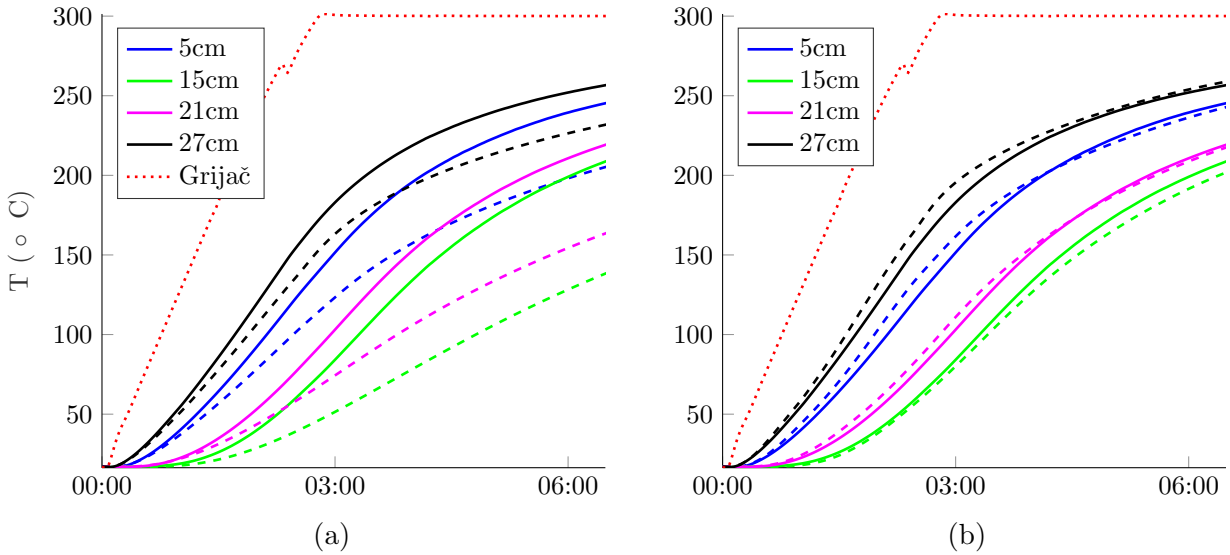
Granica faza krutina-tekućina nije izravno definirana u entalpijsklo-porozijskoj metodi već je granica definirana kao skup ćelija unutar kojih vrijednost udjela taline iznosi $0 < \gamma < 1$. Ovisno o parametrima simulacije, širina te zone može uključivati veći broj ćelija ili pak može biti diskretna granica između ćelije vrijednosti $\gamma = 0$ i ćelije vrijednosti $\gamma = 1$. Definiranje granice u ovom radu izvedeno je u dva koraka, prvo je 3D polje masenog udjela taline interpolirano na još gušću mrežu te je potom interpolacijom dobivena prostorna funkcija konture $\gamma = 0.5$.

4.1.5 Toplinska provodnost natrijeva nitrata

U prethodnom poglavlju opisana je nekozistentnost izmjerenih vrijednosti toplinske provodnosti krutog natrijevog nitrata u znanstvenoj literaturi. Ova pojava karakteristična je za sve soli alkalnih metala [69]. Za eutektičku mješavinu kalijeva i natrijeva nitrata (masenog omjera 54/46) razlike su pogotovo velike, u literaturi se navode vrijednosti od 0.38 W/(m K) u rasponu temperatura 50-100 °C [123] dok je usporedbom simulacijskih rezultata i eksperimentalnog mjerenja za krutinu bez dominantnog smjera solidifikacije izračunata efektivna vrijednost toplinske provodnosti od 1.65 do 0.58 W/(m K) u temperaturnom rasponu od 20 do 200 °C [69].

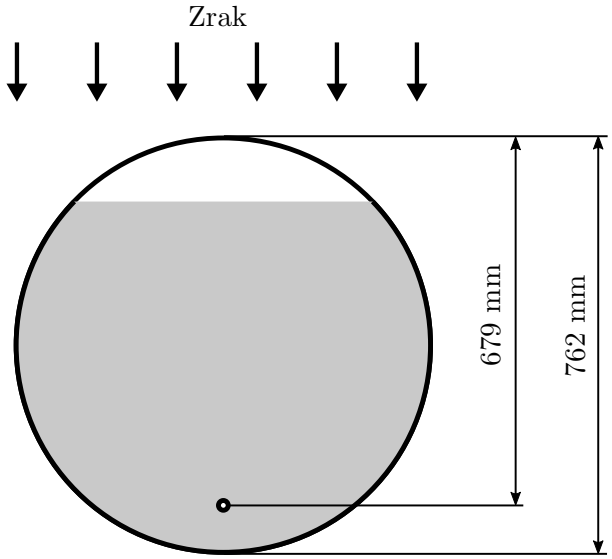
Kod većine istraživanja, provodnost natrijeva nitrata mjerena je na uzorku dobivenom vrlo stabilnom solidifikacijom, hlađenjem isključivo s donje strane, čime se postiže homogena krutina, pa se može pretpostaviti kako su razlike u toplinskoj provodnosti još i veće nakon nekontrolirane solidifikacije.

Korištenjem izmjerenih podataka tijekom progrijavanja eksperimenta E3 napravljena je simulacija provođenja topline kroz kruti PCM kako bi se ocijenila prikladnost vrijednosti toplinske provodnosti navedene u literaturi [32]. Progrijavanje je izvedeno korištenjem sva tri grijača (dva bočna i pomoćni-donji grijač), ujednačenim podizanjem temperature po rampi i kasnijim zadržavanjem na 300 °C. Vremenski temperaturni profili izmjereni s četiri središnja termopara uspoređeni su s onima iz simulacije i prikazani na slici 4.1a).



Slika 4.1: Usporedba temperaturnih profila korištenjem a) *toplinske provodnosti iz literature* i b) *korigirane efektivne toplinske provodnosti*

Vidljivo je kako simulirani temperaturni profili značajno kasne za izmjerenima, s većim kašnjenjem za senzore udaljenije od grijača. Modeli provođenja topline, uz pretpostavku kvalitetne mreže i diskretizacije, imaju visoku točnost pa ovako velike pogreške vode prema zaključku kako je stvarna, efektivna toplinska provodnost značajno veća od one koja se navodi u literaturi, slično kao što je to slučaj u [69]. Slijedom navedenog, vrijednosti efektivne toplinske provodnosti dobiveni su iterativnim postupkom provođenja simulacije, usporedbom simuliranih i eksperimentalnih rezultata te promjenom efektivne provodnosti sve dok nije postignuto zadovoljavajuće poklapanje eksperimentalnih mjerenje i simulacije. Odstupanje simulacije definirano je pomoću metode najmanjih kvadrata za svaku krivulju te je ukupno odstupanje dobiveno sumiranjem pogreške svakog profila. Efektivna toplinska provodnost kao funkcija temperature definirana je kao po dijelovima linearna interpolacija (eng. *piecewise linear interpolation*) u sedam točaka, od sobne temperature do temperature taljenja. Konačne vrijednosti provodnosti u sedam odabranih točaka dobivene su implementacijom opisanog iterativnog postupka u postojeći optimizacijski algoritam (opisan u poglavlju 5.2.2). Efektivna provodnost iznosi od 1.7 do 1.12 W/(m K) za temperaturni raspon od 20 do 300 °C. Rezultati simulacije s navedenim vrijednostima prikazani su na slici 4.1b).

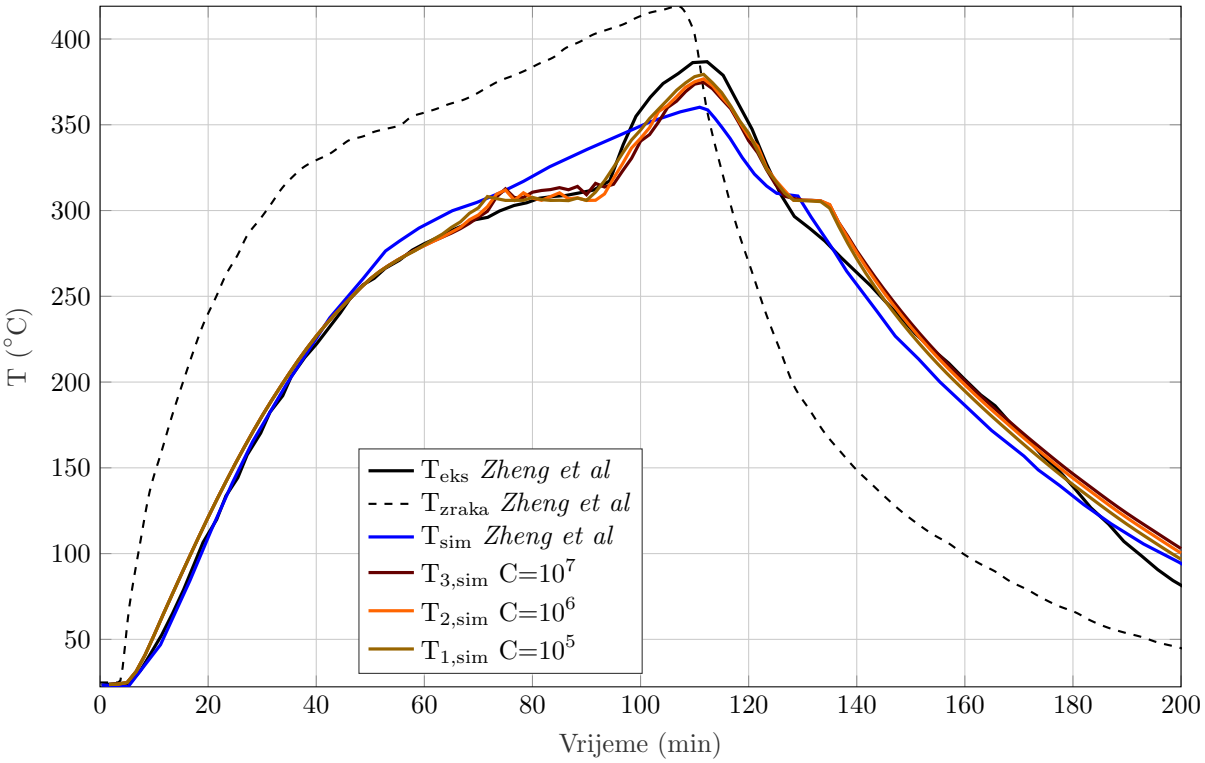


Slika 4.2: Shema eksperimenta i lokacije temperaturnog osjetnika [10]

4.2 Validacija modela na temelju postojećih mjerenja

Nedostatci postojećih eksperimentalnih podataka u kontekstu validacije modela visokotemperaturnih spremnika topline već su opisani u prethodnim poglavljima, a u osnovi se svode na nedostatak mjerenja kod većih geometrija (veći Rayleighovi i Grasshofovi brojevi) te ograničenost podataka na temperaturna mjerenja. Jedan takav eksperiment kojeg odlikuje jednostavna, mala geometrija i detaljan opis rubnih uvjeta predstavljen je u [10] te iskorišten za validaciju ovog modela.

Deset cilindričnih spremnika vanjskog promjera 76.2 mm, duljine 254 mm i debljine stijenke 1.6 mm, ispunjenih natrijevim nitratom do 70% volumena (ostalih 30% posude ispunjeno je zrakom čija je uloga spriječiti razvijanje velikih tlakova uslijed toplinskog širenja natrijeva nitrata) položeni su horizontalno jedan iznad drugoga unutar posebnog vertikalnog kućišta. Kroz kućište struji zrak koji ima ulogu medija za prijenos topline. Jedan pokusni ciklus sastoji se od zagrijavanja cilindara korištenjem medija za prijenos topline (zraka) temperature do 440 °C u trajanju od 105 minuta te hlađenja zrakom temperature 25 °C tijekom sljedećih 105 min. Ponašanje PCM-a unutar kapsule prati se preko temperaturnog osjetnika koji se nalazi na 83 mm od donjeg ruba spremnika u vertikalnoj ravnini, umetnut na dubinu (u aksijalnom smjeru) od 635 mm kao što je to prikazano na slici 4.2. Za usporedbu rezultata pokusa i simulacije korišten je donji, deseti cilindar. Cilindar je modeliran kao 2D problem koji se sastoji od PCM-a i vanjske stijenke od čelika, na vanjskom rubu stijenke zadan je rubni uvjet konvekcijskog prijenosa topline s kons-



Slika 4.3: Usporedba rezultata simulacije s eksperimentom i kondukcijskim modelom [10]

tantnim koeficijentom prijelaza topline α i temperaturom zraka T_∞. Kako u članku nisu dostupni podatci o temperaturi zraka koji struji oko cilindra već samo temperaturni profil iza cilindra, temperatura zraka izračunata je inverzno, na temelju toplinskog toka koji je predan cilindru. U simulacijama je korišten konstantan koeficijent prijelaza topline po cijelom obodu cilindra $\alpha = 80$ $Wm^{-2}K^{-1}$. Polje temperature i strujanja zraka koji se nalazi u gornjem dijelu cilindra nije simulirano, već je na rubu PCM-a pretpostavljen *slip* rubni uvjet za jednadžbu količine gibanja te konvekcijski rubni uvjet za energetsku jednadžbu u kojem je umjesto konvektivnog koeficijenta prijelaza topline korišten pojednostavljeni koeficijent prolaza topline kroz čelik i zrak. Simulacije su napravljene na strukturiranoj mreži od 8600 heksaedarskih ćelija, prosječna veličina ćelije iznosi 0.6 x 0.6 mm. Rezultati simulacije uspoređeni su s eksperimentalnim podatcima te rezultatima dobivenim modelom temeljenim isključivo na kondukciji, prezentiranim u istom članku [10]. Ukupno su napravljene tri simulacije s različitim vrijednostima konstante C (10^5, 10^6 i 10^7) čija je usporedba prikazana na slici 4.3.

Temperaturni profil dobiven simulacijom kvantitativno i kvalitativno vrlo dobro prati eksperimentalne rezultate za razliku od kondukcijskog modela kod kojeg temperatura već nakon 250 °C naglo raste dok nakon potpunog taljenja ne dolazi do naglog zagrijavanja

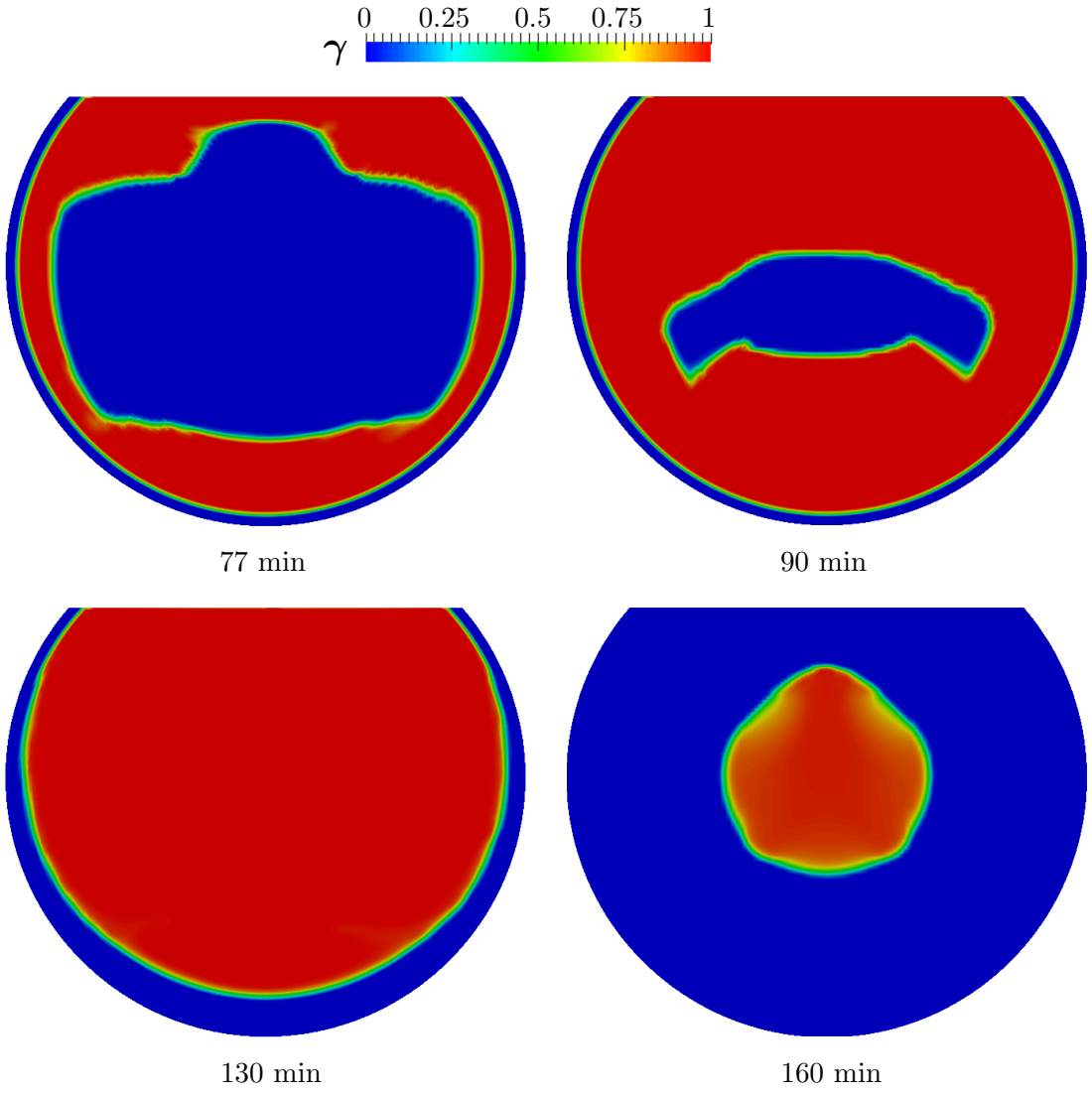
PCM-a (izražena "grba" nakon 100. minute). Dolaskom fronte taljenja do položaja na kojem se nalazi termopar (nakon 70. minute) rezultati simulacije pokazuju blagi porast s oscilacijama u trajanju 20tak minuta. Te oscilacije posljedica su središnje pozicije termopara i blagih vrtloga koji nastaju zbog prirodne konvekcije s obje strane termopara (obje polovice cilindra). Iako takve oscilacije nisu vidljive na izmjerenoj krivulji temperature, to ne znači da ih nije bilo već je moguće da su manje primjetne zbog tromosti termopara, frekvencije uzorkovanja, korištenja filtera pri akviziciji, manjeg odstupanja položaja termopara nastalog prilikom instalacije itd.

Primjetno je i kako rezultati običnog kondukcijskog modela nisu kvantitativno značajno lošiji (temperatura se kreće u blizini izmjerene), usprkos mnogo jednostavnijem i bržem modelu, kvalitativno je ipak očito kako model ne pokazuje realna kretanja temperature i ne daju pravu sliku procesa taljenja. Relativno mala razlika u rezultatima prvenstveno je posljedica malih dimenzija eksperimenta čime je ograničen iznos Rayleighova broja i utjecaja konvekcijskog prijenosa topline te simetričnom problemu u kojem se oblik fronte ipak dominantno giba radijalno, što je vidljivo na slici 4.4.

Maksimalna temperaturna odstupanja kondukcijskog modela od eksperimenta iznose približno +25°C u 95. minuti i -27 °C u 112. minuti. Odstupanja modela iz ovog rada u 95. minuti su unutar 5 °C za sve simulacije te između -7°C za $C=10^5$ i -12°C u slučaju $C=10^7$.

Proces solidifikacije kvalitativno je vrlo sličan za oba modela, što je i očekivano jer se radi o proces u kojem dominira kondukcijski prijenos topline. Sve simulirane krivulje imaju blago konkavni oblik i gotovo su paralelne uz kraće zadržavanje na temperaturi taljenja. Eksperimentalna krivulja pak ima blago konveksan oblik osim pri kraju kada postaje konkavna ali i počinje naglo padati; točka infleksije eksperimentalnog profila temperature nalazi se negdje na 180. minuti. Na mjerenom profilu ne može se primijetiti ni izotermni period kada temperatura dosegne temperaturu taljenja (solidifikacije) pa u tom trenutku dolazi do najvećih razlika između modela i simulacije.

Što se tiče same solidifikacije, posebno je zanimljiv međusoban odnos tri simulirane krivulje: s porastom vrijednosti konstante C dolazi do sporijeg hlađenja, odnosno solidifikacije. Kako konstanta C utječe samo na "smirivanje" strujanja unutar kašaste zone, bilo bi očekivano kako će njen utjecaj tijekom taljenja, kada su brzine mnoge veće, biti veći nego kod solidifikacije. Nakon analize rezultata očito je kako vrijednost konstante C ima utjecaj u oba slučaja, možda čak i veći tijekom solidifikacije. Ovu pojavu važno je uzeti u obzir



Slika 4.4: Polje udjela taline u četiri karakteristična vremenska trenutka

pri izboru vrijednosti konstante C. Polja udjela taline za četiri različita trenutka prikazana su na slici 4.4. Tijekom taljenja, utjecaj konvekcije na formu taljenja postaje sve veći. Utjecaj konvekcije dominantan je na vrhu spremnika i na dnu, dok je najmanji na bočnim stranama. To je posljedica stvaranja dva intenzivna vrtloga na vrhu spremnika, te dva nešto slabija vrtloga na dnu spremnika. Granica krutina-kapljevina ima puno pravilniju formu tijekom solidifikacije, gdje napreduje gotovo savršeno radijalno. Na samom početku može se primijetiti nešto brže skrutnjivanje na dnu spremnika koje je posljedica hlađenja pregrijanog PCM-a uz stijenku i njegovog kretanja prema dnu. Nakon vrlo kratkog vremena pregrijani PCM biva protemperiran na gornju temperaturu promjene faze, a utjecaj prirodne konvekcije u potpunosti iščezava. To je vidljivo i iz polja udjela taline u 160.

minuti simulacije kada je sva preostala kapljevina već prešla u kašastu zonu.

4.3 Validacija modela na temelju provedenih eksperimenata

Za validaciju matematičkog modela mnogo su zanimljivija mjerenja opisana u poglavlju 3 jer omogućuju izravnu usporedbu napredovanja fronte taljenja. Kako je cilj eksperimenata bio obuhvatiti različite uvjete rada spremnika topline, model je validiran na svakom od eksperimenata zasebno kako bi se pokazala njegova (ne)adekvatnost za specifične slučajeve.

4.3.1 Rubni i početni uvjeti

Rubni i početni uvjeti simulacije postavljeni su tako da što bolje opisuju stvarno stanje tijekom eksperimenta. Kako je, zbog niske toplinske provodnosti natrijeva nitrata i nesavršenosti izolacije, gotovo nemoguće postići savršenu progrijanost (uniformnu razdiobu temperature) na početku eksperimenta, početno polje temperature u simulacijama pretpostavljeno je kao jednodimenzionalno polje okomito na grijač s profilima dobivenim u prethodnom poglavlju. Temperaturni rubni uvjeti postavljeni su kao izotermne stranice na mjestima grijača i hladnjaka, dok su ostale stranice definirane kao adijabatske. Pretpostavka adijabatskih rubnih uvjeta nije realna zbog značajnih gubitaka koje sustav ostvaruje usprkos debeloj izolaciji, pa je gubitke potrebno nekako uvrstiti u simulacije. Kako su sve simulacije, zbog ograničenih računalnih resursa, ograničene na 2D slučajeve toplinski gubitci uvršteni su kao volumenski ponor u energetskoj jednadžbi:

$$\dot{Q}_v = g_{ref}(T - T_a) \tag{4.3}$$

gdje je g_{ref} ekvivalentni koeficijent toplinskih gubitaka dobiven na temelju jednadžbi 3.4 i 3.3, T temperatura PCM-a, a T_a temperatura okoliša koja iznosi 15 °C. Rubni uvjeti brzine na svim stranicama postavljeni su kao rubni uvjet bez klizanja (*no slip*), osim za slučaj gornje površine, gdje je umjesto granice PCM - zrak pretpostavljen rubni uvjet klizanja (*slip*).

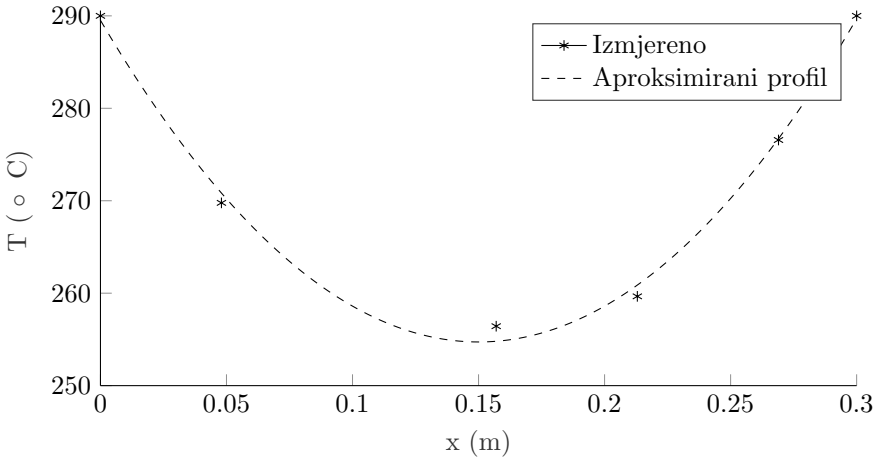
4.3.2 Eksperiment E1

Usporedba eksperimenta E1 s rezultatima simulacija za različite vrijednosti konstante C i donje temperature taljenja T_s prikazana je na slici 4.6. Sve simulacije izvedene su na

strukturiranoj mreži od 62500 heksaedarskih ćelija, minimalna širina ćelije uz grijač iznosi 0.4 mm, a maksimalna 2.4 mm za ćelije koje se nalaze uz hladnjak. Minimalna visina ćelije iznosi 1.3 mm na dnu domene i 0.65 mm na vrhu domene.

Analizom fronte može se primijetiti kako u svim simulacijama postoje dvije izražene zone napredovanja fronte kao i u eksperimentu: gornji dio fronte koji karakterizira brzo napredovanje te donji dio koji karakterizira gotovo beznačajno napredovanje fronte.

Prva simulacija izvedena je s parametrima koji odgovaraju onima iz literature, ($C = 10^7$, $T_s = 304$ °C) i prikazana na slici 4.6a. Oblik fronte vrlo je sličan kao u eksperimentu, uz iznimku kako u slučaju simulacije dolazi do formiranja konkavnog dijela fronte koji u eksperimentu nije uočen. Mnogo veći nedostatak rezultata simulacije očituje se u prebrzom napredovanje fronte na vrhu (uz slobodnu površinu), kao i u položaju grla fronte koje se nalazi previsoko.



Slika 4.5: Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E1

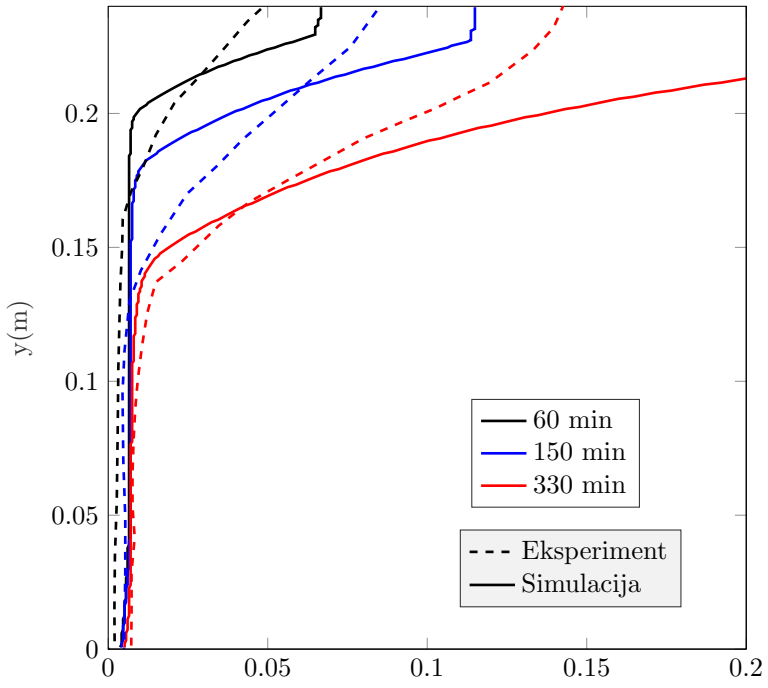
S ciljem postizanja realnijih rezultata proveden je veći broj simulacija koje su pokazale kako kretanje fronte taljenja kod rjeđih mreža uvelike ovisi o vrijednosti konstante C, veće vrijednosti konstante uzrokuju brže napredovanje konkavnog dijela (vrha) fronte. Analizom simulacija također je uočeno kako manje razlike između temperatura taljenja daju realnije rezultate.

Rezultati simulacije s vrijednostima C=10^9, $T_s = 306$ °C prikazani su na slici 4.6b. Rezultati pokazuju nešto sporije taljenje u gornjem dijelu na samom početku simulacije, dok su rezultati u druga dva vremenska trenutka značajno bolji. Položaj fronte pri kraju simulacije ipak je nešto dalji od izmjerenog. Zanimljivo je primijetiti kako i u simulaciji i u eksperimentu fronta u 330. minuti pri vrhu poprima konkavan oblik, iako je u simulaciji

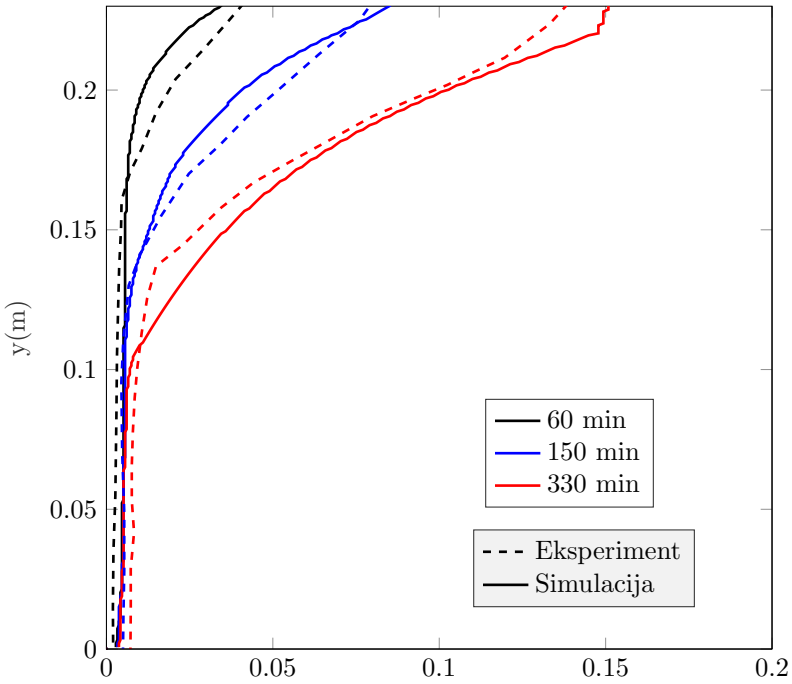
ta pojava značajno izraženija.

Na slici 4.6c prikazani su rezultati simulacije s vrijednostima C=$5 \cdot 10^9$, T_s = 306.3 °C koji se najbolje poklapaju s eksperimentom. Fronte u prva dva vremenska trenutka (60. i 150. minuta) su vrlo slične onima iz prethodne simulacije uz malo izraženiju konveksnost, značajno bolje poklapanje ostvareno je u posljednjem vremenskom koraku gdje je, zbog konveksnog oblika fronte, smanjeno odstupanje rezultata simulacije.

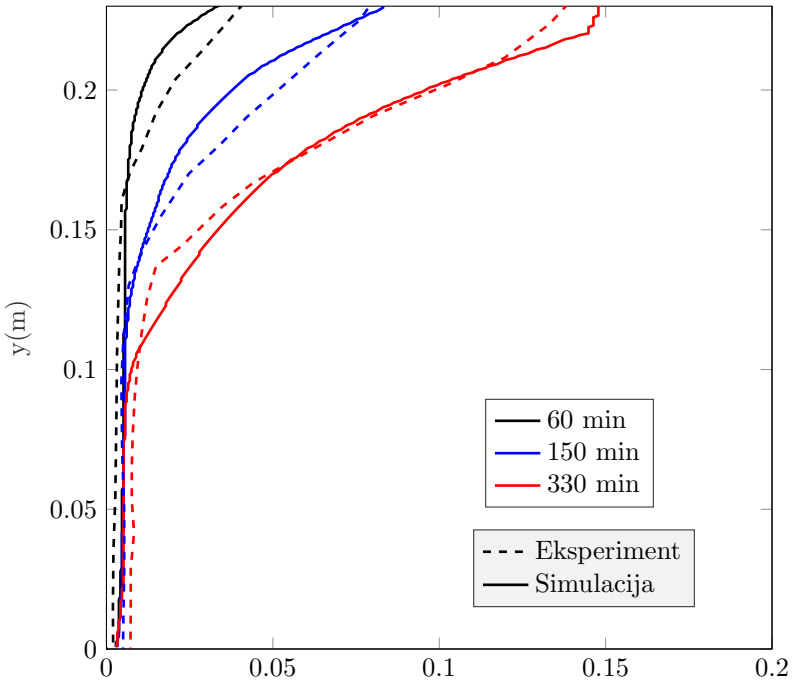
Usporedba volumnog udjela taline za sve tri simulacije i eksperiment prikazana je na slici 4.7. Udio kapljevine u eksperimentu izračunat je preko fotografija, numeričkom integracijom površine lijevo od fronte taljenja. Iz slike se, nešto bolje nego u prethodnom slučaju, vidi kako treća simulacija postiže najtočnije rezultate, posebno pri kraju eksperimenta kada druge dvije simulacije predviđaju brže taljenje.



(a) SimE1-L1: C=10^6, T_s = 304 °C

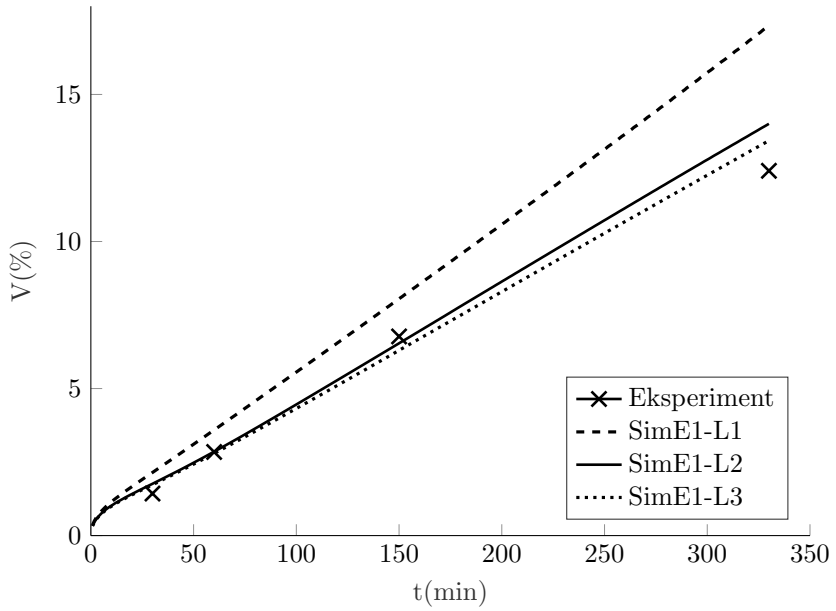


(b) SimE1-L2: C=10^9, $T_s = 306$ °C



(c) SimE1-L3: C=$5 \cdot 10^9$, $T_s = 306.3$ °C

Slika 4.6: Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E1 i simulacije

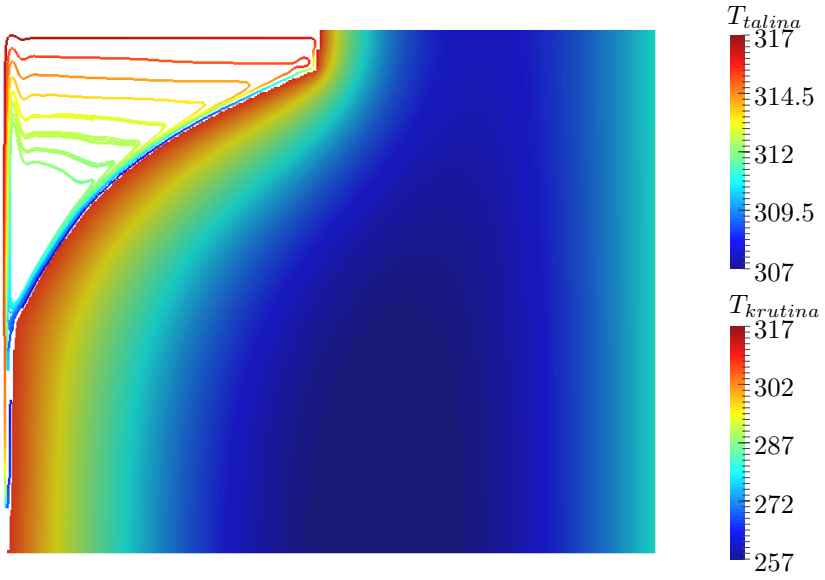


Slika 4.7: Usporedba volumnog udjela kapljevine između eksperimenta E1 i simulacije

Sam oblik fronte taljenja može se vrlo dobro objasniti analizom slike 4.8 na kojoj su prikazana polja temperature krutine i kapljevine kao i strujnice unutar tekućeg PCM-a u 330. minuti simulacije SimE1-L3. Ako promatramo strujnicu uz samu frontu vidimo kako njena temperatura nakon prolaska uz grijač doseže najveće vrijednosti koje se ne mijenjaju tijekom horizontalnog toka fluida, dolaskom do krutog dijela fronte, tekući PCM počinje intenzivno predavati toplinu krutini te se vrlo brzo hladi do temperature taljenja (solidifikacije) i prestaje predavati toplinu krutini. Zbog utjecaja gravitacije hladni PCM struji uz granicu faze bez odvajanja strujanja te u donjoj fazi praktički poprima ulogu izolatora jer toplinu koja difuzijom prolazi od grijača prema krutini (okomito na smjer strujanja) odnosi od krutine, dok se kapljevina nakon zakretanja u dnu domene vraća ponovo na grijač. Iz slike je vidljivo kako u donji, uski dio domene ulazi samo najhladniji PCM, dok se onaj nešto topliji zakreće već kod grla fronte.

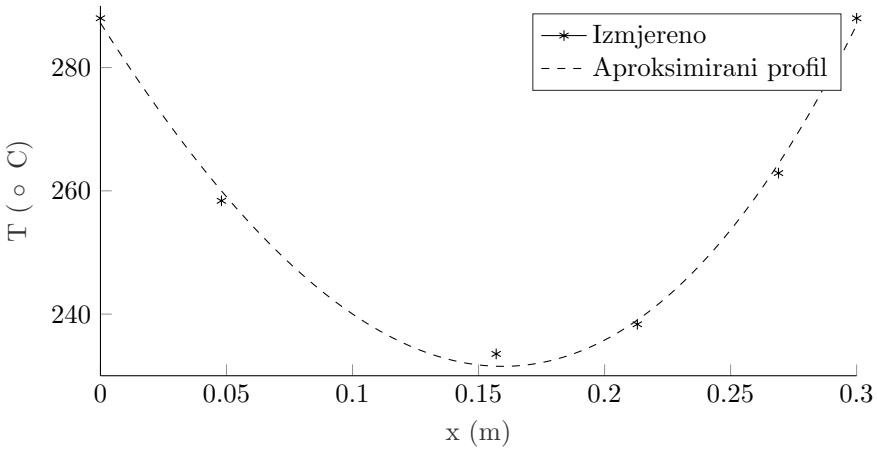
4.3.3 Eksperiment E2

Na isti način kao u prethodnom slučaju, ispitan je utjecaj konstante C na kretanje fronte taljenja eksperimenta E2. Utjecaj razlike gornje i donje temperature taljenja nije ispitivan jer predstavlja fizikalno svojstvo materijala te se ne bi trebao razlikovati ovisno o eksperimentu, što je i potvrđeno rezultatima simulacija. Tijekom simulacija je uočeno kako riješenje nije neovisno o mreži pa su simulacije izvršene na dvije mreže: rjeđoj s



Slika 4.8: Temperaturna polja i strujnice nakon 330 minuta simulacije E1

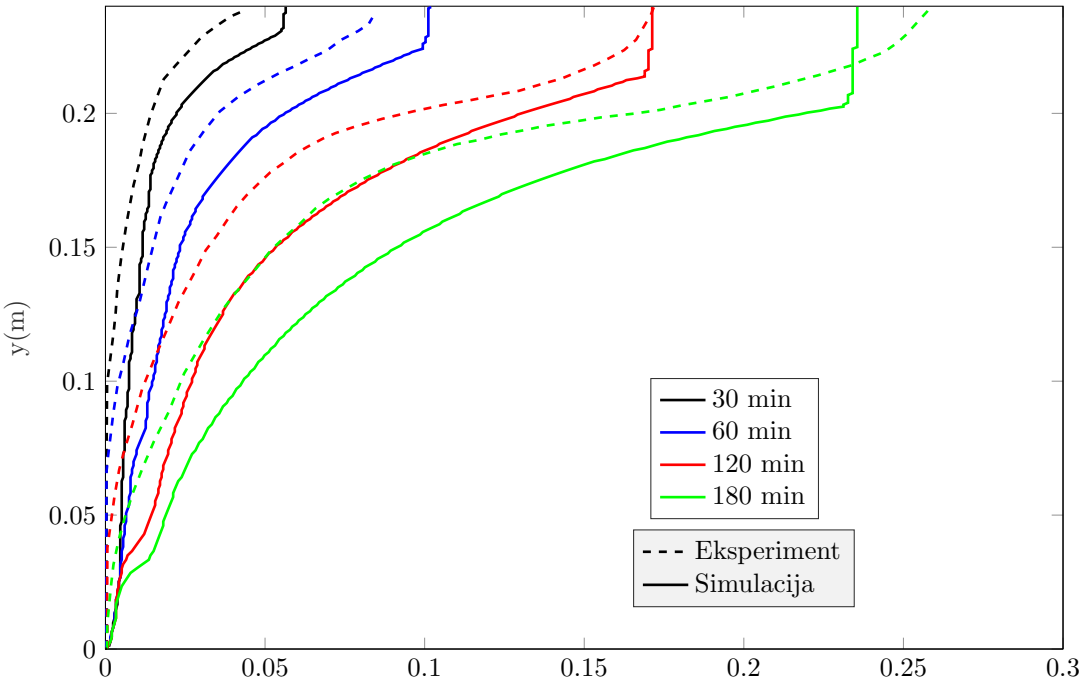
73600 heksaedarskih čelija i gušćoj s 148500 heksaedarskih čelija.



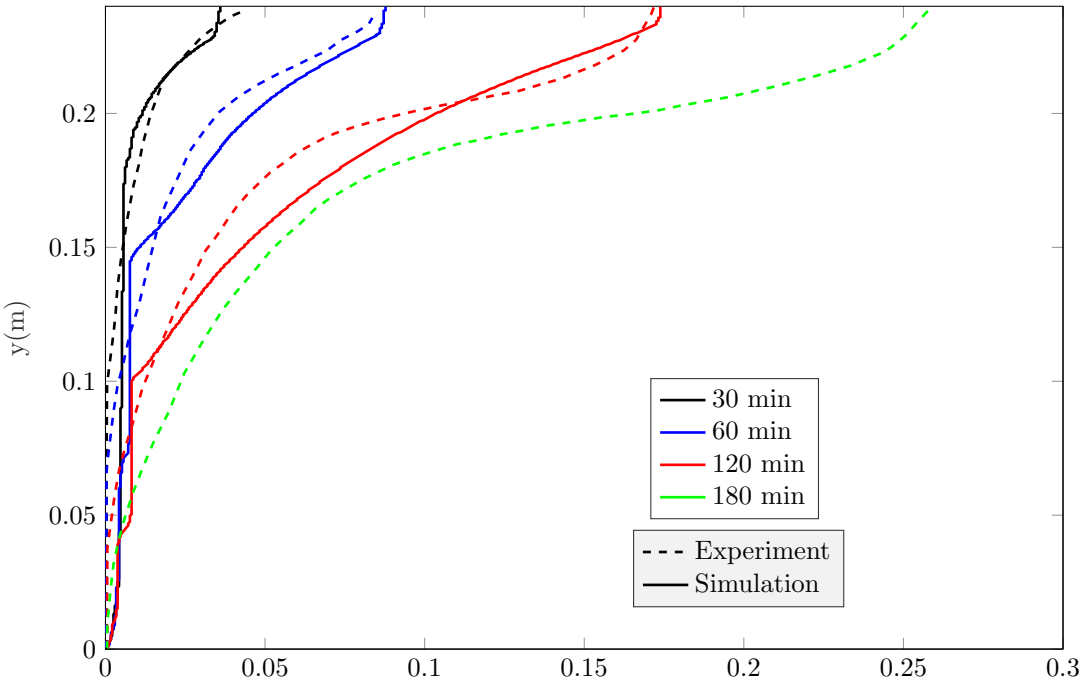
Slika 4.9: Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E2

U ovom radu analizirani su rezultatit triju simulacija: na rijeđoj mreži s C=10^9 te na gušćoj mreži s C=10^7 i C=10^9. Kretanje fronte za sve tri simulacije prikazano je na slici 4.10. Rezultati prve simulacije (SimE2-L1) prikazani su na slici 4.10a. Fronta taljenja u početku napreduje malo brže od eksperimentalne da bi s vremenom došlo do malog zaostajanja vrha fronte u odnosu na eksperiment, dok u isto vrijeme dolazi do značajnog taljenja na sredini fronte. Prijelaz između konveksnog i konkavnog dijela fronte karakterizira naglašeni lom fronte. Nakon prvog sata simulacije primjećuje se širenje grla fronte i njegovo spuštanje prema dnu. Oblik fronte je ravniji od eksperimentalnog kojeg karakterizira izražena konveksnost. Prosječno poklapanje položaja fronte s eksperimentom je

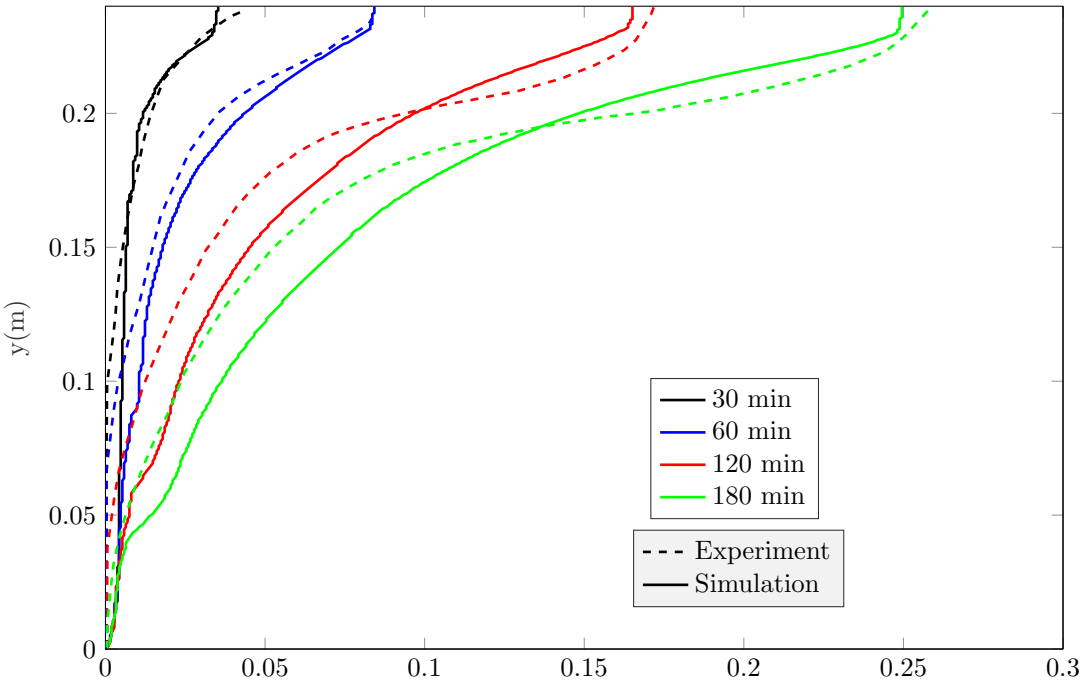
loše, a ukupna rastaljena masa značajno veća nego u eksperimentu (slika 4.12).
Ako pak pogledamo temperaturne profile dobivene simulacijom i usporedimo ih s izmjerenim temperaturama, ova simulacija može poslužiti kao izvrstan primjer zašto validacija preko temperaturnih osjetnika može biti nepouzdana. Kao što se vidi na slici 4.11, na kojoj su uspoređene izmjerene i simulirane temperature, temperaturni profili na prvom termoparu izvrsno se poklapaju. Iznos greške na termoparu 6 cm udaljenom od grijača unutar je 10 °C tijekom cijelog mjerenja, krivulje su kvalitativno gotovo identične, a simulacija također pokazuje pojavu temperaturnog preskoka između drugog i trećeg sata, kao i postepen pad temperature nakon tog trenutka. Usporedba temperatura u ostalim točkama također daje dobre rezultate do polovice simulacije nakon čega dolazi do značajnih razilaženja vrijednosti za srednje termoparove. Da je, kojim slučajem, validacija izvedena usporedbom temperatura jednog (prvog) termopara sa simulacijom (što je čest slučaj u literaturi), simulacija bi bila ocijenjena kao vrlo dobra, usprkos tome što usporedbom fronte i mjerenja na ostalim termoparovima vidimo kako to nije slučaj. Na slikama 4.10b i 4.10c prikazani su rezultati simulacija na gušćoj računalnoj mreži za vrijednosti C=10^7 (E2-L2) i C=10^9 (E2-L3). Vrh fronte u simulaciji SimE2-L2 kreće se istom brzinom kao u eksperimentu, no oblik fronte pokazuje bitna odstupanja. Izuzev prvog vremenskog trenutka kada se položaj fronte poklapa s eksperimentom, u kasnijim trenucima dolazi do izravnavanja konveksnog dijela fronte, grlo fronte nalazi se previsoko i karakterizira ga oštar lom fronte. Ni jedna od ovih karakteristika ne može se primijetiti u eksperimentalnim rezultatima.



(a) SimE2-L1: C=10^9, $T_s = 306$ °C, rjeđa mreža



(b) SimE2-L2: C=10^7, $T_s = 306.3$ °C, gušća mreža



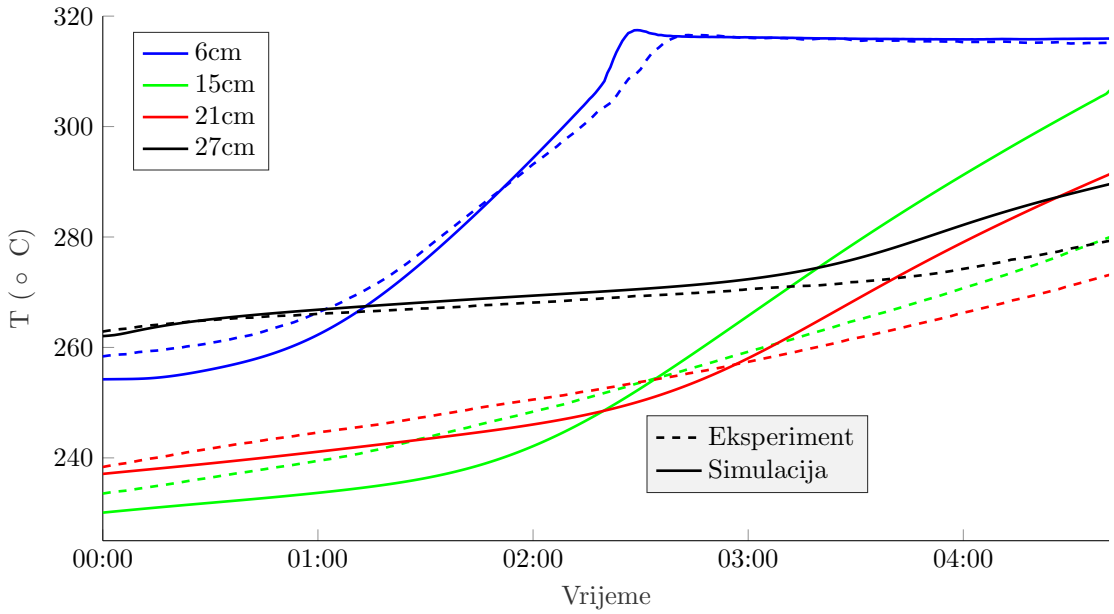
(c) SimE2-L3: C=10^9, T_s = 306.3 °C, gušća mreža

Slika 4.10: Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E2 i simulacije

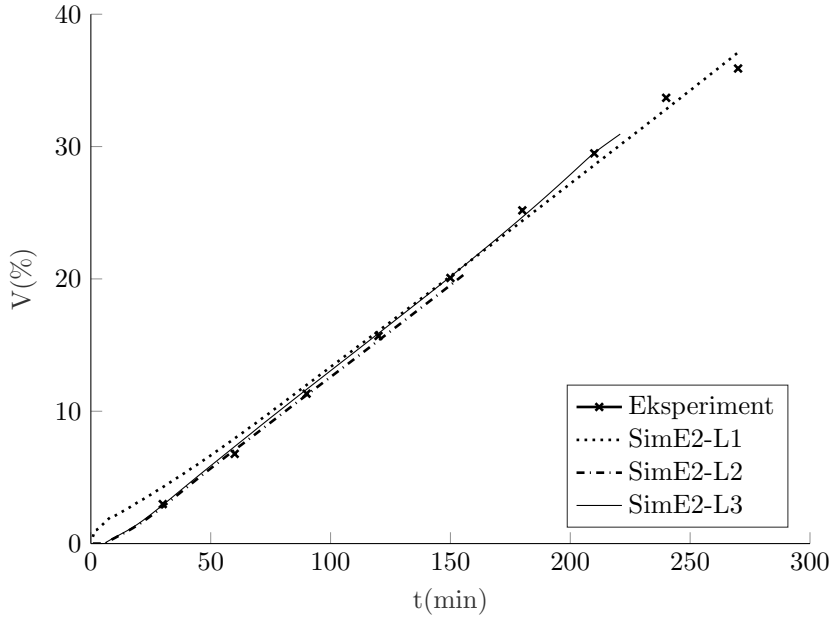
Rezultati simulacije SimE2-L3 pokazuju najbolje poklapanje s eksperimentalnim mjerenjima, pogotovo ako se promatra rast udjela kapljevine na slici 4.12, gdje prva simulacija loše predviđa početak, a druga simulacija kasniji tijek taljenja. Simulirani oblik fronte ima značajne nedostatke: dok je brzina vrha fronte dobro simulirana, konkavni dio fronte je premali, a konveksni dio fronte je ravniji nego u eksperimentu. Također se može uočiti naglo širenje fronte iznad grla u kasnijim vremenskim trenutcima, do kojeg u eksperimentu ne dolazi.

4.3.4 Eksperiment E3

Eksperiment E3 izveden je prvenstveno s ciljem eksperimentalnog ispitivanja utjecaja prelijevanja kapljevine na propagaciju fronte uz slobodno površinu. Kao što je već spomenuto parametri eksperimenta identični su onima iz eksperimenta E2 uz dodatnu rotaciju postava. Predmetni matematički model ne obuhvaća promjene oblika slobodne površine u slučaju zakretanja vektora gravitacije pa je za očekivati nešto lošije poklapanje eksperimenta sa simulacijama. Iz navedenih razloga u nastavku su prikazani samo rezultati jedne simulacije s parametrima simulacije određenima na temelju prethodna dva slučaja (C=10^9; T_s = 306 °C). Za inicijalizaciju polja temperature, kao i u prethodnim slučajevima, korišten je temperaturni profil dobiven aproksimacijom temperaturnih mje-



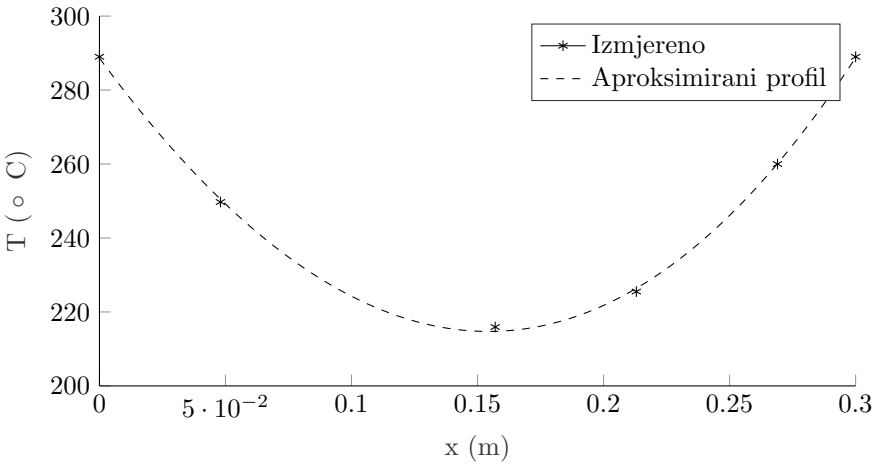
Slika 4.11: Usporedba izmjerenih i simuliranih temperatura ze eksperiment E2 i simulaciju E2-L1



Slika 4.12: Usporedba udjela kapljevine između eksperimenta E2 i simulacije

renja i prikazan na slici 4.13.

Rezultati simulacije prikazani su na slici 4.14. Vrh fronte i u ovom slučaju ima odsječeni oblik te je njegovo napredovanje nešto sporije, napredovanje srednjeg dijela fronte je, posljedično, nešto brže. Prema kraju simulacije (190. minuta) u donjem dijelu fronte može se primijetiti naglo širenje fronte nakon točke loma, što je vjerojatno posljedica nastanka sekundarnog vrtloga pri dnu fronte. Usporedbom temperaturnih mjerenja može se pri-



Slika 4.13: Horizontalni temperaturni profil korišten za inicijalizaciju simulacije E3

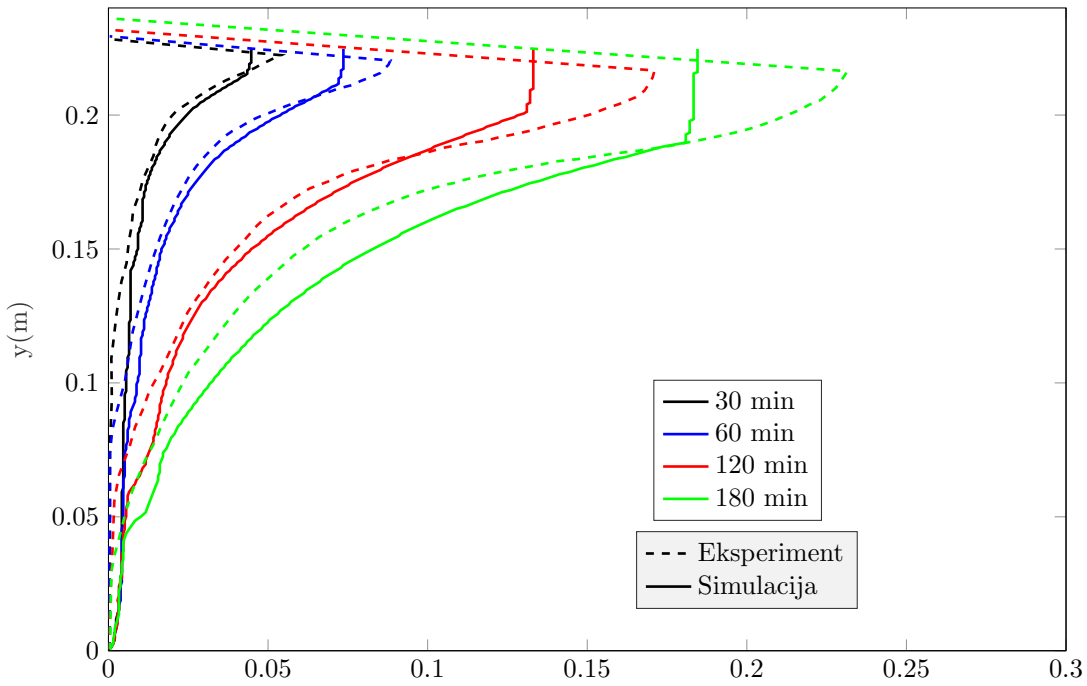
mijetiti odlično poklapanje eksperimenta i simulacije za termopar najbliži grijaču kao i dva termopara prema hladnjaku. Simulirani temperaturni profili središnjeg termopara u prvom dijelu pokazuje nešto manju temperaturu od mjerene da bi nakon dva sata došlo do naglog zagrijavanja. Manja temperatura termopara T_{15} u početku simulacije posljedica je sporog napredovanja konkavnog dijela simulirane fronte pa ne dolazi do prijenosa topline od vrha domene prema dolje. Približavanjem konkavnog dijela fronte u horizontalnom smjeru nakon 2 sata simulacije dolazi do značajnog prijenosa topline prema središnjem termoparu, koji u stvarnosti ne postoji, što rezultira naglim zagrijavanjem u simulaciji.

Validacija modela na temelju mjerenja bilo kojeg (ili sva tri) termopara osim središnjeg dovela bi do zaključka kako je simulacija izrazito točna, što prema analizi kretanja fronte taljenja, očito nije slučaj.

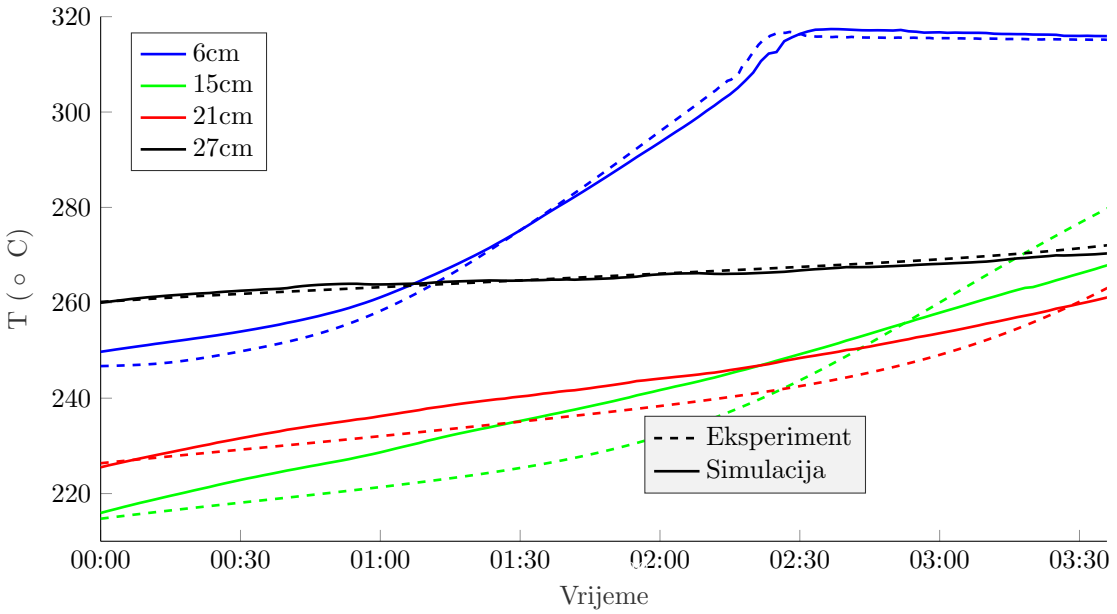
4.4 Ocjena validacije

Prikazani rezultati pokazali su kako izbor vrijednosti konstante C ipak igra značajnu ulogu prilikom simulacija visokotemperaturnog taljenja. U svim slučajevima, najbolji rezultati dobiveni su s visokim vrijednostima konstante C oko C=10^9 koja je i korištena u nastavku ovog rada.

Oblik fronte taljenja dobiven takvim simulacijama pokazuje kvalitativno vrlo dobra poklapanja s mjerenjima što sugerira da su svi dominantni fizikalni fenomeni obuhvaćeni modelom. Važan zaključak ovog poglavlja proizlazi i iz usporedbe temperaturnih profila gdje je pokazano kako temperaturni profili mogu biti loš temelj za validaciju modela simulacije, pogotovo ako predstavljaju jedinu mjerenu veličinu.



Slika 4.14: Usporedba napredovanja fronte taljenja eksperimenta E3 i simulacije

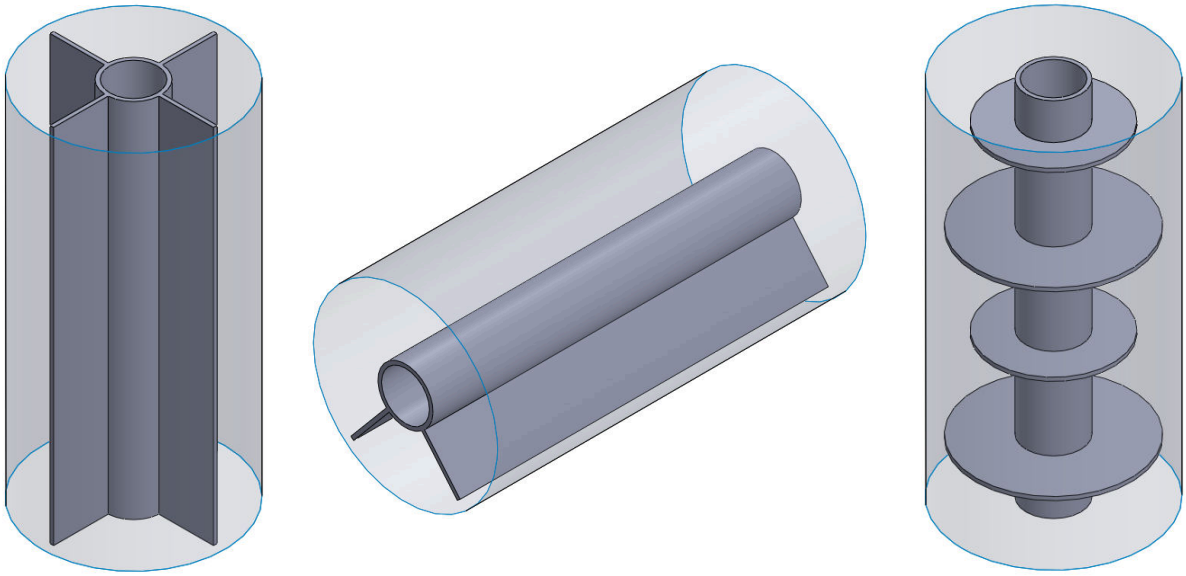


Slika 4.15: Usporedba izmjerenih i simuliranih temperatura ze eksperiment E3 i simulaciju E3-1

5 Utjecaj geometrije izmjenjivača na dinamičke značajke spremnika

Konstrukcija cijev u cijevi jedno je od najpopularnijih konstrukcijskih rješenja kod visokotemperaturnih spremnika topline zbog velikog omjera izmjenjivačkih površina i mase medija za pohranu, kao i zbog relativno malih maksimalnih udaljenosti između izmjenjivačke površine i medija za pohranu. Veliki interes za razvoj ovog tipa spremnika topline potvrđuje rast broja članaka koji se bave raznim aspektima spremnika cijev u cijevi, prvo za niskotemperaturne spremnike topline, a u novije vrijeme i visokotemperaturne. Utjecaj orijentacije niskotemperaturnog spremnika (vertikalni/horizontalni) ispitivan je u [**?**], utjecaj različitih omjera radijusa u [52], dok je utjecaj orijentacije visokotemperaturnih spremnika ispitivan u [55]. Značajni napori usmjereni su na različita konstrukcijska rješenja u cilju povećanja prijenosa topline kao što su aksijalna orebrenja [53], radijalna orebrenja [42], toplinske cijevi [46], rebra u obliku stabla [38], itd. Primjeri tri takva rješenja, koja će se podrobnije ispitati u nastavku ovog rada (vertikalni spremnik s aksijalnim rebrima, horizontalni spremnik s aksijalnim rebrima i vertikalni spremnik s radijalnim rebrima), prikazani su na slici 5.1.

U ovom poglavlju, prethodno razvijen i validiran model, korišten je za usporedbu različitih parametara spremnika oblika cijev u cijevi. U prvom dijelu analizirani su spremnici s uzdužnim rebrima, odnosno utjecaj diskretnih parametara kao šo su broj rebara, orijentacija spremnika, materijal cijevi i orebrenja te kontinuiranog parametra - orijentacije rebara. Proces punjenja i pražnjenja promatran je zasebno. U drugom dijelu analizirani su vertikalni spremnici s radijalnim rebrima, odnosno kontinuirani parametri kao što su veličina rebra i lokacija rebra. Za razliku od spremnika s aksijalnim rebrima, kod spremnika s radijalnim rebrima međuovisnost dužine i položaja pojedinih rebara mnogo je veća pa problem nema samo jedan, već više maksimuma. Također maksimalna dužina rebra ne znači nužno i bolji prijenos topline jer može negativno utjecati na intenzitet prirodne konvekcije. Temeljem navedenog, optimalan položaj rebara u ovom slučaju određen je na temelju optimizacije genetskim algoritmima. Zbog različitih izvedbi i parametara u literaturi nije moguće naći izravnu usporedbu ova dva pristupa poboljšanju prijenosa topline, moguće ih je uspoređivati samo prema postotku poboljšanja između konfiguracija



a) b) c)

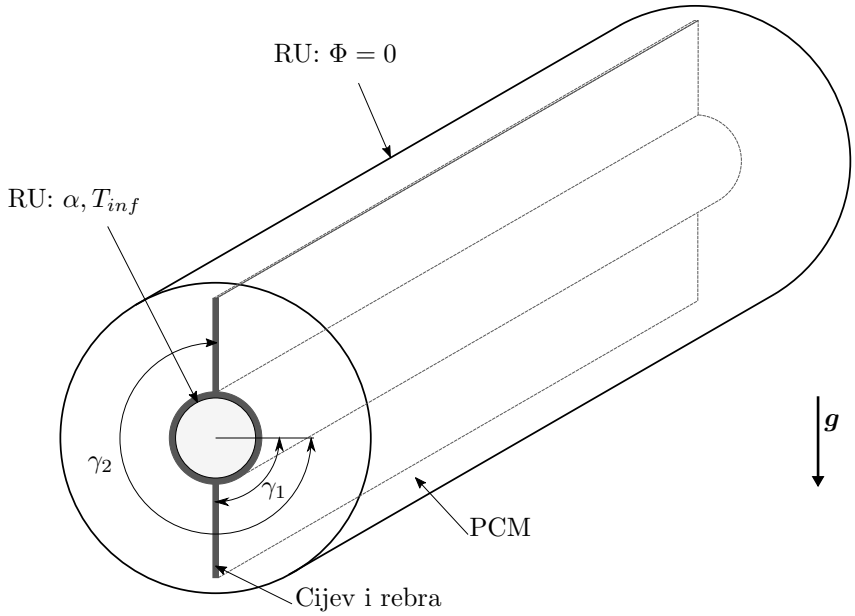
Slika 5.1: a) vertikalni spremnik s aksijalnim rebrima; b) horizontalni spremnik s aksijalnim rebrima; c) vertikalni spremnik s radijalnim rebrima

bez orebrenja i s orebrenjem [124]. Korištenje aksijalnih rebara kod niskotemperaturnog triplex spremnika dovelo je do 45% više prenesene energije kod taljenja i 36% kod skrućivanja [97], za srednjetemperaturni spremnik oblika cijev u cijevi korištenje aksijalnog orebrenja dovelo je do 68% odnosno 61% poboljšanja u odnosu na konfiguraciju bez rebara [125]. Korištenje radijalnih rebara u niskotemperaturnom spremniku dovela su do 39% , odnosno 40% poboljšanja prema [126].

5.1 Spremnici s uzdužnim orebrenjem

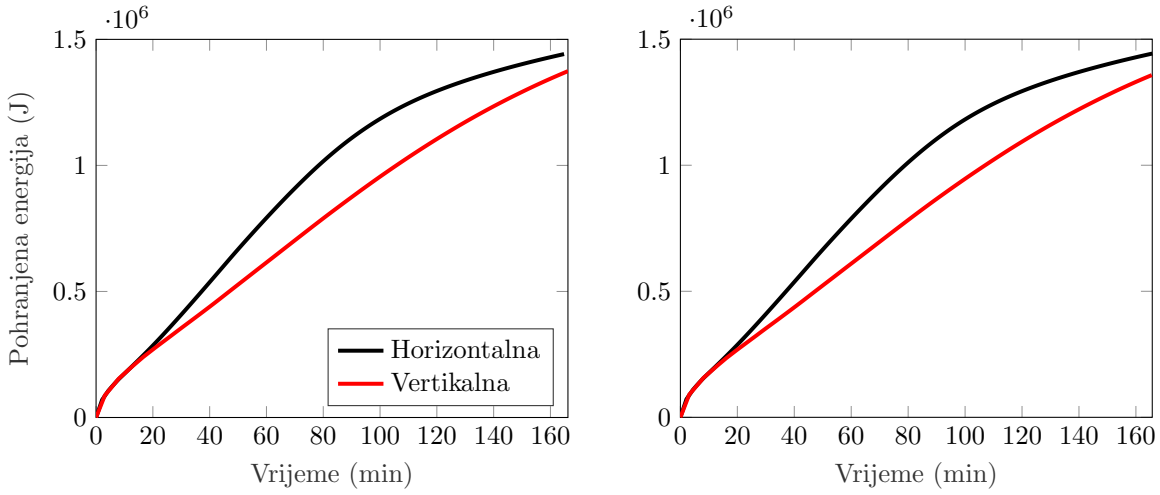
5.1.1 Definicija geometrije spremnika

Sve geometrije spremnika u ovom poglavlju temeljen su na jednostavnoj cijev u cijevi geometriji s promjerom unutarnje cijevi 26 mm i promjerom vanjske cijevi 100 mm te debljinom unutarnje cijevi od 2 mm. Medij za pohranu topline nalazi se u međucijevnom prostoru dok medij za prijenos topline struji kroz unutarnju cijev. Debljina vanjske cijevi nije definirana zbog pretpostavke adijabatskog (savršeno izoliranog) rubnog uvjeta na vanjskoj strani spremnika. Uspoređena su dva različita materijala rebara: aluminij s toplinskom provodnosti $\lambda_s = 204$ W/(mK) i visokolegirani nehrđajući čelik s toplinskom provodnosti $\lambda_a = 16.1$ W/(mK). Generalna shema spremnika topline prikazana je na slici



Slika 5.2: Generalna shema ispitivanog spremnika cijev u cijevi

5.2. Položaj rebara definiran je kao kut između horizontalne ravnine i osi simetrije rebra u smjeru kazaljke na satu i označen grčkim slovom γ te numeriran (indeksiran) prema broju rebara u smjeru kazaljke na satu. Za vertikalne konfiguracije vektor gravitacije djeluje u aksijalnom smjeru pa apsolutni položaj rebara više ne utječe na proces već samo njihov relativni odnos. U pogledu broja rebara, ispitivana su tri slučaja: bez rebara s dva rebra i s četiri rebra. Dimenzije svih rebara su jednake, rebra su dužine 30 mm i širine 2 mm. U svim slučajevima medij za pohranu topline je natrijev nitrat ($NaNO_3$) s temperaturom taljenja od (305 °C) s termo-fizikalnim svojstvima preuzetim iz [113] za industrijski natrijev nitrat visoke čistoće. Za početne uvjete pretpostavljen je savršeno progrijan sustav na temperaturi od (297°C), ovakvo stanje u nastavku se smatra "praznim spremnikom". Tok medija za prijenos topline nije simuliran već je pretpostavljeno turbulentno strujanje s izotermnim temperaturnim profilom u aksijalnom smjeru i koeficijentom prijelaza topline $\alpha = 1000$ W/(m^{2}K). Temperatura radnog medija je konstantna i iznosi 350 °C. Pohranjena energija računata je kao vremenski integral toplinskog toka kroz unutarnju stijenku unutarnje cijevi odnosno kao svu energiju koju medij za prijenos topline preda spremniku, što uključuje osjetnu toplinu materijala izmjenjivača i cijevi te osjetnu i latentnu toplinu pohranjenu u mediju za pohranu. U svim slučajevima trajanje simulacije postavljeno je na 10000 sekundi, odnosno 2.78 sati.



(a) Alumijska cijev (b) Čelična cijev

Slika 5.3: Punjenje osnovne cijev u cijevi konfiguracije

5.1.2 Bez rebara

Jednostavna cijev u cijevi konfiguracija u dvije izvedbe (čelična i aluminijska unutarnja cijev) simulirana je u vertikalnom i horizontalnom položaju. U nijednom od četiri slučaja nije došlo do potpunog taljenja PCM-a tijekom simulacije. Profili taljenja značajno se razlikuju između vertikalne i horizontalne konfiguracije, dok je razlika između profil taljenja s čeličnom i aluminijskom cijevi gotovo beznačajna, što se jasno vidi usporedbom profila na slici 5.3. Udio taline na kraju simulacije ima slično poklapanje, u horizontalnom slučaju iznosi 0.892, a u vertikalnom 0.832 za aluminij, odnosno 0.887 i 0.826 za nehrđajući čelik. Minimalne razlike između različitih materijala u ovom su slučaju očekivane zbog male debljine stijenke koja nema značajnu ulogu u ukupnom koeficijentu prijenosa topline u odnosu na koeficijente prijenosa na strani PCMa i medija za prijenos topline. Usporedbom profila taljenja na slici 5.3 može se uočiti sličnost s [51] gdje je parafin korišten kao niskotemperaturni PCM. U slučaju visokotemperaturnog PCM-a konveksnost krivulje je manje izražena nego je to slučaj za parafin, vjerojatno kao posljedica lošije vodljivosti i manjeg volumnog koeficijenta toplinske ekspanzije.

U oba slučaja količina pohranjene energije iznosi oko 1.4 MJ na kraju simulacije. Teoretski kapacitet ovakvog sustava (idealno progrijavanje na temperaturi radnog medija) iznosi 1.721 MJ za aluminijsku cijev i 1.726 MJ za čeličnu cijev. Efikasnost punjenja nakon kraja simulacije značajno opada, a nagib obje krivulje punjenja prema kraju simulacije postaje gotovo horizontalan na vrijednostima oko 1.5 MJ.

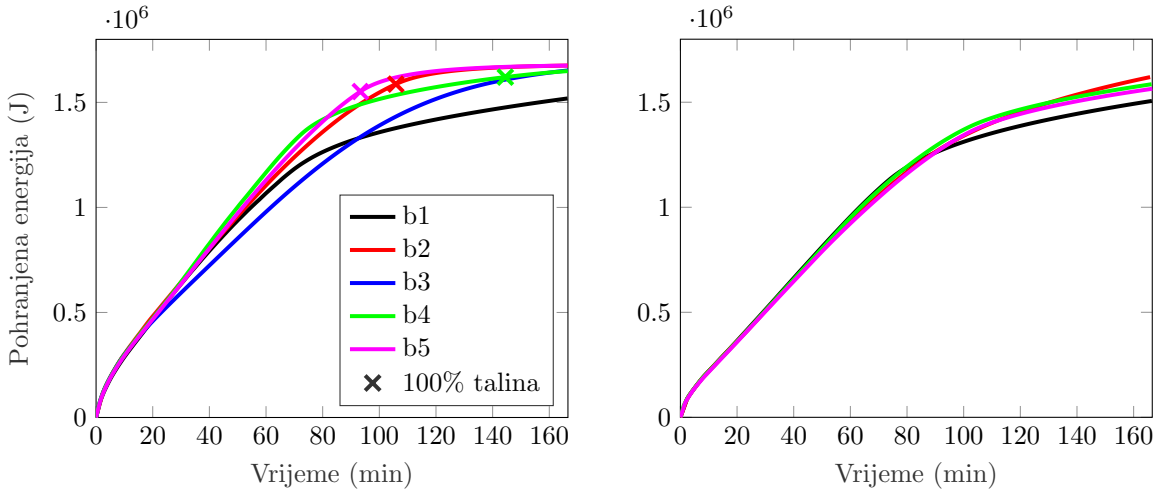
Tablica 5.1: Konfiguracije s dva rebra - aluminij

Konfiguracija	$\gamma_1(^\circ)$	$\gamma_2(^\circ)$	Orijentacija	Vrijeme taljenja	Pohranjena energija [MJ_{100}]
b1	0	180	Horizontalna	-	1.358
b2	90	270	Horizontalna	105.8	1.547
b3	0	180	Vertikalna	-	1.389
b4	30	150	Horizontalna	144.5	1.516
b5	60	120	Horizontalna	93.3	1.596

5.1.3 Dva rebra

Svojstva spremnika s dva rebra ispitana su za pet konfiguracija s različitim geometrijskim parametrima za aluminijska i čelična rebra. Geometrijske značajke konfiguracija dane su u tablici 5.1 zajedno s vremenom potrebnim za potpuno taljenja PCM-a u spremniku i pohranjenom energijom u 100-toj minuti simulacije za slučaj aluminijskih rebara. Osim karakterističnih, simetričnih konfiguracija (b1-b3) ispitane su i dvije konfiguracije s položenim rebrima (b4-b5) koje bi trebale omogućiti snažniju prirodnu konvekciju tijekom taljenja i bolji transfer topline prema kritičnim donjim dijelovima spremnika. Usporedbom slika 5.4a i 5.4b može se primijetiti kako je proces taljenja značajno sporiji u slučaju čeličnih rebara nego kod aluminijskih, što je i očekivano zbog manjeg koeficijenta toplinske provodnosti u slučaju čelika. Mnogo interesantnija je kvalitativna razlika u taljenju za ova dva slučaja: promjena položaja aluminijskih rebara igra značajniju ulogu kod proces taljenja te utječe i na vrijeme i oblik krivulje punjenja, kod čeličnih rebara promjena položaja rebra ima gotovo beznačajnu ulogu (profili punjenja jako se dobro poklapaju do 100-te minute) uz tek malo lošije rezultate u slučaju b1. U niti jednoj konfiguraciji s čeličnim rebrima nije došlo do potpunog taljenja, najviše energije pohranjeno je u konfiguraciji b2 kod koje je na kraju simulacije rastaljeno 99% PCM-a.

Zbog navedenog naglasak će biti stavljen na analizu punjenja spremnika s aluminijskim rebrima. Iz slike 5.4a, potpuno taljenje postignuto je samo za slučajeve b2, b4 i b5. Vremena potrebna za potpuno taljenje značajno se razlikuju između ova tri slučaja, dok su im profili punjenja relativno slični. Najbrže taljenje ostvaruje se u slučaju b5 koji ujedno ima i najpovoljniji profil punjenja, taljenje je malo duže u slučaju b2 dok konfiguracija b4 pokazuje bolje značajke u prvih 70 minuta simulacije, no ima vrlo nizak toplinski tok prema kraju simulacije što rezultira značajno dužim vremenom taljenja. Ovaj nagli pad toplinskog toka događa se u trenutku kada se završava taljenje iznad izmjenjivača (slika



(a) Aluminijska rebra (b) Čelična rebra

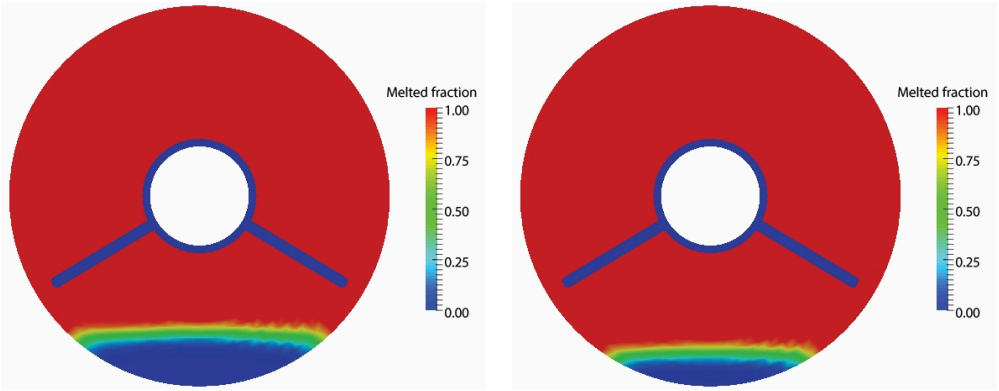
Slika 5.4: Punjenje konfiguracija s dva rebra

5.5a) gdje je prijenos topline mnogo intenzivniji zbog prirodne konvekcije. Preostali kruti dio PCM-a ispod izmjenjivača tali se mnogo sporije zbog slabe prirodne konvekcije - gradijent gustoće ima isti smjer kao gravitacija, što se izravno vidi usporedbom slika 5.5a i 5.5b, gdje je položaj fronte krutina/talina gotovo nepromijenjen između 73. i 100. minute simulacije.

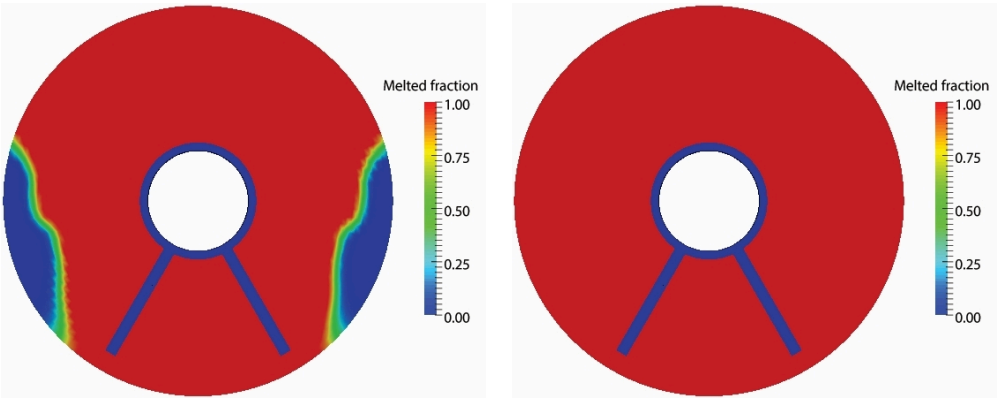
Približavanjem rebara jednog drugom i posljedično dnu spremnika značajno se intenzivira prirodna konvekcija ispod rebara, a samo malo pogoršava iznad rebara. Zbog boljeg prijenosa topline prema dnu spremnika, PCM na dnu spremnika je rastaljen u 73. minuti (slika 5.5c), dok se nerastaljeni bočni dijelovi vrlo brzo tale zahvaljujući prirodnoj konvekciji s vanjskih strana rebara i cijevi što rezultira potpunim taljenjem PCM-a već u 93. minuti.

U slučaju vertikalnog spremnika (b3), fronta taljenja se na samom početku simulacije giba u radijalnom smjeru dok poslije dominantni smjer kretanja fronte postaje aksijalni smjer u smjeru vektora gravitacije. Potpuno taljenje je ipak ograničeno krutinom u donjem dijelu spremnika oko kojeg su brzine kretanja taline uslijed prirodne konvekcije vrlo male. Ukupna pohranjena energija u 100. minuti manja je za 15% nego u slučaju b5.

Važno je napomenuti da bi promjenom visine (dužine) spremnika vertikalni spremnik vjerojatno imao bolje značajke punjenja, dok se one u slučaju produživanja horizontalnih spremnika ne bi bitnije mijenjale.



(a) b4 - 73 min (b) b4 - 100 min



(c) b5 - 73 min (d) b5 - 100 min

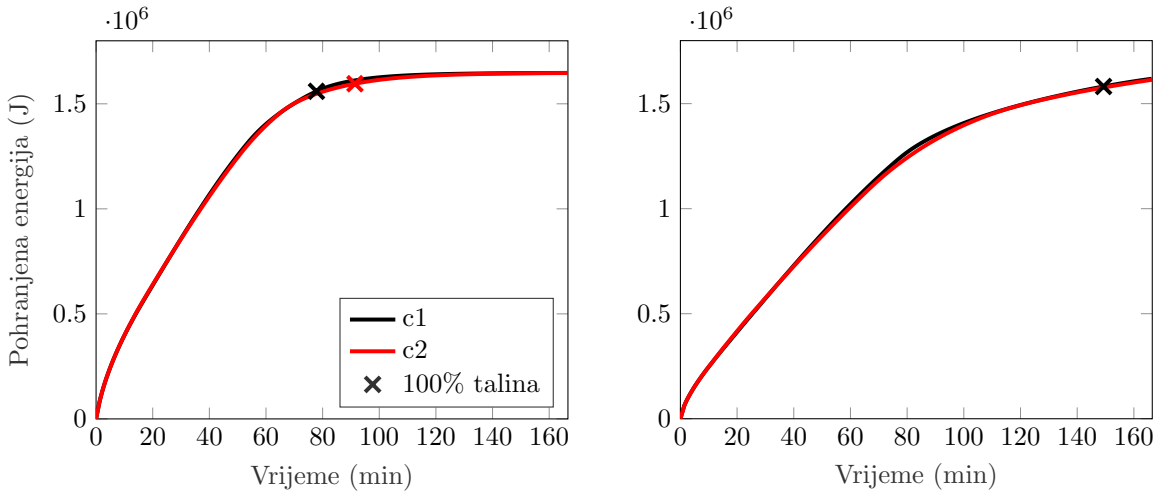
Slika 5.5: Usporedba taljenja za slučajeve b4 (a i b) i b5 (c i d)

5.1.4 Četiri rebra

Konfiguracije s četiri rebra ograničavaju mogućnosti modificiranja konstrukcije pa je ovdje fokus stavljen na samo dvije izvedbe definirane u tablici 5.2. U obe konfiguracije međusobni razmak između rebara iznosi 90°, u konfiguraciji c1 rebra su poravnata s glavnim osima, dok su u konfiguraciji c2 ona rotirana za 45°. U tablici je navedeno i vrijeme potrebno za potpuno taljenje PCM-a kao i energija pohranjena u sustav tijekom prvih 100 minuta simulacije za aluminijska rebra. Prema očekivanjima, dodatna rebra značajno pospješuju transport topline što rezultira kraćim vremenom taljenja i mnogo intezivnijim gradijentima punjenja. I u slučaju aluminijskih i čeličnih rebara profili punjenja spremnika gotovo su identični za konfiguracije c1 i c2. Značajnija razlika opet postoji tek u vremenu potrebnom za taljenje cijelog PCM-a kao posljedica sporijeg taljenja krutine na samom dnu spremnika (17% duže taljenje za slučaj c2 u odnosu na c1). U slučaju c1 rebro je izravno usmjereno prema dnu spremnika što rezultira nešto boljim prijenosom topline prema dnu i bržim taljenjem.

Tablica 5.2: Konfiguracije s četiri rebra - aluminij

Konfiguracija	$\gamma_1(°)$	$\gamma_2(°)$	$\gamma_3(°)$	$\gamma_4(°)$	Orijentacija	Vrijeme taljenja	Pohranjena energija [MJ_{100}]
c1	0	90	180	270	Horizontal	77.8	1.626
c2	45	135	225	315	Horizontal	91.4	1.614



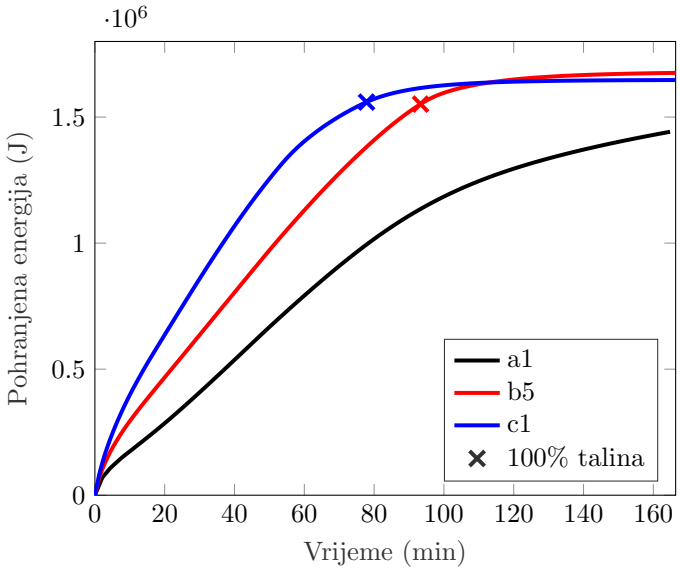
(a) Aluminijska rebra

(b) Čelična rebra

Slika 5.6: Punjenje konfiguracija s četiri rebra

5.1.5 Usporedba taljenja

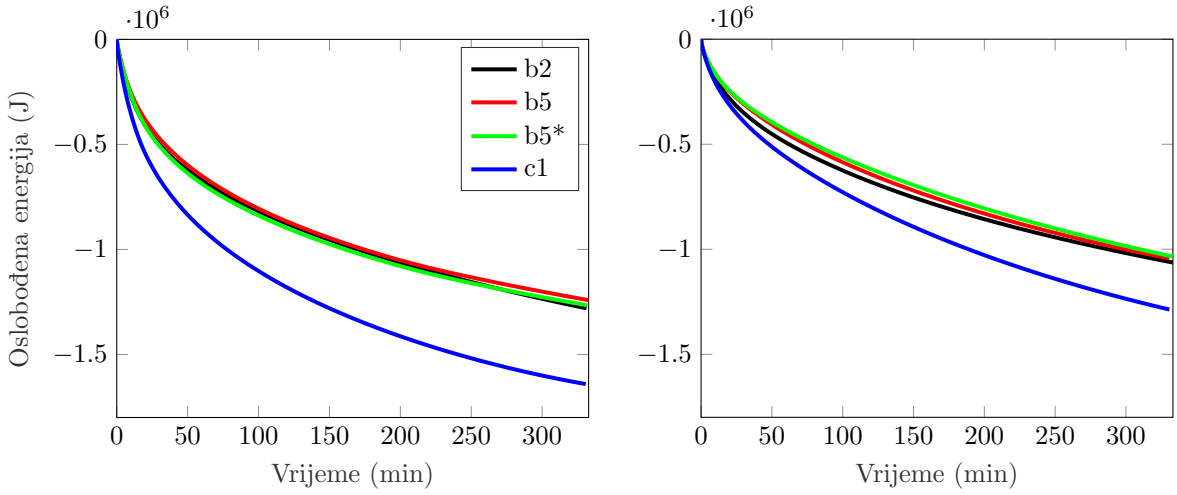
Na slici 5.7 prikazani su profili taljenja za konfiguracije koje su ostvarile najbolje rezultate u svakoj od izvedbi (bez rebara, dva rebra, četiri rebra). Primjetno je kako se vrijeme taljenja ne razlikuje značajno između konfiguracije c1 i b5. Usprkos maloj razlici u vremenu taljenja konfiguracija c1 ima mnogo povoljniju krivulju punjenja pa je tako u bilo kojem trenutku tijekom prvih 80 minuta simulacije barem 20% više energije pohranjeno u konfiguraciji c1, što je osobito važno ako će se spremnik koristiti u varijabilnim uvjetima kada često može dolaziti samo do djelomičnog punjenja spremnika. Ukupna pohranjena energija za slučaj c1 nešto je manja od slučaja b5 zbog dva dodatna rebra koja smanjuju ukupnu količinu PCM-a u spremniku te posljedično i kapacitet spremnika.



Slika 5.7: Model s i bez vanjske cijevi

5.1.6 Pražnjenje spremnika

Kao što je poznato, skrućivanje PCM-a je dominantno kondukcijski proces što za posljedicu često ima slabije toplinske tokove tijekom pražnjenja spremnika nego je to slučaj kod punjenja. U nastavku je ispitan proces pražnjenja prethodno definiranih spremnika. Zbog jednostavnosti u obzir su uzete samo konfiguracije s najboljim rezultatima tijekom punjenja (c1 i b5), konfiguracija b2 zbog svoje simetrije (što odgovara kondukcijskom prijenosu) te nova konfiguracija b5*. Konfiguracija b5* je zapravo konfiguracija b5 koja je nakon punjenja rotirana za 180°. Na taj način pokušava se maksimalno iskoristiti prirodna konvekcija tijekom početka pražnjenja spremnika koja nastaje kao posljedica bržeg hlađenja u gornjem dijelu spremnika. Sve simulacije su inicijalizirane s podatcima iz simulacija taljenja koji odgovaraju 100. minuti simulacije. Svi ostali parametri odgovaraju simulaciji taljenja osim temperature fluida za transport topline koja sada iznosi (290 °C), vrijednost koeficijenta prijenosa topline ostaje (1000 W/(m^{2}K)). Zbog sporijeg procesa trajanje simulacije postavljeno je na 20000 sekundi (5.5 sati). Rezultati su prikazani na slici 5.8, opet za čelična i aluminijska rebra. Očekivano, konfiguracija s četiri rebra pruža mnogo bolje performanse, dok su performanse dvo-rebrenih konfiguracija vrlo slične, pogotovo za slučaj čeličnih rebara. Kod aluminijskih rebara, b5 sada ima najlošije performanse tijekom cijele simulacije, u slučaju njegove rotacije (b5*) oslobađa se 4% više energije tijekom prvih 100 minuta, odnosno 2.1% više u prvih 300 minuta. Posljedično, b5* u prvih 250 minuta pruža najbolje performanse zahvaljujući slaboj prirodnoj konvekciji koja pos-



(a) Aluminijska rebra (b) Čelična rebra

Slika 5.8: Oslobađanje energije tijekom pražnjenja

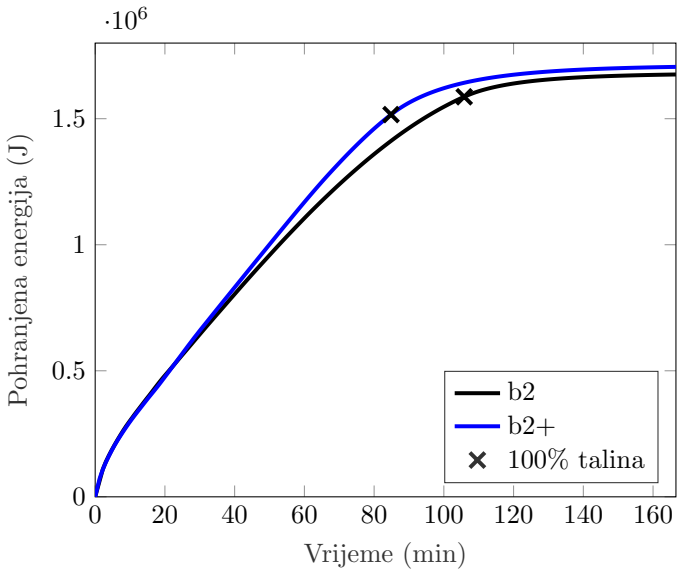
pješuje toplinski tok, sa sve boljim temperiranjem taline prednost konvektivnog prijenosa postaje zanemariva pa konfiguracija b2 postiže najveći toplinski tok na kraju simulacije. Efekt rotacije za čelična rebra ima negativan utjecaj na toplinski tok, odnosno ni u kojem slučaju nije isplativ.

5.1.7 Utjecaj vanjske cijevi i spajanje rebra

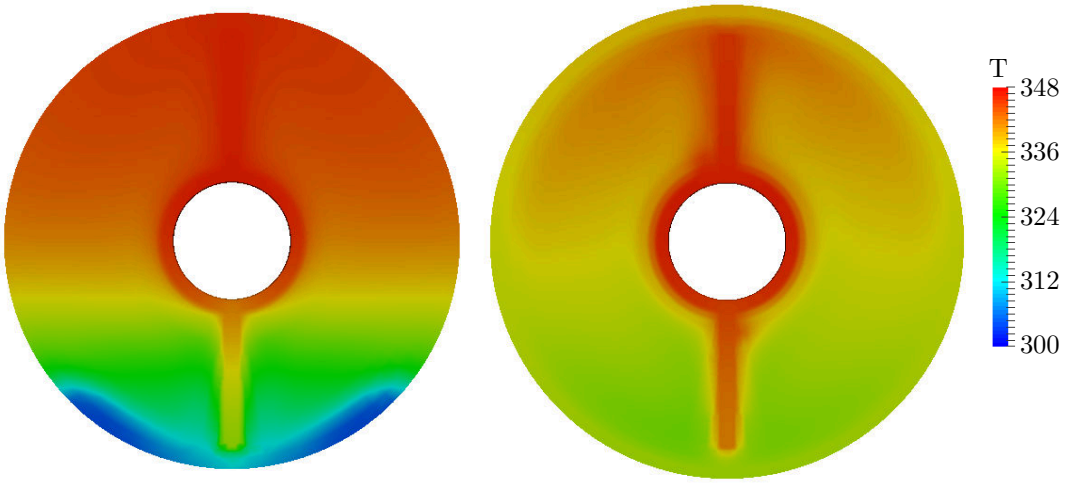
U prethodnim simulacijama na mjestu vanjske stijenke pretpostavljen je adijabatski rubni uvjet što fizikalno odgovara tankoj, dobro izoliranoj stijenci od materijala niske toplinske provodnosti (npr. nehrđajućeg čelika).

Ako je vanjska cijev nešto veće debljine i izrađena od materijala visoke vrijednosti koeficijenata toplinske provodnosti ona može igrati značajnu ulogu u pospješivanju transporta topline unutar spremnika. Kako bi se ocijenio utjecaj vanjske cijevi rekonstruirana je konfiguracija b2 u koju je sad uključena vanjska stijenka od aluminija. Uključivanje vanjske stijenke za posljedicu ima povećanje teoretskog kapaciteta spremnika u iznosu 1.9% odnosno 1.8% tijekom simulacije. Početak procesa punjenja spremnika protječe identično u oba slučaja, nakon 30ak minuta, rastaljeni PCM na vrhu spremnika tad počinje u značajnijoj mjeri zagrijavati vanjsku stijenku koja se zbog visoke vodljivosti dobro progrijava po obodu te prenosi toplinu prema krutom PCM-u uz lijevi i desni rub spremnika. Rezultat ovakve izmjene topline je nešto veći toplinski tok između 40. i 100. minute simulacije, odnosno 21 minutu kraće vrijeme potrebno za potpuno taljenje PCM-a. Temperaturna polja PCM-a i stijenke za slučaj bez vanjske stijenke (b2) i s vanjskom stijenkom

(b2+) u 80. minuti simulacije prikazana su na slici 5.10. Osim što je kod konfiguracija s vanjskom stijenkom došlo do potpunog taljenja, talina je mnogo bolje progrijana zbog mnogo intenzivnijeg strujanja uzrokovanog temperaturnim gradijentima s vanjske strane (stijenka) i unutarnje strane (izmjenjivač). Još zanimljiviji slučaj postiže se ako se rebra produže 5mm kada dolaze u kontakt s vanjskom stijenkom. U ovom slučaju toplina s rebra izravno prelazi na stijenku, bez savladavanja toplinskog otpora u vidu sloja PCM-a (osobito je to izraženo s donje strane gdje je taj PCM u slučaju kraćih rebara krutina). Ova konfiguracija u nastavku će se nazivati d2+.



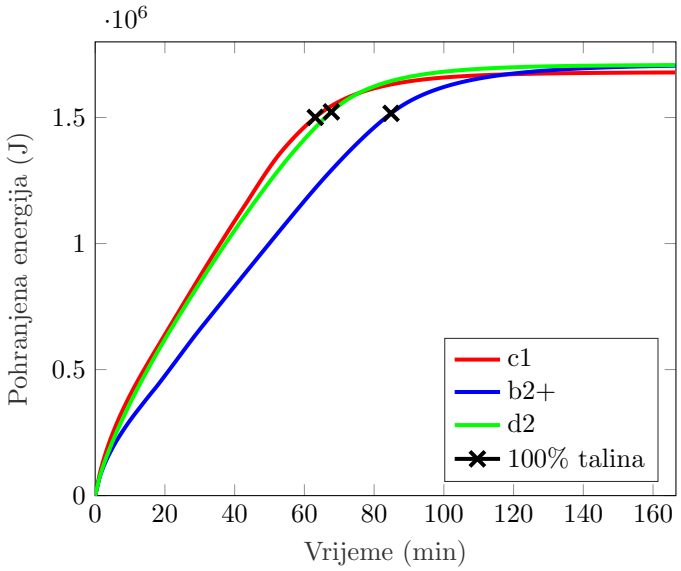
Slika 5.9: Razlika između modela bez i sa stijenkom



Slika 5.10: Temperaturno polje unutar spremnika u 80. minuti simulacije. Lijevo - bez utjecaja vanjske stijenke - b2; desno - aluminijska vanjska stijenka - b2+

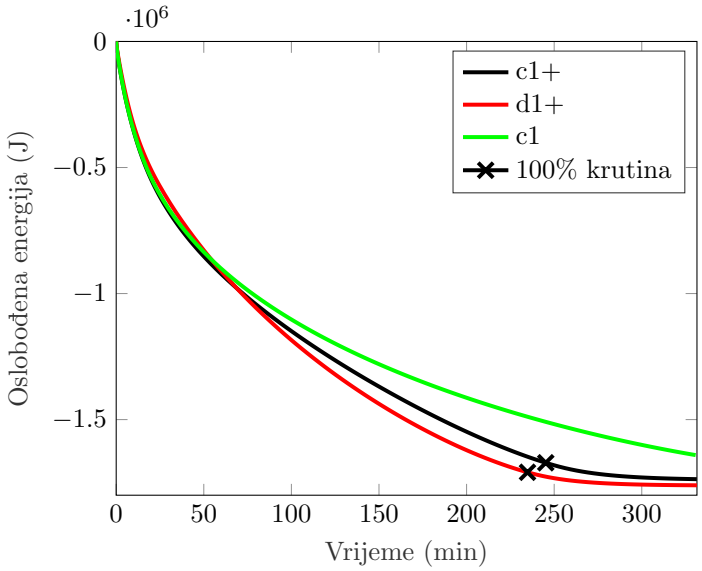
Profil pohrane energije kod konfiguracije d2+ prikazan je na slici 5.11 te uspoređen

s konfiguracijom s četiri rebra koja uključuje vanjsku stijenku (c1+). Krivulje taljenja gotovo su identične Konfiguracija c1+ ima zanemarivo brže taljenje i intenzivniji prijenos topline tijekom taljenja, dok je zbog manjeg broja rebara (i posljedično veće količine PCM-a) ukupni kapacitet konfiguracije d2 nešto veći.



Slika 5.11: Utjecaj spajanja rebara i vanjske stijenke

Ako se promotri proces oslobađanja energije, rezultati postignuti spajanjem rebara s vanjskom stijenkom još su značajniji u slučaju pražnjenja spremnika kao što je vidljivo iz slike 5.12. Na slici su uspoređena tri profila pražnjenja spremnika (c1, c1+ i d2+). Već samo dodavanje aluminijske vanjske stijenke u model s četiri rebra (c1+) značajno pospješuje oslobađanje energije i omogućava potpuno skrutnjivanje u vremenu trajanja simulacije, no mnogo je zanimljivije kako dvo-rebrena konfiguracija (d2+) sa spojenim rebrima ostvaruje brže skrutnjivanje, veći toplinski tok tijekom gotovo cijele simulacije te nešto veći ukupni toplinski kapacitet zbog veće količine PCM-a od četvoro-rebrene konfiguracije sa standardnim rebrima, usprkos gotovo duplo manjoj površini rebara. Može se zaključiti kako transfer topline po obodu igra mnogo veću ulogu nego transfer u radijalnom smjeru iz perspektive punjenja, a još više pražnjenja spremnika. Slijedom navedenog, smanjivanjem temperaturne razlike na krajevima rebara omogućava se veća temperatura vanjske stijenke odnosno pospješuje transport temperature prema stijenci.



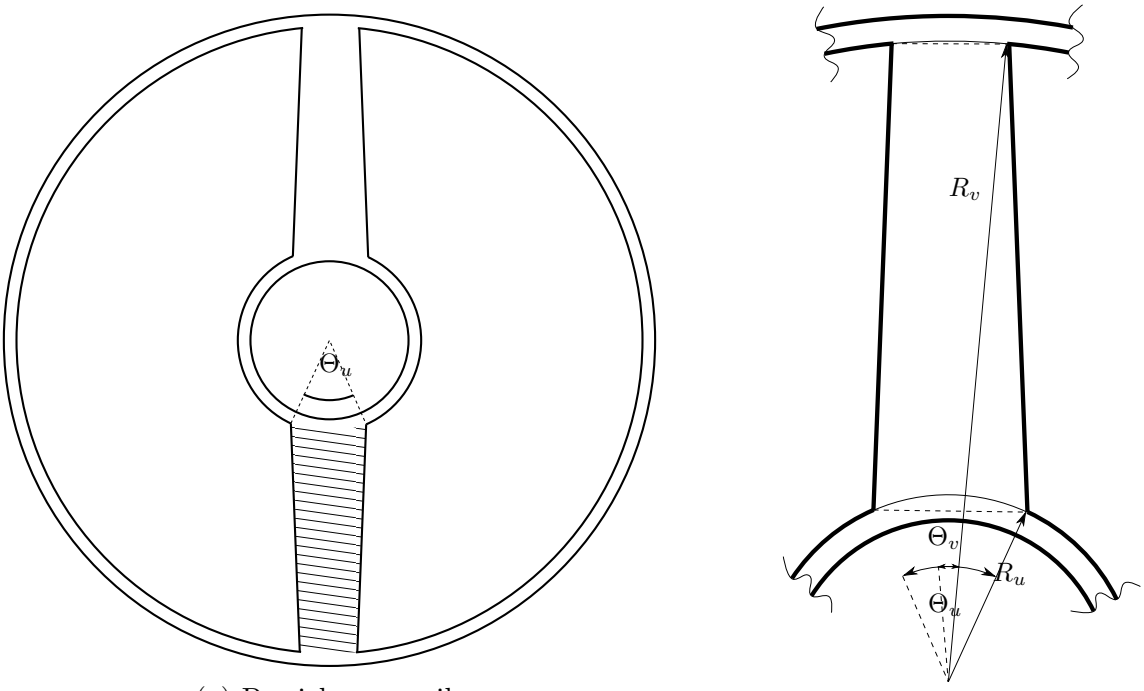
Slika 5.12: Pražnjenje spremnika s vanjskom cijevi

5.1.8 Utjecaj geometrije rebra

Preinakom geometrije presjeka rebra iz pravokutnog u trapezasti oblik, zadržavajući konstantnu površinu presjeka rebra, teoretski bi se mogao povećati toplinski tok prema vanjskoj stijenci, a samim time i prema materijalu za pohranu topline. Uži presjek na strani korijena rebra ograničava toplinski tok na tom dijelu, ali omogućuje postizanje većeg toplinskog toka na kraju rebra gdje je temperaturni gradijent u smjeru rebra značajno manji. Širi presjek na strani korijena rebra omogućava veći toplinski tok na početku rebra ali ograničava toplinski tok od rebra prema vanjskoj stijenci, što ne mora biti loše ako se od srednjeg dijela rebra odvodi dovoljno topline prema PCM-u.

Oblik trapezastog rebra za predefinirani vanjski i unutarnji radijus spremnika, može se definirati sa samo dvije varijable, kuta koji zatvaraju dvije rubne točke rebra na unutarnjem radijusu (kut Θ_u na slici 5.13) i kuta koji zatvaraju dvije rubne točke rebra na vanjskom radijusu (kut Θ_v na slici 5.13). Realna geometrija presjeka rebra ne odgovara trapezu već umjesto osnovica ima kružne lukove različitih radijusa kao što je prikazano na slici 5.13b. Površina presjeka opisanog rebra može se računati prema jednadžbi

$$\begin{aligned} P_t = &\left((R_v - R_u) - R_v \left(1 - \cos\left(\frac{\Theta_v}{2}\right)\right) + R_u \left(1 - \cos\left(\frac{\Theta_u}{2}\right)\right)\right) \cdot \\ &\cdot \frac{2R_u \sin\left(\frac{\Theta_u}{2}\right) + 2R_v\left(\frac{\Theta_v}{2}\right)}{2} + \frac{R_v^2}{2}\left(\Theta_v - sin(\Theta_v)\right) - \\ &- \frac{R_u^2}{2}\left(\Theta_u - sin(\Theta_u)\right). \end{aligned} \tag{5.1}$$



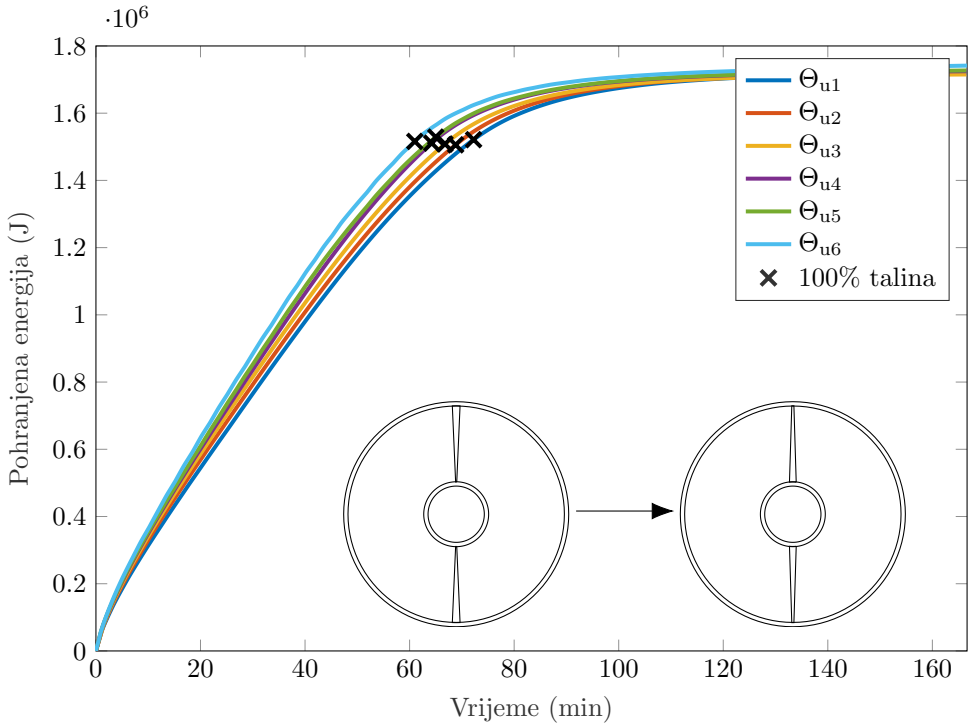
(a) Presjek spremnika

(b) Definicija geometrije rebra

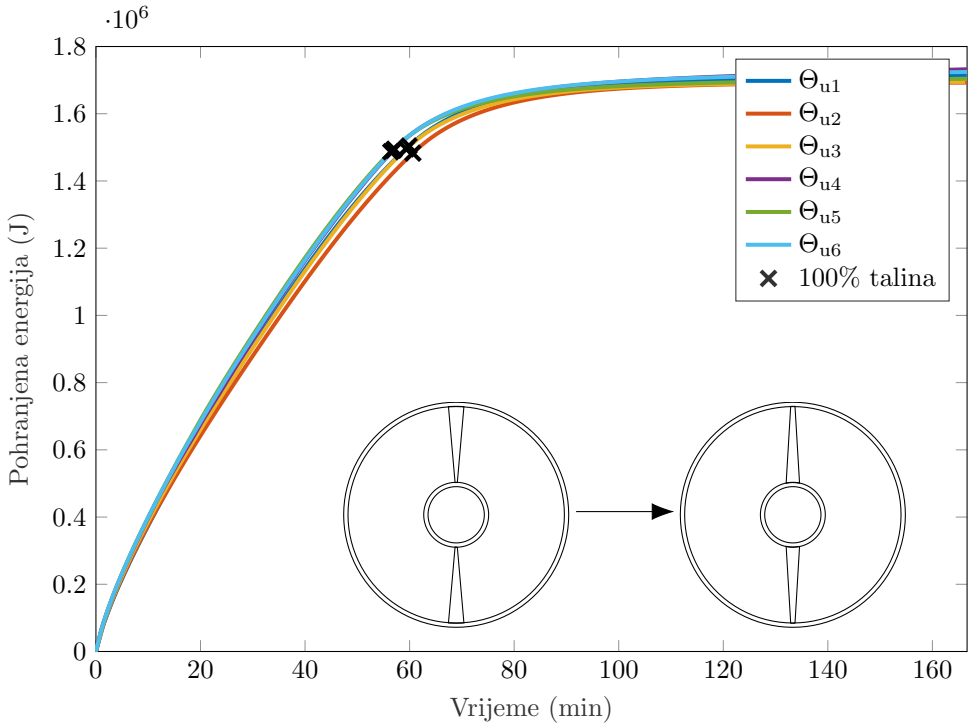
Slika 5.13: Rebro trapeznog presjeka

Za zadanu konstantnu površinu presjeka rebra, geometrija rebra je funkcija samo jedne varijable (kuta Θ_u ili Θ_v). U nastavku je ispitan utjecaj kuta Θ_u na toplinski tok za konstantnu površinu presjeka 7.2e-5 m^2 koja odgovara prethodnim konfiguracijama s dva rebra. Za sve slučajeve orijentacija rebara je jednaka tj. rebra su orijentirana vertikalno dok je sam spremnik orijentiran horizontalno. Ispitano je šest konfiguracija s rastućim kutem Θ_u u rasponu od $\Theta_{u1} = 1°$ do $\Theta_{u6} = 6°$. Profili punjenja spremnika prikazani su na slici 5.14. Iz rezultata je vidljivo kako se s rastom kuta Θ_u skraćuje vrijeme potrebno za potpuno taljenje te postiže brže punjenje. Na temelju ovih rezultata očito je kako se usko grlo prijenosa topline kroz rebro u ovom slučaju nalazi uz korijen te povećavanje presjeka na tom djelu ima veću ulogu nego povećanje presjeka na vrhu rebra.

Na slici 5.15 prikazani su profili punjenja za različite oblike rebra u slučaju da je presjek rebra dvostruko veći, odnosno 1.44e-4 m^2. I ovdje je ispitano 6 konfiguracija, dok je zbog veće površine kut Θ_u mijenjan u rasponu od $\Theta_{u1} = 2°$ do $\Theta_{u6} = 12°$ s korakom 2°. Zbog većeg presjeka rebra očekivano je povećan toplinski tok kroz rebro, ipak, povećanje toplinskog toka ograničeno je prvenstveno površinom izmjene topline između izmjenjivača i PCM-a koja je ostala ista. Ukupan rezultat povećanja površine presjeka



Slika 5.14: Pohranjena energija za različite oblike rebra, A=7.2e-5m



Slika 5.15: Pohranjena energija za različite oblike rebra, A=1.4e-4m

rebra je par minuta kraće vrijeme taljenja i malo brži profil punjenja spremnika. Razlike između različitih oblika presjeka rebra slabije su izražene što se može protumačiti kako je u ovom slučaju prijenos topline ograničen površinom kontakta izmjenjivač-PCM, a

ne toplinskim tokom koji se može ostvariti u aksijalnom smjeru rebra. Za razliku od prethodne usporedbe, najbolje rezultate ovdje se ne postiže s najvećim unutarnjim kutem Θ_u, već se konfiguracije s Θ_{u4}, Θ_{u5} i Θ_{u6} imaju gotovo identične profile punjenja s tim da se najbrže taljenje (iako s vrlo malom razlikom) postiže kod konfiguracije Θ_{u5}.

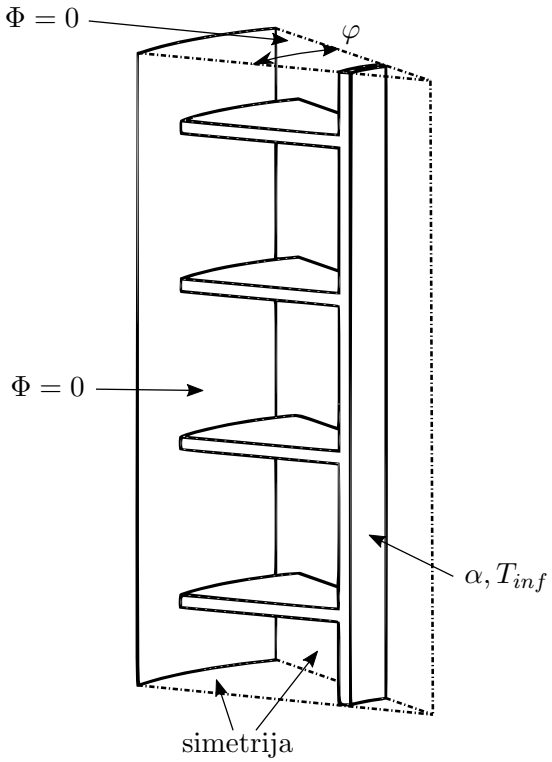
5.2 Spremnici s radijalnim rebrima

Spremnici s radijalnim rebrima predstavljaju još jednu tehnologiju povećavanja izmjenjivačke površine u odnosu na uzdužna rebra. Izravna usporedba dvije tehnologije je teško izvediva zbog čitavog niza parametara koji utječu na proces taljenja/skrutnjivanja, a pogoduju jednoj ili drugoj tehnologiji. Uz to realna usporedba koja bi uključivala troškove proizvodnje i materijala ovisila bi o tehnologijama proizvodnje, montaže itd. U ovom poglavlju fokus je stoga stavljen na međusobnu usporedbu spremnika s radijalnim rebrima, odnosno na maksimiziranje prenesene topline manipuliranjem parametara kao što su dužina i položaj (razmak) rebra u sustavu. Referentna (polazna) konfiguracija temelji se na spremniku cijev u cijevi, vanjska cijev promjera je 33 cm, dok je unutarnji promjer unutarnje cijevi 3 cm, a debljina stijenke 5 mm. Cijev je podijeljena u segmente visine 20 cm. Presjek opisanog segmenta prikazan je na 5.18. Na unutarnjoj (izmjenjivačkoj) cijevi nalaze se radijalna rebra vanjskog promjera 21 cm, rebra su međusobno razmaknuta 5 cm, dok je prvo rebro udaljeno od dna 2.5 cm. Izmjenjivač je izrađen od aluminija, materijal za pohranu je kao i u prethodnom poglavlju natrijev nitrat. S ciljem skraćivanja vremena potrebnog za izvođenje simulacije iskorištena je simetrija spremnika pa je umjesto cijele domene simulirana samo segment koji odgovara jednoj desetini spremnika (odnosno kut φ na slici 5.16. iznosi $\varphi = 36\,\mathrm{deg}$) i ima presjek kružnog isječka. Simulacijska domena s rubnim uvjetima prikazana je na slici 5.16. Rubni uvjeti ekvivalentni su onima kod spremnika s uzdužnim rebrima. Sa strane cijevi postavljen je rubni uvjet konvekcijskog prijelaza topline dok je na gornjoj i donjoj stranici, kao i na vanjskom promjeru spremnika postavljen adijabatski rubni uvjet. Bočne stranice domene definirane su kao simetrijski rubni uvjet.

5.2.1 Definicija optimizacijskog problema

Pronalazak najpoželjnije geometrije izmjenjivača može se prikazati kao problem minimizacije izrazito nelinearne funkcije cilja. Izbor "prave" funkcije cilja, problem je sam za sebe. Često se kao funkcija cilja u sličnim problemima uzima ukupna izmijenjena toplina, tj. u ovom slučaju toplina odvedena od radnog medija (tj. predanu spremniku). Ovakav problem može se matematički zapisati kao

$$pronađi\ minimum \quad f(\boldsymbol{X}) = Q \tag{5.2}$$



Slika 5.16: Simulacijska domena spremnika s rubnim uvjetima

gdje je Q funkcija cilja, a X vektor varijabli koje definiraju geometriju izmjenjivača. Funkcija cilja jednaka je

$$Q = \int_{t=0}^{t} \int_{S} \Phi \cdot dSdt. \tag{5.3}$$

gdje je $\mathbf{\Phi}$ funkcija gustoće toplinskog toka, S unutarnja površina izmjenjivačke cijevi, a t vrijeme. Dok je unutarnja površina izmjenjivača određena pri definiciji osnovne geometrije kao konstantna, očito je kako vrijeme punjenja spremnika može varirati pa je pri procesu optimizacije potrebno odrediti vrijeme trajanja procesa uz napomenu da optimalno rješenje za punjenje u trajanju t_1 ne mora biti optimalno rješenje za proces trajanja t_2. Vrijeme trajanja procesa, prema tome, odgovarat će vremenu pražnjenja/punjenja spremnika koje se od njega očekuje pri eksploataciji. Ako će spremnik raditi u različitim režimima i sa značajnim varijacijama trajanja punjenja/pražnjenja, moguće je problem definirati kao višeciljni problem (funkcije cilja su prenesene energije u različitim vremenskim okvirima s težinskim faktorima ovisno o očekivanom udjelu pojedinog režima). Trajanje procesa punjenja određeno je na temelju simulacije taljenja kod referentne geometrije te iznosi pola vremena potrebnog za potpuno taljenje kod referentne geometrije, odnosno $t = 50$

min. Ovakav pristup korišten je kako bi se izbjeglo potpuno taljenje kod ijedne geometrije. Na taj se način izbjegava "rastezanje" maksimuma - nakon potpunog taljenja prenesena energija se mijenja jako malo pa bi se funkcija cilja u slučaju potpunog taljenja jako malo razlikovala između svih geometrija kod kojih dolazi do potpunog taljenja. Izmjenjivač opisan kod referentne geometrije definiran je preko vektora osam varijabli, tj. radijusa i visine na kojoj se nalazi svako od rebara (udaljenost gornje površine spremnika i gornje površine rebra). Varijable možemo zapisati kao:

$$(X) = \left\{ \begin{array}{c} h_1 \\ h_2 \\ h_3 \\ h_4 \\ r_1 \\ r_2 \\ r_3 \\ r_4 \end{array} \right\}. \tag{5.4}$$

Problem je potrebno dodatno ograničiti kako ne bi došlo do preklapanja rebara ili pak zamjene rebara pa je uvedeno ograničenje kako svako rebro mora biti u zasebnoj četvrtini spremnika. Isto tako, radijus rebra ne može biti veći od radijusa spremnika ni manji od radijusa cijevi pa je nužno uvesti i ograničenja na radijus rebra. Maksimalni radijus rebra dodatno je manji za 0.01 m od unutarnjeg radijusa spremnika zbog omogućavanja strujanja oko pojedinog rebra. Navedena linearna ograničenja glase:

$$\left\{ \begin{array}{c} 0 \\ 0.05 \\ 0.1 \\ 0.15 \\ 0.005 \\ 0.005 \\ 0.005 \\ 0.005 \end{array} \right\} \leq \boldsymbol{X} \leq \left\{ \begin{array}{c} 0.045 \\ 0.095 \\ 0.145 \\ 0.195 \\ 0.14 \\ 0.14 \\ 0.14 \\ 0.14 \end{array} \right\}. \tag{5.5}$$

Ovako definiran optimizacijski problem težio bi prema rješenjima s maksimalnim radijusima rebara pa je potrebno uvesti dodatno ograničenje koje bi ograničilo količinu mate-

rijala (volumen) izmjenjivača. Kao maksimalna veličina izmjenjivača izabrana je veličina iz referentne geometrije. Matematički, ovakvo ograničenje predstavlja nelinearno nejednakosno ograničenje koje glasi:

$$4\left(0.105^2 \cdot \pi - 0.02^2 \cdot \pi\right) \geq (X(5)^2 \cdot \pi - 0.02^2 \cdot \pi) + (X(6)^2 \cdot \pi - 0.02^2 \cdot \pi) + (X(7)^2 \cdot \pi - 0.02^2 \cdot \pi) + (X(8)^2 \cdot \pi - 0.02^2 \cdot \pi) \quad (5.6)$$

Moguće je dodatno nagrađivati rješenja koja koriste manje izmjenjivače, no takav pristup ovdje nije korišten jer manja masa izmjenjivača izravno uvjetuje veću masu materijala za pohranu.
Zbog izrazite nelinearnosti, funkcije cilja kod koje se očekuje veći broj lokalnih minimuma (maksimuma), mogućnosti paralelizacije i jednostavnosti implementacije za rješavanje ovog optimizacijskog problema odabrani su genetski algoritmi.

5.2.2 Genetski algoritmi

Genetski algoritmi pripadaju skupini evolucijskih algoritama, a predstavljaju stohastičke, meta-heuristička metode optimizacije s velikom vjerojatnošću pronalaska globalnog minimuma [127]. Genetski algoritmi temelje se na matematičkoj imitaciji Darwinove teorije evolucije. Zbog svoje prirode, pogodni su za izrazito nelinearne probleme koje karakterizira veći broj lokalnih minimuma (maksimuma) kao što je predmetni problem.
Kao i kod ostalih evolucijskih algoritama, osnovni proces genetskog algoritma sastoji se od sljedećih elemenata: izrade populacije jedinki, evaluacije svih jedinki iz populacije, ocjena "dobrote" svake jedinke usporedbom s funkcijom cilja te stvaranja nove populacije. Nastanak nove populacije provodi se kroz tri procesa: preživljavanjem najboljih jedinki, kombinacijom/križanjem najboljih "roditelja" te eventualnom mutacijom nekih jedinki.
Genetski algoritmi međusobno se razlikuju prema: načinu definiranja jedinki, metodi ocjene "dobrote", veličini populacije, metodi izbora roditelja, genetskim operatorima (križanje i mutacija) te mehanizmom izbora za preživljavanje. Način na koji se definiraju jedinke važan je korak za uspješnost genetskog algoritma i mora omogućiti što bolju vezu između pravog problema i njegovog prikaza u evolucijskom prostoru (unutar

genetskog algoritma). Jedinke se tako, ovisno o prirodi varijabli originalnog problema i njegovih ograničenja mogu prikazati u binarnom obliku, matricama, nizovima realnih brojeva itd.

Metoda ocijene dobrote kod optimizacijskih problema često je identična/proporcionalna funkciji cilja ili jednostavna transformacija funkcije cilja. Izbor roditelja u pravilu se provodi probabilistički. Na temelju vrijednosti funkcije "dobrote" svih jedinki u populaciji dodjeljuju im se izgledi da postanu "roditelji", odnosno vjerojatnost za sudjelovanje u nastanku novih jedinki. Na ovaj način osigurava se preživljavanje najboljih jedinki, ali i ostavlja mogućnost da se naslijedi neka "dobra osobina" jedinke koja ukupno ima lošiju pogodnost. Ako bi se birale isključivo najbolje jedinke, postojala bi velika mogućnost da algoritam "zaglavi" na lokalnom maksimumu.

Uloga genetskih operatora je stvaranje novih jedinki na temelju starih pa su oni odgovorni za nastanak nove populacije. Križanje podrazumijeva izmjenu "genetskog materijala" između dvije (moguće i više) jedinke (roditelja) te nastanak nove jedinke. Križanje je u genetskim algoritmima glavni mehanizam pretraživanja prostora rješenja. Mutacija označava nasumičnu promjenu dijela "genetskog materijala" jedne jedinke. Ona značajno ovisi o načinu na koji se definira jedinka, pa kod binarnih zapisa može značiti izmjenu dijela koda ili samo nekih znamenki, kod problema više varijabli može značiti promjenu jedne varijable itd. Mutacija predstavlja dodavanje svježeg materijala u proces, odnosno omogućuje cjelovitije pretraživanje prostora rješenja.

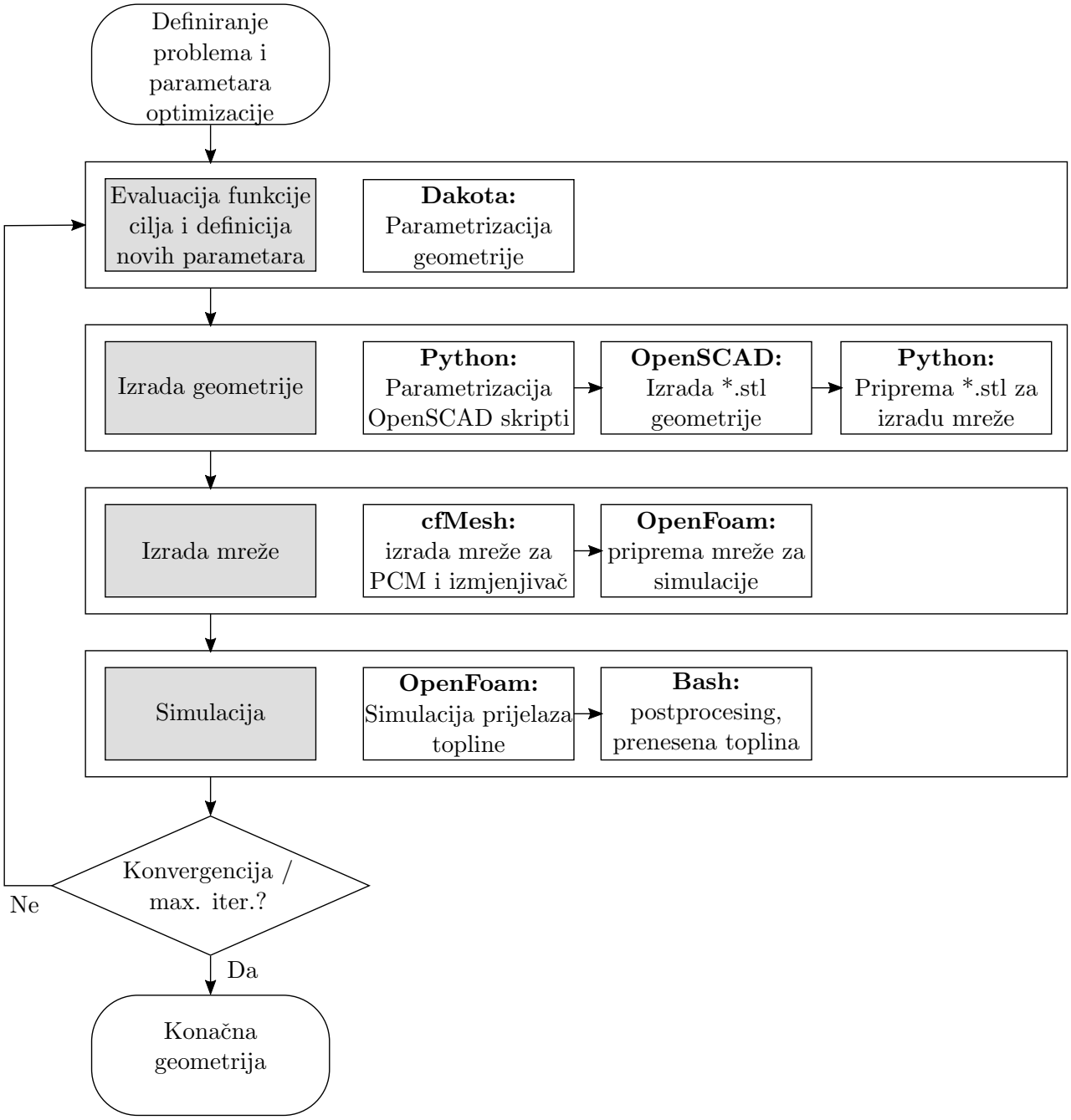
Mehanizam izbora preživljavanja provodi se kao završni korak jedne generacije (iteracije). Kako se veličina populacije u pravilu ne mijenja iz generacije u generaciju, u ovom koraku neke (ili sve) stare jedinke zamjenjuju se novima pa se sam proces nekad naziva i *strategija zamjene*. Termin preživljavanje bolje odgovara slučajevima kada je broj potomaka veći od populacije pa je potrebno izabrati jedinke koje će biti uvrštene u populaciju, dok je strategija zamjene prigodniji termin kada je broj potomaka manji od populacije pa je potrebno izabrati jedinke iz stare populacije koje će biti zamijenjene s novima. Dodatna prednost genetskih algoritama kod optimizacije temeljene na računalnim simulacijama je što omogućava jednostavnu paralelizaciju. Vrijednost funkcije cilja za konstrukcije unutar jedne populacije mogu se računati (simulirati) neovisno jedna od druge, što rezultira gotovo linearnim ubrzanjem s brojem procesorskih jezgri. Ovakav pristup, ovisno o mreži i postavkama simulacije, često dovodi do značajnijeg ubrzanja nego je to slučaj kod pa-

ralelnog računanje pojedinačnih slučajeva.
Kako genetski algoritmi sami po sebi nisu tema ovog rada, u nastavku će samo ukratko biti opisani konkretni algoritmi i njihovi parametri korišteni u ovom radu dok se dodatne informacije mogu pronači u [127, 128].

5.2.3 Implementacija genetskih algoritama za optimizaciju spremnika

Optimizacijski postupak koji uključuje simulacije računalne dinamike fluida, a kod kojeg dolazi do promjene geometrije u pravilu zahtjeva korištenje čitavog niza računalnih alata za automatizaciju procesa izrade mreže, inicijalizacije rješenja, obradu podataka itd. U ovom slučaju korišten je paket programskih alata Dakota [129] za implementaciju genetskih algoritama; geometrija izmjenjivača definirana je i izrađena preko skriptnog 3D alata OpenSCAD [130]; za izradu mreže korištene su programske knjižnice za OpenFOAM cfMesh [131] i/ili *snappyHexMesh*; simulacije su izvedene korištenjem OpenFOAMA tj. prethodno opisanog modela, dok je interakcija spomenutih paketa i programa ostvarena korištenjem skripte napisane u programskom jeziku Python. Pojednostavljeni dijagram toka s četiri glavna koraka prikazan je na slici 5.17.

Postavke genetskih algoritama za optimizaciju problema opisanog u poglavlju 5.2.1 definirane su u obliku tekstualne datoteke prilagođene za čitanje unutar Dakota-e. Korišten je predefinirani algoritam SOGA (*Single-Objective Genetic Algorithm*), čije su postavke opisane u nastavku. Na temelju preporuka u literaturi [132] izabrana je veličina populacije 8, izbor prevelike populacije može dovesti do problema konvergencije unutar ukupnog broja dozvoljenih simulacija, dok premala populacija može dovesti do prebrze konvergencije ne-optimalnom rješenju. Vjerojatnost mutacije postavljena je na 30%. Mutacija se izvodi na samo jednom parametru, izborom jedne od uniformno distribuiranih dopuštenih vrijednosti. Vjerojatnost križanja postavljena je na 70%, križaju se dva roditelja za dobivanje dvije jedinke. Svaka varijabla nasljeđuje se od jednog od roditelja nasumičnim izborom. Jedinke se izabiru u populaciju elitistički - samo najbolje jedinke ulaze u novu populaciju. Nelinearna nejednakosna ograničenja (jednadžba 5.6) implementirana su kao "meka" ograničenja s penalizacijskom funkcijom - kvadrat odstupanja od dozvoljene vrijednosti množi se s konstantom i dodaje funkciji cilja. Algoritam se zaustavlja kada dosegne 200 generacija; 800 simulacija ili ako je zadovoljen uvjet konvergencije. Uvjet konvergencije definiran je promjenom prosječne dobrote generacije; ako se prosječna do-



Slika 5.17: Dijagram toka procesa optimizacije

brota iz generacije u generaciju mijenja manje od predefinirane vrijednosti, algoritam se zaustavlja.

5.2.4 Rezultati procesa optimizacije

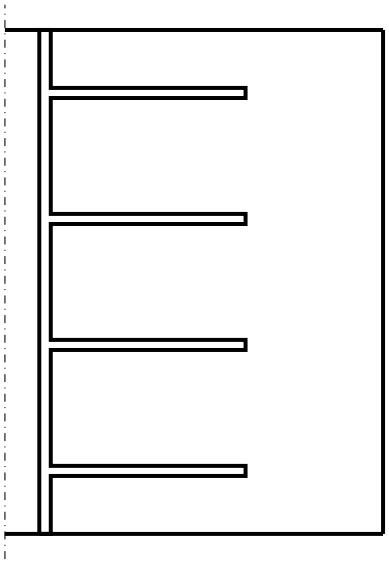
Zbog ograničenih računalnih i vremenskih resursa ovdje su prikazani rezultati pojednostavljenog procesa optimizacije kod kojeg je simulacijska domena svedena na 2D problem

(zanemarena je promjena presjeka u radijalnom smjeru), odnosno konstrukcija cijev u cijev spremnika preoblikovana je u vertikalni spremnik kvadarskog oblika s horizontalnim orebrenjem. Fluid za prijenos topline umjesto kroz cijev struji kroz središnju šupljinu spremnika. Dimenzije presjeka odgovaraju dimenzijama presjeka originalnog spremnika. Nelinearno nejednakosno ograničenje sume radijusa rebara svedeno je na linearno jednakosno ograničenje sume dužine lopatice

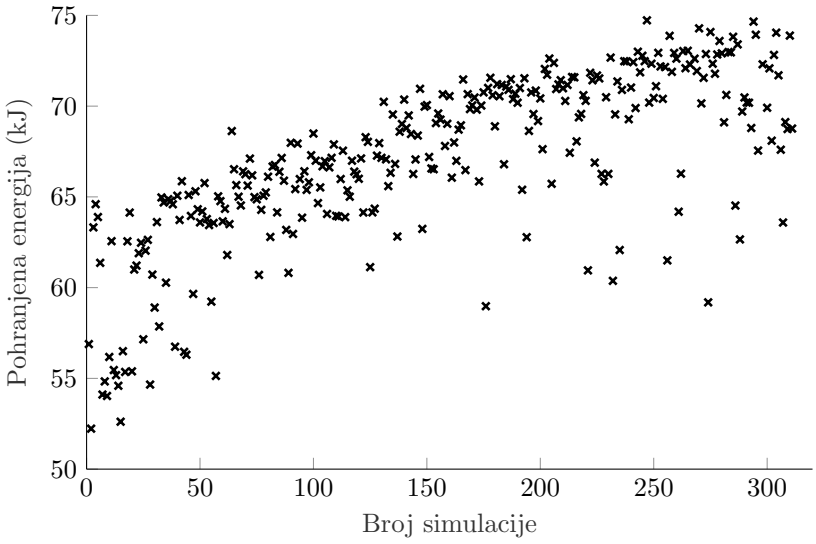
$$X(5) + X(6) + X(7) + X(8) \leqslant 0.32. \tag{5.7}$$

Ukupno je u procesu optimizacije izvedeno 312 simulacija različitih geometrija za što je bilo potrebno 15 dana i 11 sati. Optimizacija je izvedena na stolnom računalu s 16GB memorije i procesorom intel i7-6700K.

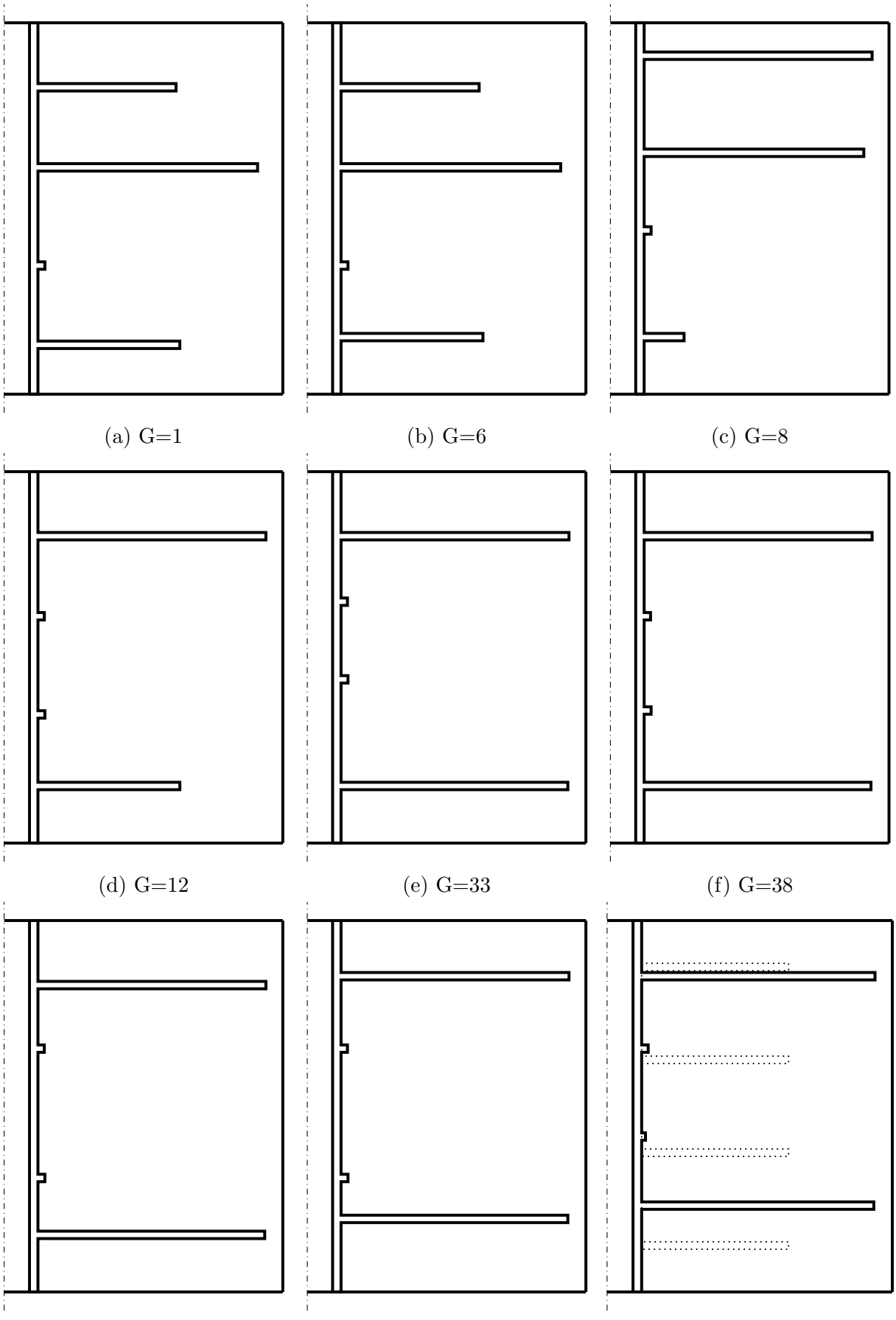
Evolucija najbolje geometrije tijekom procesa optimizacije prikazana je na slici 5.20. Svaka od prikazanih geometrija bolje je od prethodne za minimalno 0.5%, što je bio i uvjet za prikaz. Ispod svake geometrije naveden je broj generacije u kojoj je geometrija nastala. Procesom optimizacije ostvareno je povećanje pohranjene energije s 53.5 kJ za referentnu geometriju na 75.1kJ za najbolju geometriju. Presjek obje geometrije vidljiv je na slici 5.20i), referentna geometrija prikazana je isprekidanom linijom. Zanimljivo je primjetiti kako ukupna dužina lopatica kod najbolje geometrije iznosi 29.5 cm, poprilično manja od dozvoljene dužine od 32 cm. Očito je kako središnje lopatice zapravo blokiraju strujanje uzrokovano prirodnom konvekcijom i samim time negativno utječu na ukupnu izmjenjenu toplinu.



Slika 5.18: Referentna (polazna) geometrija



Slika 5.19: Vrijednost pohranjene energije za svaku izvedenu simulaciju



(a) G=1 (b) G=6 (c) G=8

(d) G=12 (e) G=33 (f) G=38

(g) G=50 (h) G=72 (i) G=94

Slika 5.20: Evolucija najbolje geometrije

6 Zaključak

6.1 Pregled istraživanja

Cilj ovog istraživanja bio je proširiti postojeće spoznaje o procesu izmjene topline u visokotemperaturnim spremnicima latentne topline koristeći, u isto vrijeme, numerički i eksperimentalni pristup. U uvodnom poglavlju rada prezentiran je pregled dosadašnjih istraživanja na predmetnom području te su opisani glavni izazovi koji priječe daljnji razvoj predmetnih spremnika, od kojih je najznačajniji niska toplinska provodnost materijala za pohranu, tj. mala ostvariva snaga punjenja i pražnjenja spremnika. Dva glavna pristupa rješavanju ovog problema su poboljšavanje efektivne toplinske provodnosti modifikacijama materijala ili povećavanje ostvarivog toplinskog toka izmjenom geometrije spremnika i izmjenjivača. Ovaj rad temelji se na potonjem pristupu.

Zbog vrlo kompleksnog procesa izmjene topline koji uključuje prijenos topline kondukcijom i konvekcijom kao i promjenu faze, klasične (analitičke) metode dimenzioniranja spremnika i izmjenjivača nisu primjerene, već se pri analizi spremnika koriste numeričke simulacije.

Analizom literature uočen je nesrazmjer broja eksperimentalnih i numeričkih istraživanja na strani numerike što za posljedicu ima čitav niz radova u kojima se koriste neprimjereno validirani ili u potpunosti nevalidirani numerički modeli. Iz navedenog razloga, fokus ovog rada usmjeren je i na numeričko i eksperimentalno istraživanje.

Eksperimentalni dio uključio je razvoj eksperimentalnog postava koji omogućuje dvostruko praćenje procesa taljenja natrijeva nitrata (temperature i položaja fronte taljenja). Jednostavnost geometrije i precizno definirani (i kontrolirani) rubni uvjeti čine dobivene rezultate vrlo prikladnima za univerzalnu primjenu pri validaciji numeričkih modela visokotemperaturnih spremnike latentne topline većih karakterističnih dimenzija. Numerički dio obuhvaća definiranje i izvod matematičkog modela kao i njegovu implementaciju, validaciju i verifikaciju te, naposljetku, njegovu primjenu u cilju poboljšavanja dinamičkih značajki visokotemperaturnih latentnih spremnika topline. Matematički model uključuje spregnuti model prijenosa topline kroz izmjenjivač i PCM te promjenu faze samog PCM-a. Promjena faze opisana je korištenjem entalpijsko-porozijske metode razvijene od Vollera [61]. Model je temeljen na nekompresibilnom strujanju, a uzgonska sila uslijed toplinskog

širenja opisana je Boussinesqovom aproksimacijom. Svi elementi modela uspješno su validirani zasebno. Kompletni model s promjenom faze validiran je za niskotemperaturnu primjena koristeći eksperimentalne rezultate Gau i Viskante [79].

6.2 Glavni rezultati rada

6.2.1 Eksperimentalni rezultati

Eksperimentalni postav u obliku kvadarske šupljine ispunjene je PCM-om. PCM se grije s lijeve strane i hladi s desne što uzrokuje kretanje fronte taljenja od lijeva na desno. Eksperiment karakteriziraju relativno velike dimenzije (300x300x110 mm) što omogućava ispitivanje taljenja pri velikim Rayleighovim i Grasshofovim brojevima. Grijanje postava vrši se električnim grijačima s vrlo preciznim PID regulatorima. Proces promjene faze prati se vizualno - snimanjem položaja fronte taljenja u određenim vremenskim trenutcima i mjerenjem temperature s četiri temperaturna osjetnika unutar PCM-a.

Ukupno su provedena tri eksperimenta trajanja 4-6 sati. Tijekom svakog od eksperimenata, položaj fronte taljenja sniman je svakih 15 minuta. Kod svih eksperimenata, odmah na početku, prirodna konvekcija preuzima dominantnu ulogu u prijenosu topline što rezultira brzim napredovanju fronte pri vrhu PCM-a i praktičkim mirovanjem fronte pri dnu. Povećavanjem Rayleighova broja oblik fronte se mijenja - gornji dio fronte poprima izraženiju konveksnost. U usporedbi s niskotemperaturnim slučajevima, može se govoriti o mnogo izraženijoj razvijenosti fronte u gornjem dijelu u odnosu na donji dio.

Prilikom inicijalizacije eksperimenta uočene su dvije neočekivane pojave: efektivna toplinska provodnost značajno je veća od laboratorijski mjerene provodnosti za čisti natrijev nitrat (što je već zabilježeno za eutektičke mješavine natrijeva i kalijeva nitrata [69]); prilikom solidifikacije natrijeva nitrata ne dolazi do njegovog skupljanja uslijed rasta gustoće već volumen krutine odgovara volumenu taline pri čemu u krutini vjerojatno dolazi do pojave poroznosti skupljanja. Utjecaj ove dvije pojave u literaturi nije istražen iako mogu imati značajan utjecaj i na proces taljenja i solidifikacije.

6.2.2 Validacija modela za visokotemperaturnu primjenu

Model visokotemperaturnog spremnika topline prvo je validiran korištenjem temperaturnih mjerenja iz literature, a potom korištenjem mjerenja iz ovog rada. U prvom slučaju

korišteno je temperaturno mjerenje u jednoj točki horizontalno položenog čeličnog cilindra unutarnjeg promjera 72.8 mm i dužine 250 mm ispunjenog natrijevim nitratom [10]. Usporedba izmjerenog i simuliranog temperaturnog profila pokazala je vrlo dobro poklapanje rezultata tijekom taljenja i solidifikacije. Utjecaj prirodne konvekcije vrlo je dobro predviđen u simulaciji što se vidi kroz nagli porast temperature kvalitativno identičan izmjerenom.

Validacija modela na temelju eksperimentalnih mjerenja iz ovog rada pokazala je kako postoji značajan utjecaj vrijednosti koeficijenta C na oblik i napredovanje fronte taljenja. Za svaki od tri eksperimenta provedeno je više simulacija s različitim vrijednostima koeficijenta C, gustoće mreže i donje vrijednosti taljenja. Pažljivim odabirom navedenih parametara postignuta su jako dobra poklapanja temperature i položaja fronte između eksperimenta i simulacije. Utjecaj koeficijenta C opada progušćivanjem mreže, ali se uz dobar odabir vrijednosti mogu postići dobri rezultati i na rjeđim mrežama što može biti vrlo važno ako se model koristi u iterativnim optimizacijskim postupcima.

Usporedbom temperaturnih mjerenja sa simulacijom utvrđeno je kako ona mogu dovesti do lažne validacije modela. Naime za različite postavke simulacije, temperature u pojedinim točkama mogu imati gotovo identične profile koji se jako dobro poklapaju s mjerenjima, iako je položaj fronte kao i udio taline među njima različit i ne podudara se s mjerenjima. Ovakav zaključak dovodi u pitanje kvalitetu rezultata dobivenih nakon validacije na temelju temperaturnih mjerenja, što je najčešći postupak validacije u literaturi.

6.2.3 Poboljšavanje dinamičkih značajki visokotemperaturnih spremnika topline

Prethodno validiran model iskorišten je za sustavnu analizu utjecajnih parametara na brzinu punjenja spremnika temeljenih na konstrukciji cijev-u-cijevi. Medij za prijenos topline nalazi se u unutarnjoj cijevi, dok se medij za pohranu nalazi između vanjske i unutarnje cijevi. Ispitan je utjecaj orijentacije spremnika, broja i orijentacije rebara za poboljšavanje prijenosa topline te materijala cijevi i orebrenja. Zbog relativno male dužine spremnika, horizontalne konfiguracije u svim slučajevima pokazuju značajno brže punjenje od vertikalnih, dok kod solidifikacije orijentacija nema bitan utjecaj. Materijal orebrenja, očekivano, ima značajan utjecaj, pogotovo ako se mjeri vrijeme potrebno za

100%-no taljenje, a mnogo manji utjecaj ako se prati pohranjena energija. Spremnik s aluminijskim rebrima može imati 50% kraće vrijeme taljenja od identičnog spremnika s čeličnim rebrima, ali samo 15% više pohranjene energije u trenutku potpunog taljenja. Generalno, vrijeme potrebno za potpuno taljenje spremnika pokazalo se kao loš parametar ocjene dinamičkih karakteristika spremnika jer često dolazi do "zaostajanja" manjih količina krutog PCM-a na dnu spremnika prema kojemu je prijenos topline, zbog temperaturne stratifikacije, jako loš. Također, utjecaj orijentacije rebara tijekom taljenja jako utječe na punjenje spremnika u slučaju aluminijskih rebara (spremnik s dva rebra može pohraniti i 20% više energije uz optimalnu orijentaciju rebara) dok je kod spremnika s čeličnim rebrima utjecaj orijentacija mnogo manji (uz optimalnu orijentaciju poboljšanje je ispod 10%). Utjecaj materijala rebara značajno je manji u konfiguracijama s četiri rebra, dok njihova orijentacija nema praktičnu ulogu.

Na samom kraju istraživanja provedena je sustavna optimizacija geometrije vertikalnog spremnika s horizontalnim rebrima korištenjem genetskih algoritama. Izmjenom dužine i položaja svakog od četri rebra, ostvareno je povećanje pohranjene energije od 41% u zadanom vremenskom periodu, a pri tom je i smanjena ukupna masa materijala izmjenjivača.

6.3 Prijedlog budućih istraživanja

Provedeno istraživanje identificiralo je neke nedostatke modela temeljenih na entalpijsko-porozijskoj metodi i Boussinesqovj aproksimaciji kod primjene za visokotemperaturne spremnike topline većih dimenzija koji iziskuju daljnje istraživanje. Glavni nedostatci vjerojatno leže u lošijem opisu prirodne konvekcije i povezani su s korištenjem Boussinesqove aproksimacije. Po mišljenju autora, izravno modeliranje promjene gustoće u ovisnosti o temperaturi moglo bi pružiti bolje rezultate kao i simulirati efekt prelijevanja tekućeg PCM preko krutine koji može imati značajan efekt na proces taljenja.

Daljnji razvoj numeričkih modela trebao bi se fokusirati na brzinu izvođenja računalnih simulacija kako bi se područje primjene računalne optimizacije moglo proširiti s najjednostavnijih, eksperimentalnih geometrija na kompleksnije, komercijalno isplative spremnike.

Korištenje entalpijsko-porozijske metode iziskuje jako guste računalne mreže u području kašaste zone, odnosno na granici faze. Proces transporta topline u tekućem djelu može se, pak, dobro obuhvatiti računalnom mrežom koja je rjeđa za red veličine, dok

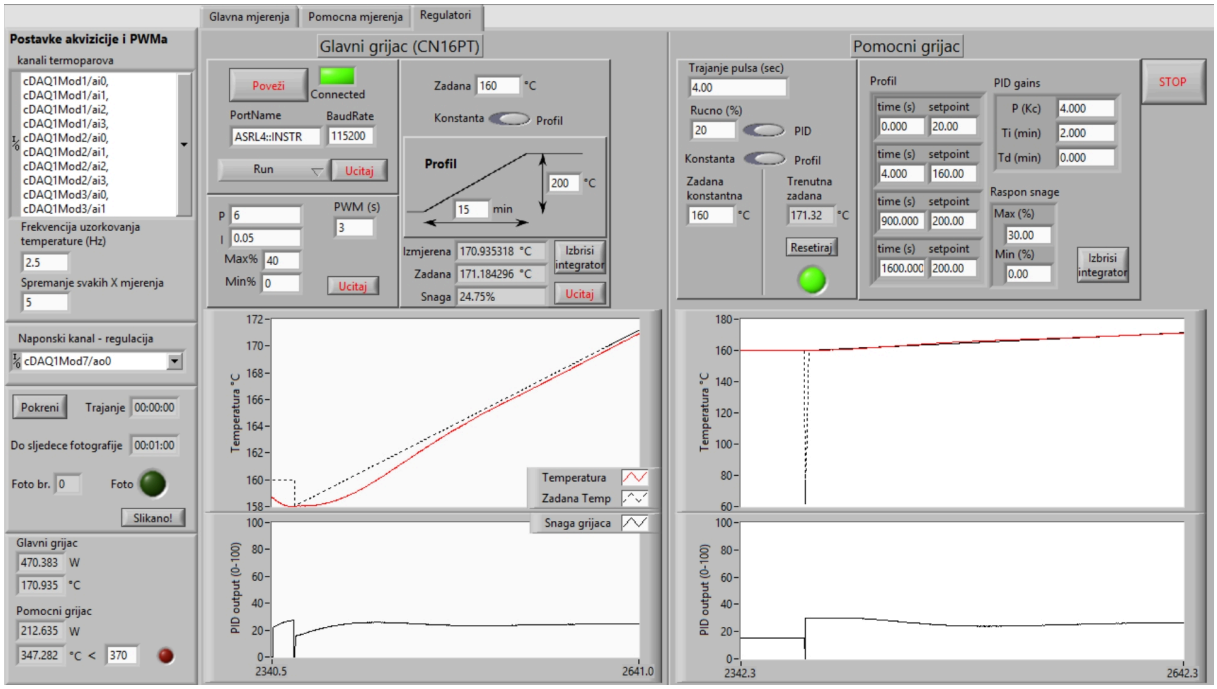
za transport topline u krutini mreža može biti još rjeđa. Ova opservacija vodi prema zaključku kako bi automatsko rafiniranje mreže u području kašaste zone moglo omogućiti značajno brže simuliranje visokotemperaturnih SLT.

Buduća istraživanja trebalo bi usmjeriti i na analizu krutine nakon pražnjenja spremnika kod koje je uočena značajno manja "efektivna gustoća" i veća efektivna toplinska provodnost od one u literaturi. Vrijednosti toplinske provodnosti natrijeva nitrata navedene u literaturi variraju u iznosu i preko 50%. Ove varijacije u pravilu se objašnjavaju razlikama nastalim prilikom kristalizacije (iako je ona uvijek provedena u kontroliranim uvjetima, a hlađenje usmjereno od dolje prema gore). U ovom istraživanju pokazalo se kako je vrijednost efektivne provodnosti nakon nekontrolirane solidifikacije značajno veća i od najvećih vrijednosti koje se mogu pronaći u literaturi. Ova pojava posebno je interesantna zbog toga što bi, ako se potvrdi, mogla postati još jedan od načina poboljšavanja dinamičkih značajka spremnika na koji bi trebalo obratiti pozornost prilikom samog projektiranja.

Prilozi

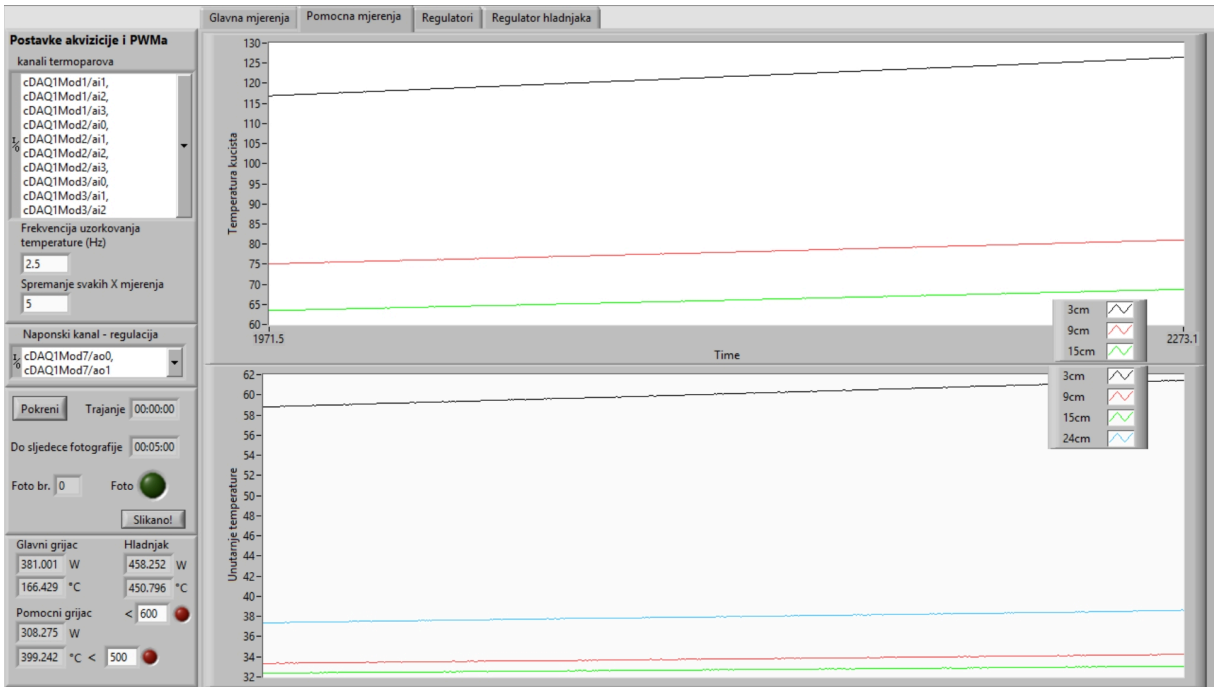
Prilog A: Program za vođenje eksperimenta i akviziciju

Program za vođenje eksperimenta i akviziciju napravljen je u grafičkom programskom jeziku LabView te izveden kao virtualni instrument. Program se sastoji se od tri potprograma, prvog zaduženog za prikazivanje temperatura i pohranu mjerenja, drugog zaduženog za regulaciju pomoćnih grijača i praćenje ostalih varijabli vezanih uz proces te trećeg zaduženog za komunikaciju s regulatorom glavnog grijača.



Slika 6.1: Programsko sučelje za upravljanje regulatorima

Prvi potprogram omogućava izbor brzine uzorkovanja, automatsku i ručnu pohranu podataka, osrednjavanje uzoraka u kraćim intervalima te komunikaciju s ostalim potprogramima. Drugi potprogram omogućava zadavanje temperaturnih profila prilikom zagrijavanje, namještanje PID parametara regulatora, uključivanje i isključivanje grijača itd. Treći potprogram uključuje Platinum LabVIEW™drivere za komunikaciju s CN16PT regulatorom preko Modbus/RTU protokola, na ovaj način moguće je upravljati regulato-



Slika 6.2: Programsko sučelje za praćenje tijeka eksperimenta

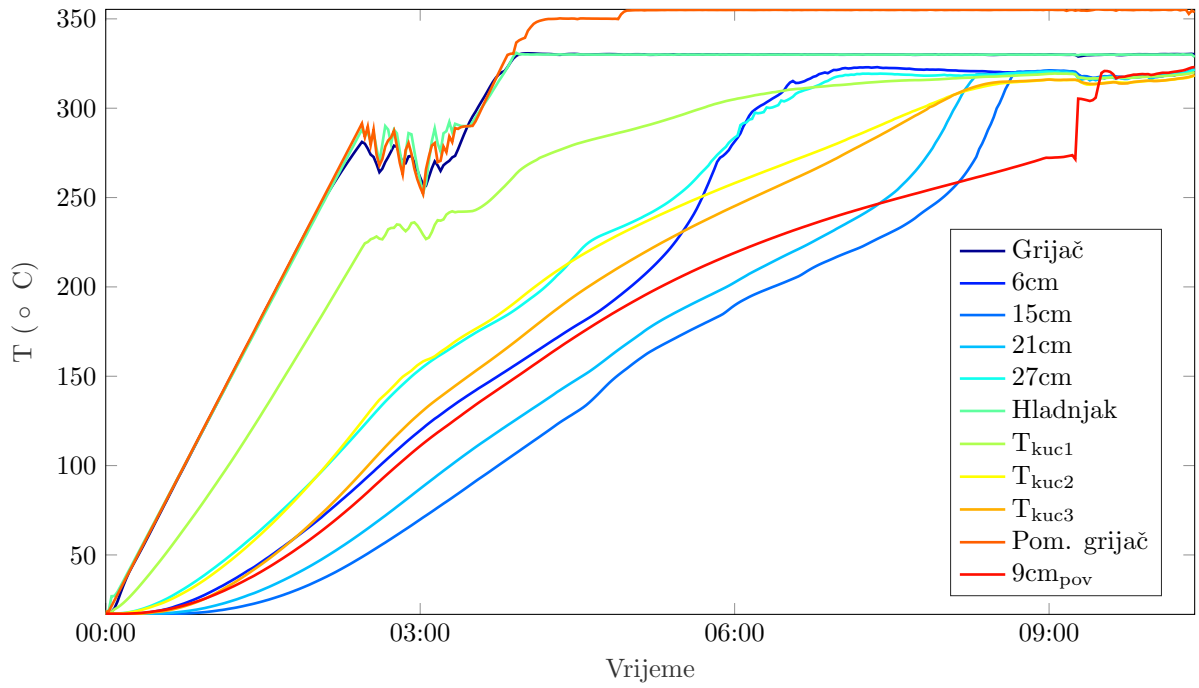
rom i prikupljati veličine sa regulatora (trenutnu temperaturu, zadanu vrijednost, izlaznu snagu itd.). Prikaz grafičkog sučelja za upravljanje eksperimentom nalazi se na slici 6.1, a prikaz sučelja za praćenje vrijednosti parametara tijekom eksperimenta na slici 6.2.

Prilog B: Temperaturni profili u svim mjernim točakama

U ovom prilogu prikazani su temperaturni profili za svaku od mjernih točaka tijekom inicijalnog taljenja, solidifikacije i sva tri eksperimenta. Mjerne točke uključuju glavni i dva pomoćna grijača, četiri termopara unutar PCM-a, jedan dodatni termopar unutar PCM-a na visini 22 cm od dna kućišta i 9 cm udaljen od glavnog grijača te tri termopara koji se nalaze sa stražnje strane unutarnjeg kućišta.

Inicijalno taljenje

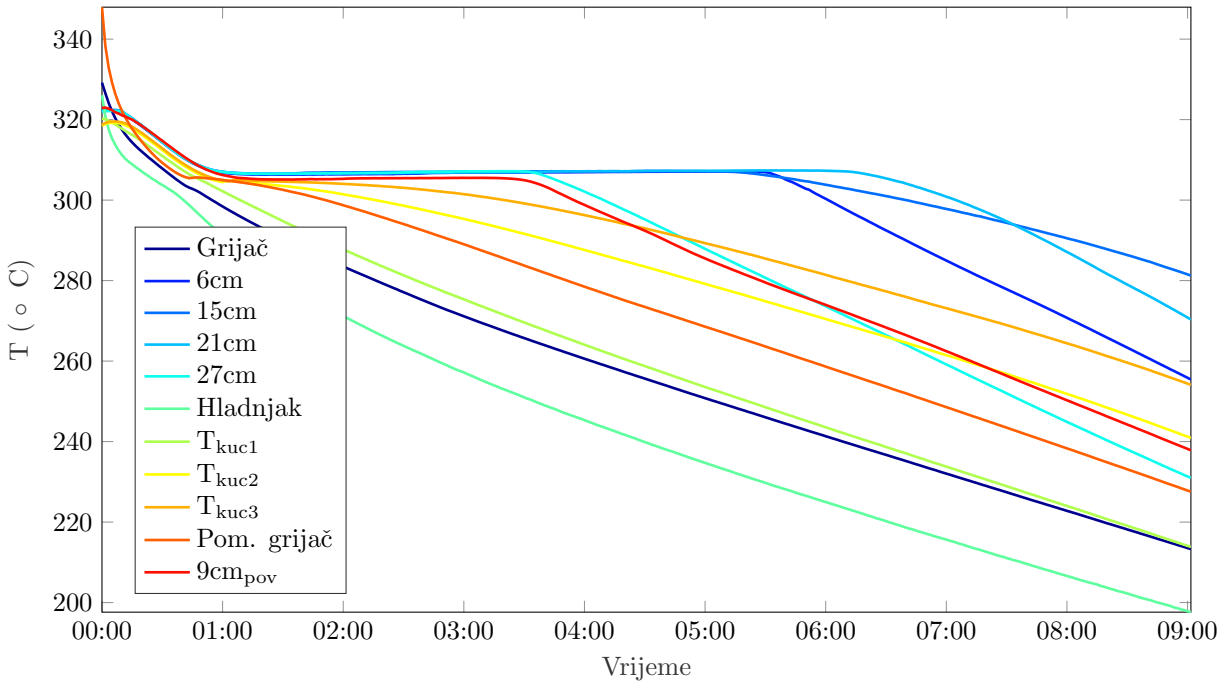
Inicijalno taljenje za eksperiment E2, trajalo je 10 sati i 20 minuta. Proces inicijalnog taljenja za eksperiment E2 prikazan je na slici 6.3. Na kraju taljenja cijeli PCM progrijan je do temperature 320 C



Slika 6.3: Temperature u svim mjernim točkama prilikom inicijalnog taljenja za eksperiment E2

Solidifikacija

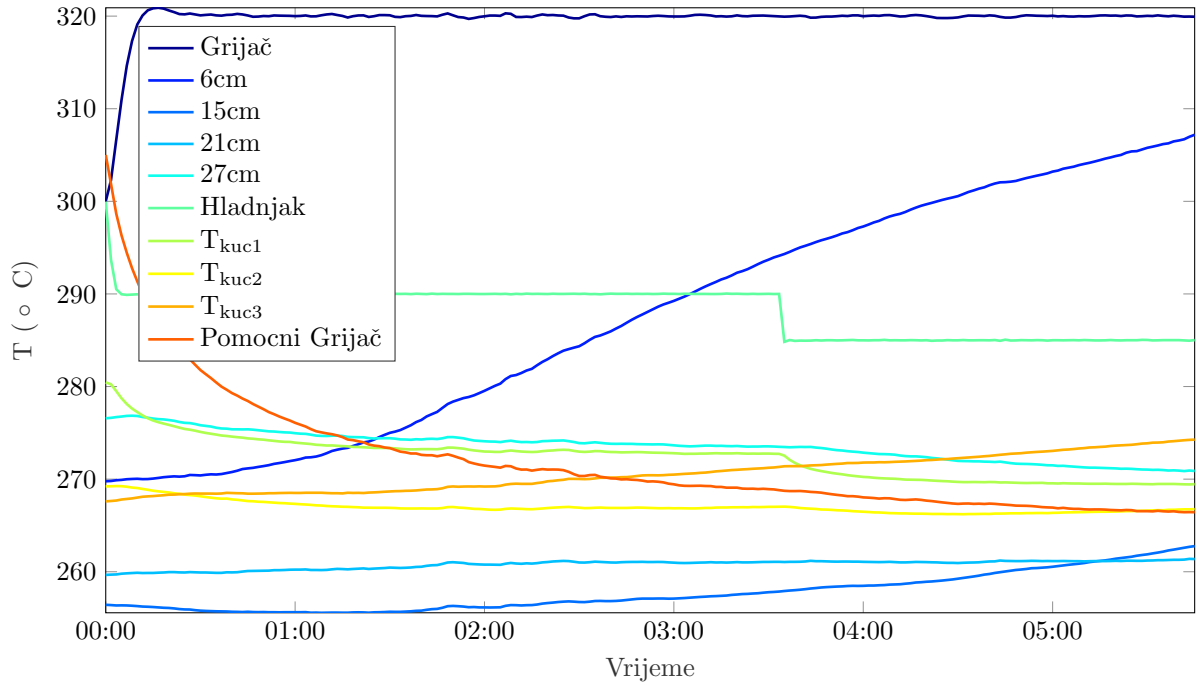
Eksperimentalni rezultati procesa solidifikacije nisu obuhvaćeni u ovom radu prvenstveno zbog fokusiranja na kompleksniji problem taljenja. Sam proces solidifikacije stoga nije kontroliran precizno definiranim rubnim uvjetima, već je, kao što je spomenuto u tekstu rada, posljedica hlađenja sustava bez dodatnih izvora energije nakon uklanjanja dijela vanjske izolacije. Proces inicijalne solidifikacije za eksperiment E2 prikazan je na slici 6.4. Na samom početku procesa, cijeli PCM se nalazi na relativno uniformnoj temperaturi od 320C, dok su temperature grijačā nešto veće. Već nakon sat vremena gotovo cijeli PCM je progrijan na temperaturu taljenja, dok glavni grijač i hladnjak postaju glavni ponori topline zbog lošije izolacije na bočnim stranama. Fronta solidifikacije tek nakon nešto manje of četiri sata dolazi do prvog termopara, udaljenog 3cm od glavnog grijača, odnosno tek nakon šest sati do središnjih termoparova.



Slika 6.4: Temperature u svim mjernim točkama prilikom inicijalne solidifikacije za eksperiment E2

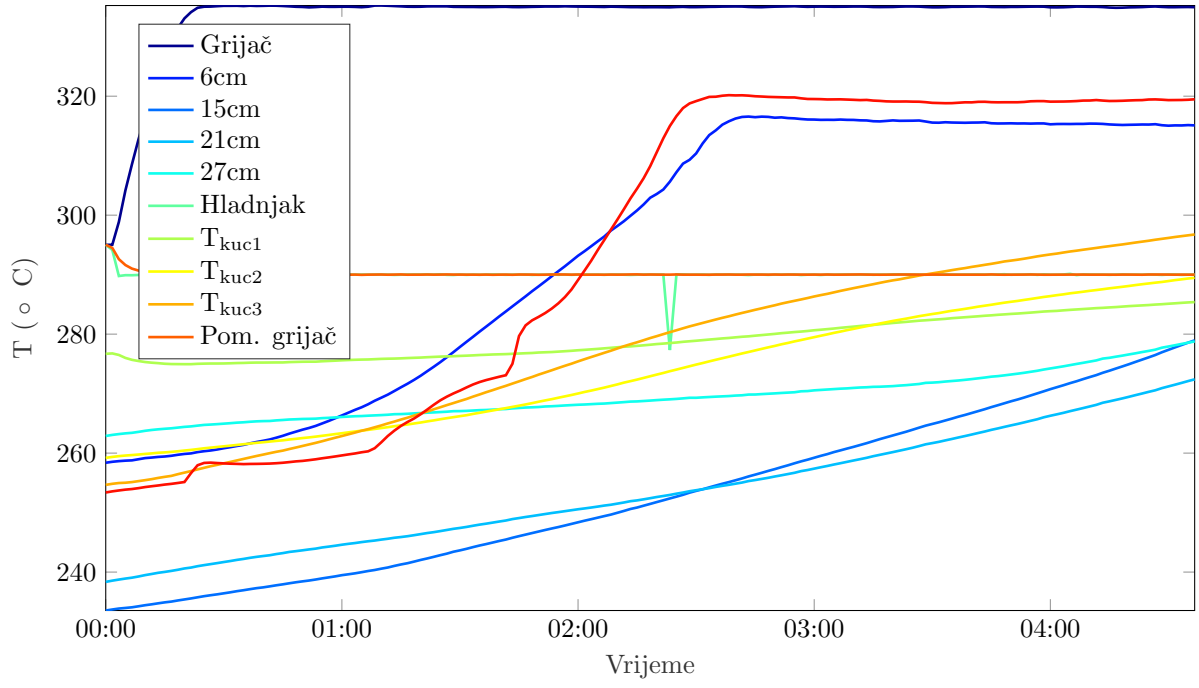
Eksperiment E1

Temperaturna mjerenja tijekom pojedinih eksperimenata u četiri glavne točke prikazana su u poglavlju 3. U nastavku su prikazana mjerenja u ostalim točkama tijekom navedenih eksperimenata.



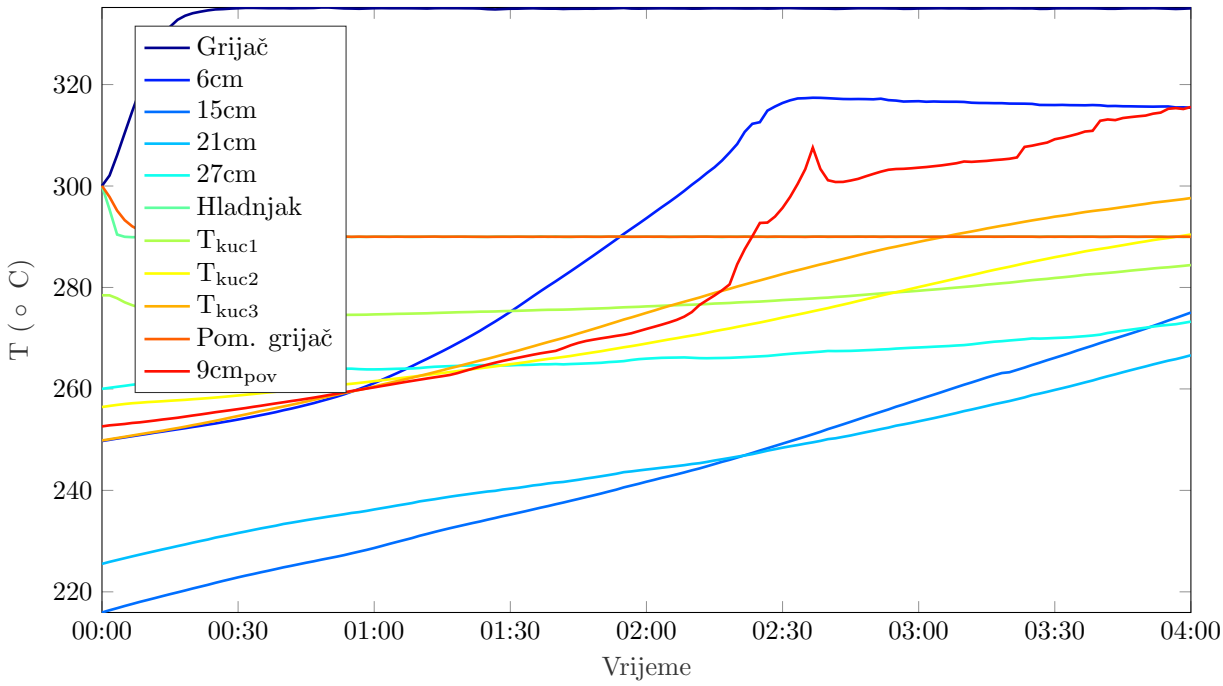
Slika 6.5: Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E1

Eksperiment E2



Slika 6.6: Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E2

Eksperiment E3



Slika 6.7: Temperature u svim mjernim točkama tijekom eksperimenta E3

Literatura

[1] Bruno Cárdenas and Noel León. High temperature latent heat thermal energy storage: Phase change materials, design considerations and performance enhancement techniques. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 27:724–737, 2013.

[2] Luisa F Cabeza. *Advances in Thermal Energy Storage Systems : Methods and Applications*. 2014.

[3] A. Kaminski, D. and C. Prakash. Conjugate natural convection in a porous enclosure: effect of conduction in one of the vertical walls. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 29(12):1979–1988, 1986.

[4] M Hriberšek and G Kuhn. Conjugate heat transfer by boundary-domain integral method. *Eng. Anal. Bound. Elem.*, 24:297–305, 2000.

[5] Adrien Lomonaco, Didier Haillot, Eric Pernot, Erwin Franquet, and Jean-pierre Bédécarrats. Solar Energy Materials & Solar Cells Sodium nitrate thermal behavior in latent heat thermal energy storage : A study of the impact of sodium nitrite on melting temperature and enthalpy. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 149:81–87, 2016.

[6] G. J. Janz, Ursula Krebs, H. F. Siegenthaler, and R. P T Tomkins. Molten Salts: Volume 3 Nitrates, Nitrites, and Mixtures: Electrical Conductance, Density, Viscosity, and Surface Tension Data. *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 1(3):581–746, 1972.

[7] R. Tufeu, J. P. Petitet, L. Denielou, and B. Le Neindre. Experimental determination of the thermal conductivity of molten pure salts and salt mixtures. *International Journal of Thermophysics*, 6(4):315–330, 1985.

[8] Anton Beck, Martin Koller, Heimo Walter, and Michael Hameter. Transient Numerical Analysis of Different Finned Tube Designs for. *Proceedings of the ASME 2015 9th International Conference on Energy Sustainability*, pages 1–11, 2015.

[9] John Campbell. *Complete Casting Handbook: Metal Casting Processes, Metallurgy, Techniques and Design: Second Edition*. 2015.

[10] Ying Zheng, John L. Barton, Kemal Tuzla, John C. Chen, Sudhakar Neti, Alparslan Oztekin, and Wojciech Z. Misiolek. Experimental and computational study of thermal energy storage with encapsulated NaNO3 for high temperature applications. *Solar Energy*, 115:180–194, 2015.

[11] Ming Liu, Wasim Saman, and Frank Bruno. Review on storage materials and thermal performance enhancement techniques for high temperature phase change thermal storage systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 16(4):2118–2132, 2012.

[12] Rockwool. ProRox WM 950 data sheet.

[13] Rockwool. ProRox WM 940 data sheet.

[14] Perspectives for the Energy Transition. Technical report, International Energy Agency; International Renewable Energy Agency, 2017.

[15] Sergio Ugarte, Julia Larkin, Bart van der Ree, Monique Voogt, Nele Friedrichsen, Julia Michaelis, Axel Thielmann, Martin Wietschel, and Roberto Villafafila. Energy Storage: Which market design and regulatory incenctives are needed? Technical Report 1, European Parliament, 2015.

[16] Mathew Aneke and Meihong Wang. Energy storage technologies and real life applications ??? A state of the art review. *Applied Energy*, 179:350–377, 2016.

[17] Mukrimin Sevket Guney and Yalcin Tepe. Classification and assessment of energy storage systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, (February), 2016.

[18] Arena Simone. *Modelling , design and analysis of innovative thermal energy storage systems using PCM for industrial processes , heat and power*. PhD thesis, 2015.

[19] Harald Mehling and Luisa F. Cabeza. *Heat and cold storage with PCM*. Springer Berlin Heidelberg, 2011.

[20] Shuli Liu, Yongcai Li, and Yaqin Zhang. Mathematical solutions and numerical models employed for the investigations of PCMs' phase transformations. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 33:659–674, 2014.

[21] A. Abhat. Low temperature latent heat thermal energy storage: Heat storage materials. *Solar Energy*, 30(4):313–332, 1983.

[22] C. Parrado, G. Cáceres, F. Bize, V. Bubnovich, J. Baeyens, J. Degrève, and H. L. Zhang. Thermo-mechanical analysis of copper-encapsulated NaNO3-KNO3. *Chemical Engineering Research and Design*, 93(July):224–231, 2015.

[23] B. Muñoz-Sánchez, I. Iparraguirre-Torres, V. Madina-Arrese, U. Izagirre-Etxeberria, A. Unzurrunzaga-Iturbe, and A. García-Romero. Encapsulated High Temperature PCM as Active Filler Material in a Thermocline-based Thermal Storage System. *Energy Procedia*, 69:937–946, 2015.

[24] Luisa F. Cabeza, Camila Barreneche, Ingrid Martorell, Laia Miró, Sana Sari-Bey, Magali Fois, Halime O. Paksoy, Nurten Sahan, Robert Weber, Mariaella Constantinescu, Elena Maria Anghel, Marta Malikova, Igor Krupa, Mónica Delgado, Pablo Dolado, Piotr Furmanski, Maciej Jaworski, Thomas Haussmann, Stefan Gschwander, and a. Inés Fernández. Unconventional experimental technologies available for phase change materials (PCM) characterization. Part 1. Thermophysical properties. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 43:1399–1414, 2015.

[25] Vijay Devabhaktuni, Mansoor Alam, Soma Shekara Sreenadh Reddy Depuru, Robert C. Green, Douglas Nims, and Craig Near. Solar energy: Trends and enabling technologies. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 19:555–564, 2013.

[26] Janet L. Sawin, Kristin Seyboth, Freyr Sverrisson, and Et All. Renewables 2016: Global Status Report. Technical report, REN21, 2016.

[27] Heba Hashem. China, UAE lead new wave of CSP cost cuts as storage demand grows, 2017.

[28] Melina Roshandell. *Thermal Conductivity Enhancement of High Temperature Phase Change Materials for Concentrating Solar Power Plant Applications*. PhD thesis, UC Riverside, 2013.

[29] Ali F. Elmozughi, Laura Solomon, Alparslan Oztekin, and Sudhakar Neti. Encapsulated phase change material for high temperature thermal energy storage - Heat

transfer analysis. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 78:1135–1144, 2014.

[30] Ming Liu, J. C. Gomez, C. S. Turchi, N. H S Tay, W. Saman, and F. Bruno. Determination of thermo-physical properties and stability testing of high-temperature phase-change materials for CSP applications. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 139:81–87, 2015.

[31] T. Jriri, J. Rogez, C. Bergman, and J. C. Mathieu. Thermodynamic study of the condensed phases of NaNO3, KNO3 and CsNO3 and their transitions. *Thermochimica Acta*, 266(C):147–161, 1995.

[32] Thomas Bauer, Doerte Laing, and Rainer Tamme. Characterization of sodium nitrate as phase change material. *International Journal of Thermophysics*, 33(1):91–104, 2012.

[33] D. Haillot, T. Bauer, U. Kröner, and R. Tamme. Thermal analysis of phase change materials in the temperature range 120–150 C. *Thermochimica Acta*, 513(1-2):49–59, 2011.

[34] Rainer Tamme, Thomas Bauer, Jochen Buschle, Doerte Laing, Hans Müller-Steinhagen, and Wolf-Dieter Steinmann. Latent heat storage above 120 C for applications in the industrial process heat sector and solar power generation. *International Journal of Energy Research*, 32(3):264–271, mar 2008.

[35] Y J Zhao, R Z Wang, L W Wang, and N Yu. Development of highly conductive KNO 3 / NaNO 3 composite for TES (thermal energy storage). *Energy*, pages 1–6, 2014.

[36] Thomas Bauer, Rainer Tamme, Martin Christ, and Oswin Öttinge. PCM-Graphite Composites for High Temperature Thermal Energy Storage. In *The Tenth International Conference on Thermal Energy Storage, Atlantic City*, number June, 2006.

[37] Jerome Lopez, Gustavo Caceres, Elena Palomo Del Barrio, and Wahbi Jomaa. Confined melting in deformable porous media: A first attempt to explain the graphite/salt composites behaviour. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(5-6):1195–1207, 2010.

[38] A. Sciacovelli, F. Gagliardi, and V. Verda. Maximization of performance of a PCM latent heat storage system with innovative fins. *Applied Energy*, 137:707–715, 2015.

[39] R. Pakrouh, M.J. Hosseini, A.A. Ranjbar, and R. Bahrampoury. A numerical method for PCM-based pin fin heat sinks optimization. *Energy Conversion and Management*, 103:542–552, oct 2015.

[40] Heimo Walter, Anton Beck, and Michael Hameter. Transient Analysis of an Improved Finned Tube Heat Exchanger for Thermal Energy Storage System. In *Volume 2: Photovoltaics; Renewable-Non-Renewable Hybrid Power System; Smart Grid, Micro-Grid Concepts; Energy Storage; Solar Chemistry; Solar Heating and Cooling; Sustainable Cities and Communities, Transportation; Symposium on Integrated/Sustainable Buil*, page V002T13A003. ASME, jun 2015.

[41] Maryam Gharebaghi and I. Sezai. Enhancement of Heat Transfer in Latent Heat Storage Modules with Internal Fins. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 53(May 2013):749–765, 2007.

[42] Imen Jmal and Mounir Baccar. Numerical study of PCM solidification in a finned tube thermal storage including natural convection. *Applied Thermal Engineering*, 2015.

[43] Martin Koller, Heimo Walter, and Michael Hameter. Transient numerical simulation of the melting behavior of NaNO 3 in a latent thermal energy storage device using a wire matrix for enhancing the heat transfer. *Energies*, 9:9–17, 2016.

[44] H. L. Zhang, J. Baeyens, J. Degrève, G. Cáceres, R. Segal, and F. Pitié. Latent heat storage with tubular-encapsulated phase change materials (PCMs). *Energy*, 76:66–72, 2014.

[45] R. Yogev and a. Kribus. PCM storage system with integrated active heat pipe. *Energy Procedia*, 49:1061–1070, 2013.

[46] Saleh Almsater, Wasim Saman, and Frank Bruno. Performance enhancement of high temperature latent heat thermal storage systems using heat pipes with and without fi ns for concentrating solar thermal power plants. *Renewable Energy*, 89:36–50, 2016.

[47] Gerard Peiró, Jaume Gasia, Laia Miró, and Luisa F. Cabeza. Experimental evaluation at pilot plant scale of multiple PCMs (cascaded) vs. single PCM configuration for thermal energy storage. *Renewable Energy*, 83:729–736, 2015.

[48] P.a. Galione, C.D. Pérez-Segarra, I. Rodríguez, S. Torras, and J. Rigola. Multi-layered solid-PCM thermocline thermal storage for CSP. Numerical evaluation of its application in a 50MWe plant. *Solar Energy*, 119:134–150, 2015.

[49] P. a. Galione, C. D. Pérez-Segarra, I. Rodríguez, O. Lehmkuhl, and J. Rigola. A new thermocline-PCM thermal storage concept for CSP plants. Numerical analysis and perspectives. *Energy Procedia*, 49:790–799, 2013.

[50] Takahiro Nomura, Masakatsu Tsubota, Teppei Oya, Noriyuki Okinaka, and Tomohiro Akiyama. Heat storage in direct-contact heat exchanger with phase change material. *Applied Thermal Engineering*, 50(1):26–34, 2013.

[51] Saeid Seddegh, Xiaolin Wang, and Alan D. Henderson. A comparative study of thermal behaviour of a horizontal and vertical shell-and-tube energy storage using phase change materials. *Applied Thermal Engineering*, 93:348–358, 2016.

[52] Saeid Seddegh, Xiaolin Wang, Mahmood Mastani Joybari, and Fariborz Haghighat. Investigation of the effect of geometric and operating parameters on thermal behavior of vertical shell-and-tube latent heat energy storage systems. *Energy*, 137:69–82, 2017.

[53] Asmita Shinde, Sankalp Arpit, Pramod KM, Peddy V C Rao, and Sandip K Saha. Heat Transfer Characterization and Optimization of Latent Heat Thermal Storage System Using Fins for Medium Temperature Solar Applications. *Journal of Solar Energy Engineering*, 139(3):31003–31010, 2017.

[54] M. D. Muhammad, O. Badr, and H. Yeung. Validation of a CFD Melting and Solidification Model for Phase Change in Vertical Cylinders. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 68(5):501–511, 2016.

[55] Soheila Riahi, Wasim Y Saman, Frank Bruno, Martin Belusko, and N H S Tay. Comparative study of melting and solidification processes in different configurati-

ons of shell and tube high temperature latent heat storage system. *Solar Energy*, 150:363–374, 2017.

[56] Soheila Riahi, Wasim Y. Saman, Frank Bruno, Martin Belusko, and N. H.S. Tay. Performance comparison of latent heat storage systems comprising plate fins with different shell and tube configurations. *Applied Energy*, 212(December 2017):1095–1106, 2018.

[57] a. Castell and C. Solé. An overview on design methodologies for liquid–solid PCM storage systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 52:289–307, 2015.

[58] David J McDaniel and Nicholas Zabaras. A least-squares front-tracking finite element method analysis of phase change with natural convection. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37(16):2755–2777, 1994.

[59] Mehmet Esen, Aydin Durmuş, and Ayla Durmuş. Geometric design of solar-aided latent heat store depending on various parameters and phase change materials. *Solar Energy*, 62(1):19–28, 1998.

[60] V. R. Voller and C. Prakash. A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 30(8):1709–1719, 1987.

[61] V R Voller, M Cross, and N C Markatos. An enthalpy method for convection/diffusion phase change. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 24:271–284, 1987.

[62] H. Shmueli, G. Ziskind, and R. Letan. Melting in a vertical cylindrical tube: Numerical investigation and comparison with experiments. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(19-20):4082–4091, 2010.

[63] Harald Pointner, Alvaro De Gracia, Julian Vogel, N H S Tay, Ming Liu, Maike Johnson, and Luisa F Cabeza. Computational efficiency in numerical modeling of high temperature latent heat storage : Comparison of selected software tools based on experimental data. *APPLIED ENERGY*, 161:337–348, 2016.

[64] P. Zhang, X. Xiao, Z.N. Meng, and M. Li. Heat transfer characteristics of a molten-salt thermal energy storage unit with and without heat transfer enhancement. *Applied Energy*, 137:758–772, 2015.

[65] Florent Herbinger, Maha Bhouri, and Dominic Groulx. Investigation of heat transfer inside a PCM-air heat exchanger: a numerical parametric study. *Heat and Mass Transfer*, 2017.

[66] Fabian Rösler and Dieter Brüggemann. Shell-and-tube type latent heat thermal energy storage: numerical analysis and comparison with experiments. *Heat and Mass Transfer*, 47(8):1027–1033, 2011.

[67] Raghavendra Rohith, Kasibhatla Andreas, König Haagen, Fabian Rösler, and Dieter Brüggemann. Numerical modelling of melting and settling of an encapsulated PCM using variable viscosity. *Heat and Mass Transfer*, 53(5):1735–1744, 2016.

[68] Mike Augspurger and H. S. Udaykumar. A Cartesian grid solver for simulation of a phase-change material (PCM) solar thermal storage device. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 69(3):179–196, 2016.

[69] Mike Augspurger, Jared Becker, James Buchholz, and H. S. Udaykumar. Three-dimensional numerical and experimental investigation of the behavior of solar salts within thermal storage devices during phase change. *Applied Thermal Engineering*, 143:791–811, 2018.

[70] M Johnson, M Fiss, T Klemm, and M Eck. Test and analysis of a flat plate latent heat storage design. *Energy Procedia*, 00:662–671, 2013.

[71] Abdel Illah Nabil Korti and Fatima Zohra Tlemsani. Experimental investigation of latent heat storage in a coil in PCM storage unit. *Journal of Energy Storage*, 2015.

[72] N.H.S. Tay, F. Bruno, and M. Belusko. Experimental validation of a CFD model for tubes in a phase change thermal energy storage system. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55(4):574–585, jan 2012.

[73] Kamal A R Ismail, Fátima A M Lino, Raquel C R Da Silva, Antonio B. De Jesus, and Louryval C. Paixão. Experimentally validated two dimensional numerical model

for the solidification of PCM along a horizontal long tube. *International Journal of Thermal Sciences*, 75:184–193, 2014.

[74] Y. Wang, A. Amiri, and K. Vafai. An experimental investigation of the melting process in a rectangular enclosure. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 42(19):3659–3672, 1999.

[75] Andreas Stückle, Doerte Laing, and Hans Müller-Steinhagen. Numerical Simulation and Experimental Analysis of a Modular Storage System for Direct Steam Generation. *Heat Transfer Engineering*, 35(April 2015):812–821, 2014.

[76] M. D. Muhammad, O. Badr, and H. Yeung. Validation of a CFD Melting and Solidification Model for Phase Change in Vertical Cylinders. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 68(5):501–511, 2015.

[77] Nabeel S. Dhaidan and J.M. Khodadadi. Melting and convection of phase change materials in different shape containers: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 43:449–477, 2015.

[78] J. Vogel, J. Felbinger, and M. Johnson. Natural convection in high temperature flat plate latent heat thermal energy storage systems. *Applied Energy*, 184:184–196, 2016.

[79] C. Gau and R. Viskanta. Melting and Solidification of a Pure Metal on a Vertical Wall. *Journal of Heat Transfer*, 108(1):174, 1986.

[80] R Viskanta. Effect of Solid Subcooling on Natural Convection Melting of a Pure Metal. 111(May 1989), 1989.

[81] Kay Wittig and Petr a Nikrityuk. Three-dimensionality of fluid flow in the benchmark experiment for a pure metal melting on a vertical wall. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 27:012054, 2012.

[82] Alberto Pizzolato, Ashesh Sharma, Kurt Maute, Adriano Sciacovelli, and Vittorio Verda. Design of effective fins for fast PCM melting and solidification in shell-and-tube latent heat thermal energy storage through topology optimization. *Applied Energy*, 208(October):210–227, 2017.

[83] Joel H. Ferziger and Milovan Peric. *Computational Methods for Fluid Dynamics*. 2002.

[84] S. Saeed Mostafavi Tehrani, Yashar Shoraka, Gonzalo Diarce, and Robert A. Taylor. An improved, generalized effective thermal conductivity method for rapid design of high temperature shell-and-tube latent heat thermal energy storage systems. *Renewable Energy*, 132:694–708, 2019.

[85] Pascal Biwole, Pierre Eclache, and Frederic Kuznik. Improving the performance of solar panels by the use of phase-change materials. *Methodology*, pages 2953–2960.

[86] A. Cramer, S. Landgraf, E. Beyer, and G. Gerbeth. Marangoni convection in molten salts: Physical modelling toward lower Prandtl numbers. *Experiments in Fluids*, 50(2):479–490, 2011.

[87] André L H Costa and Eduardo M. Queiroz. Design optimization of shell-and-tube heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 28(14-15):1798–1805, 2008.

[88] V. K. Patel and R. V. Rao. Design optimization of shell-and-tube heat exchanger using particle swarm optimization technique. *Applied Thermal Engineering*, 30(11-12):1417–1425, 2010.

[89] Min Zeng, Gaopeng Zhang, Ye Li, Yuzhen Niu, Yuan Ma, and Qiuwang Wang. Geometrical Parametric Analysis of Flow and Heat Transfer in the Shell Side of a Spiral-Wound Heat Exchanger. *Heat Transfer Engineering*, 36(9):790–805, 2014.

[90] Brahim Selma, Martin Désilets, and Pierre Proulx. Optimization of an industrial heat exchanger using an open-source CFD code. *Applied Thermal Engineering*, 69(1-2):241–250, 2014.

[91] S. Ziaei, S. Lorente, and A. Bejan. Constructal design for convection melting of a phase change body. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 99:762–769, 2016.

[92] Tomasz A. Kowalewski and Dominique Gobin, editors. *Phase change with convection: Modelling and validation*. Springer-Verlag Wien GmbH, New York, 2004.

[93] a. Teskeredžić, I. Demirdžić, and S. Muzaferija. Numerical Method for Calculation of Complete Casting Processes—Part II: Validation and Application. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 68(4):317–335, 2015.

[94] F. Moukalled, L. Mangani, and M. Darwish. *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics*, volume 113. 2016.

[95] Tzai-Fu Cheng. Numerical analysis of nonlinear multiphase Stefan problems. *Computers & Structures*, 75(2):225–233, mar 2000.

[96] Anja Miehe. *Numerical Investigation of Horizontal Twin-Roll Casting of the Magnesium Alloy AZ31*. PhD thesis, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2014.

[97] Abduljalil a. Al-Abidi, Sohif Bin Mat, K. Sopian, M. Y. Sulaiman, and Abdulrahman Th Mohammed. CFD applications for latent heat thermal energy storage: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 20:353–363, 2013.

[98] Srinivas Sridharan, R. Srikanth, and C. Balaji. Multi objective geometric optimization of phase change material based cylindrical heat sinks with internal stem and radial fins. *Thermal Science and Engineering Progress*, 5:238–251, 2018.

[99] X. Xiao, P. Zhang, and M. Li. Experimental and numerical study of heat transfer performance of nitrate/expanded graphite composite PCM for solar energy storage. *Energy Conversion and Management*, 105:272–284, 2015.

[100] Andreas König-Haagen, Erwin Franquet, Eric Pernot, and Dieter Brüggemann. A comprehensive benchmark of fixed-grid methods for the modeling of melting. *International Journal of Thermal Sciences*, 118:69–103, 2017.

[101] C.R. SWAMINATHAN and V.R. VOLLER. on the Enthalpy Method. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 3(3):233–244, 1993.

[102] S V Patankar, D B Spalding, and Exhibition Road. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in 3D parabolic flows. *Journal of Clinical Neurophysiology*, 19(5):454–60, 1972.

[103] R. I. Issa. Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting. *Journal of Computational Physics*, 62(1):40–65, 1986.

[104] William D Henshaw and Kyle K Chand. A composite grid solver for conjugate heat transfer in fluid – structure systems. *Journal of Computational Physics*, 228(10):3708–3741, 2009.

[105] Suhas V. Patankar. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, volume 53. 1980.

[106] Gilles Desrayaud, Alberto Fichera, and Guy Lauriat. Natural convection air-cooling of a substrate-mounted protruding heat source in a stack of parallel boards. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28(3):469–482, 2007.

[107] T. J. Heindel, S. Ramadhyani, and F. P. Incropera. Conjugate Natural Convection From an Array of Protruding Heat Sources. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 29(1):1–18, 1996.

[108] G Iaccarino and S Moreau. Natural and forced conjugate heat transfer in complex geometries on Cartesian adapted grids. *Journal of Fluids Engineering-Transactions of the Asme*, 128(4):838–846, 2006.

[109] Coetez Waldo. *Development of a Computationally Efficient Bubble Column Simulation Approach by way of Statistical Bubble Micro-Flow Modelling*. PhD thesis, University of Cape Town, 2013.

[110] *Modeling Solidification and Melting*. Fluent Inc., 2001.

[111] Depth of Field (DoF), Angle of View, and Equivalent Lens Calculator, 2010.

[112] Pubchem. Pubchem: Sodium nitrate.

[113] T. Bauer, D. Laing, U. Kröner, and R. Tamme. Sodium nitrate for high temperature latent heat storage. In *The 11th International Conference on Thermal Energy Storage – Effstock 14-17 June 2009 in Stockholm, Swed*, number June, pages 1–8, 2009.

[114] J. P. Petitet, M. Fraiha, R. Tufeu, and B. Le Neindre. Experimental determination of the volume change of pure salts and salt mixtures at their melting point. *International Journal of Thermophysics*, 3(2):137–155, 1982.

[115] Michael O Steinitz, David a Pink, J Patrick Clancy, a Nicole MacDonald, and Ian Swainson. Sodium nitrate – a difficult discontinuous phase transition. *Canadian Journal of Physics*, 82(12):1097–1107, 2004.

[116] D V Korabel'nikov and Y N Zhuravlev. Theoretical study of the thermodynamic properties of lithium, sodium, and potassium nitrates. *Physics of the Solid State*, 55(8):1765–1772, 2013.

[117] C. W. Lan and S. Kou. Effects of rotation on heat transfer, fluid flow and interfaces in normal gravity floating-zone crystal growth. *Journal of Crystal Growth*, 114(4):517–535, 1991.

[118] Antonio Ramos Archibold, Muhammad M. Rahman, D. Yogi Goswami, and Elias K. Stefanakos. Analysis of heat transfer and fluid flow during melting inside a spherical container for thermal energy storage. *Applied Thermal Engineering*, 64(1-2):396–407, 2014.

[119] Masayuki Kamimoto, Tadayoshi Tanaka, Tatsuo Tani, and Takashi Horigome. Investigation of nitrate salts for solar latent heat storage. *Solar Energy*, 24(6):581–587, 1980.

[120] Carolina Villada, Alexander Bonk, Thomas Bauer, and Francisco Bolívar. High-temperature stability of nitrate/nitrite molten salt mixtures under different atmospheres. *Applied Energy*, 226(May):107–115, 2018.

[121] Richard J. Lewis. *Sax ' s Dangerous Properties of Industrial Materials*. John Wiley & Sons, New Jersey, 2004.

[122] Thomas Bauer, Alexander Bonk, and Antje Wörner. Synthesis and characterization of new nitrate salt mixtures to molten salt storage. In *European Energy Research Alliance Conference 2016*, 2016.

[123] Thomas Bauer, Doerte Laing, and Rainer Tamme. Overview of PCMs for Concentrated Solar Power in the Temperature Range 200 to 350C. *Advances in Science and Technology*, 74:272–277, 2010.

[124] Ammar M. Abdulateef, Sohif Mat, Jasim Abdulateef, Kamaruzzaman Sopian, and Abduljalil A. Al-Abidi. Geometric and design parameters of fins employed for enhancing thermal energy storage systems: a review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 82(July):1620–1635, 2018.

[125] Francis Agyenim, Philip Eames, and Mervyn Smyth. Heat transfer enhancement in medium temperature thermal energy storage system using a multitube heat transfer array. *Renewable Energy*, 35(1):198–207, 2010.

[126] N. H.S. Tay, F. Bruno, and M. Belusko. Comparison of pinned and finned tubes in a phase change thermal energy storage system using CFD. *Applied Energy*, 104:79–86, 2013.

[127] Singiresu S Rao. *Engineering Optimization: Theory and Practice*. 2009.

[128] A.E. Eiben and J.E. Smith. *Introduction to Evolutionary Computing*. Springer, 2nd editio edition, 2015.

[129] Brian M Adams, Mohamed S Ebeida, Michael S Eldred, John D Jakeman, Kathryn A Maupin, Jason A Monschke, Laura P Swiler, J Adam Stephens, Dena M Vigil, Timothy M Wildey, William J Bohnhoff, Keith R Dalbey, John P Eddy, Russell W Hooper, Kenneth T Hu, Patricia D Hough, Elliott M Ridgway, and Ahmad Rushdi. *Dakota, A Multilevel Parallel Object-Oriented Framework for Design Optimization, Parameter Estimation, Uncertainty Quantification, and Sensitivity Analysis: Version 6.4 User's Manual*. Number July 2014. 2014.

[130] Marius Kintel. OpenSCAD - About. http://www.openscad.org/about.html, 2018.

[131] Franjo Juretić. cfMesh User Guide. (May), 2015.

[132] Dominique Thévenin and Gábor Janiga. *Optimization and computational fluid dynamics*. 2008.

Životopis kandidata

Ante Marušić rođen je u Splitu 19. kolovoza 1989. godine. Osnovnu i srednju školu završio je u Omišu. Na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu završio je preddiplomski studij 2012. godine i diplomski studij, usmjerenje Energetika 2014. godine. Za uspjeh na oba studija nagrađen je medaljama Fakulteta. Dobitnik je Stipendije sveučilišta u Zagrebu za nadarene studente ak. god. 2012/2013. Tijekom zadnje godine studija radio je u zračnom tunelu Instituta za teorijsku i primijenjenu mehaniku, Prag na ispitivanjima dinamičkih karakteristika kabela ovješenih mostova u raznim vremenskim uvjetima te na mnogim komercijalnim projektima. Po završetku studija zapošljava se na mjesto asistenta na Katedri za energetska postrojenja i energetiku pri Zavodu za energetska postrojenja, energetiku i okoliš Fakulteta strojarstva i brodogradnje gdje drži nastavu iz područja dinamike i regulacije procesa. Znanstveni i stručni interesi su mu spremnici energije, dinamika termo-hidrauličkih procesa te fleksibilnost energetskih sustava i postrojenja. Autor je tri CC/SCI članka, sudjelovao je na mnogobrojnim međunarodnim konferencijama na temu energetike i matematičkog modeliranja.