



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds



*Thermische Speichervorgänge im Umfeld von
Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen
von Gebäuden mit Wärmepumpen*

*Fakultät für Wirtschaftswissenschaften
und Wirtschaftsingenieurwesen*



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen

Abschlussbericht zum Forschungsprojekt

April 2021, Zittau

Impressum

Abschlussbericht
Thermische Speichervorgänge im Umfeld von
Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen
von Gebäuden mit Wärmepumpen
Redaktionsschluss: 21. April 2021
Zittau

© 2021 Hochschule Zittau/Görlitz

Wissenschaftliche Berichte
Heft 135/2021
Nr. 2767-2771

ISBN 987-3-941521-31-5

Herausgeber:
Hochschule Zittau/Görlitz
Theodor-Körner-Allee 16
02763 Zittau

Autoren:
M.Sc. Axel Gerschel
M.Sc. Martin Herling
Dipl.-Ing. (FH) Thomas Schäfer
Dipl.-Ing. (FH) Lukas Stöckmann
M.Sc. Prasanth Subramani
Dipl.-Wirtsch.-Ing. (FH) Tom Walter

Projektleitung:
Prof. Dr. Tino Schütte
Prof. Dr.-Ing. Jörn Krimmling
Prof. Dr.-Ing. Jens Meinert

Titelbild:
Haus Z IVb mit Versuchslabor und geologischem Modell
Fotomontage: A. Gerschel, 2018

Druck:
Graphische Werkstätten Zittau GmbH
An der Sporthalle 2, 02763 Zittau

Vorwort

Die Energiewende in Deutschland betrifft zu großen Teilen auch die Wärmeversorgung. Die Nutzung von Umgebungswärme aus Erdreich, Grundwasser oder Außenluft mittels Wärmepumpen zum Heizen und Kühlen leistet einen wichtigen Beitrag zum Erreichen der Klimaschutzziele Deutschlands. Die nationalen Treibhausgasemissionen sollen bis 2030 um 55 % gegenüber dem Jahr 1990 gesenkt werden. Dies ist neben einer möglichst klimaneutralen Stromerzeugung nur durch den umfangreichen Einsatz der Wärmepumpentechnologie möglich. Schon heute sind rund 40 % der neu gebauten Wohnhäuser mit dieser Technik ausgestattet.

Bei Bürogebäuden und anderen klimatisierten Nichtwohngebäuden ist das kombinierte Heizen und Kühlen mithilfe von Erdwärmesonden in Kombination mit erdgekoppelten Wärmepumpen eine interessante Versorgungslösung, welche im Fokus des Projektes lag. Durch das Heizen wird im Erdreich ein Kältepotenzial geschaffen, welches dann zum Kühlen verwendet werden soll.

Bei der Konzeption und Planung solcher Systeme gibt es eine Reihe komplexer Fragestellungen bspw. beim Sondenfeld-Design. Aus Heiz- bzw. Kühlsicht ergeben sich jeweils unterschiedliche Anforderungen an die Tiefe der Sonden, woraus in Abhängigkeit der zeitlichen Struktur des Wärme- und Kältebedarfes entsprechende Optimierungsaufgaben ableitbar sind. Außerdem sind in diesem Zusammenhang auch geothermische Parameter und Stoffeigenschaften des Erdreichs sowie ggf. grundwasserströmungsrelevante Einflussgrößen von fundamentaler Bedeutung.

Arbeitsschwerpunkte der 2018 bis 2020 an der Hochschule Zittau/Görlitz tätigen Nachwuchsforschergruppe „*Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen*“, waren u. a. die energetische Optimierung der Tiefe und Anordnung von Erdsonden, die Durchführung von Parameterstudien als Grundlage für experimentelle Untersuchungen am Wärmepumpenversuchsstand im Labor Gebäudeenergie-technik, die Bewertung praxisrelevanter (hydro-)geologischer Einflussfaktoren sowie potenzielle Schadensfall-Analysen. Darüber hinaus wurden ausgewählte wirtschaftliche Betrachtungen durchgeführt.

Die Ergebnisse der Arbeitspakete

- numerische Gebäude- und Anlagensimulation (Kap. A),
- experimentelle Untersuchungen (Kap. B),
- Analyse von geologischen und hydrogeologischen Aspekten (Kap. C),
- bau- und werkstofftechnische Analysen (Kap. D) sowie Wirtschaftlichkeitsbeurteilungen (Kap. E)

sind im vorliegenden Abschlussbericht zusammengefasst.

Prof. Dr. Tino Schütte und Prof. Dr. Jörn Krimmling

April 2021

Inhaltsverzeichnis

<i>Subramani, P.:</i> Chapter A – Numerical buidling and system simulation.....	7
<i>Herling, M. & Stöckmann, L.:</i> Kapitel B - Validität und Reproduzierbarkeit von In-situ- Tests an Erdwärmesonden.....	89
<i>Gerschel, A.:</i> Kapitel C - Einfluss von Geologie und Hydrogeologie auf das geothermische Standortpotenzial von Erdwärmesondenanlagen.....	143
<i>Walter, T.:</i> Kapitel D - Analyse von Herstellkosten und Darlegung von Kostenfunktionen.....	221
<i>Schäfer, T.:</i> Kapitel E - Systematische Betrachtung von Mängeln und Schadensfällen an Erdwärmepumpenanlagen und ihre Ursachen.....	245



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Final Report on the Research Project:

**Thermal storage processes around borehole heat exchangers
for heating and cooling of the building with heat pumps**

Chapter A: Numerical Building and System Simulation

M.Sc. Prasanth Subramani

Faculty of Business Administration and Engineering

SUBRAMANI, P. (2021): Numerical Building and System Simulation. – in: GERSCHEL, A.; HERLING, M.; SCHÄFER, T.; STÖCKMANN, L.; SUBRAMANI, P.; WALTER, T.; SCHÜTTE, T.; KRIMMLING, J. & MEINERT, J. (2021): Thermal storage processes around borehole heat exchangers for heating and cooling of the building with heat pumps. – Final Report, HSZG (eds.), **2767**: 7-88; Zittau.

Contents

List of Figures	10
List of Tables	12
List of Symbols	13
List of Abbreviations	16
1 Introduction	17
2 Methodology	18
3 Simulation model in TRNSYS	19
3.1 Building.....	19
3.2 Heating and cooling system.....	21
3.2.1 Heat pump.....	22
3.2.2 Floor heating system	23
3.2.3 Double depressurized differential manifold (DDV)	23
3.2.4 Chilled ceiling	24
3.2.5 Mixer coupled with PID (Cooling circuit)	24
3.2.6 Ventilation system	25
3.2.7 Control strategy.....	25
3.2.7.1 Heating	25
3.2.7.2 Cooling	27
3.3 Borehole heat exchanger.....	27
3.4 Simulation period and time step.....	30
3.5 Evaluation criteria	30
3.6 Evaluation boundaries and functions	31
3.7 Intermediate results	33
4 Subtasks	36
4.1 Pressure drop calculation	36
4.1.1 Pressure drop calculation in BHE Field	36
4.1.2 Hydraulic balancing of connecting pipes in BHE field	38
4.1.3 Temperature dependent properties	40
4.1.4 Pressure drop calculation in primary circuit	41
4.2 Double depressurized differential manifold (DDV).....	44
4.3 Automation of parameter variation	45
4.4 Inverter heat pump.....	47

4.4.1	<i>Introduction</i>	47
4.4.2	<i>Simulative analysis of optimization potential</i>	48
4.4.3	<i>Experimental validation of optimization potential by IVHP</i>	49
4.4.4	<i>Validation of optimization potential – Literature analysis</i>	50
4.4.5	<i>Mathematical modelling</i>	50
4.4.6	<i>Summary</i>	51
4.5	Heating / cooling demand variation	51
4.5.1	<i>Introduction</i>	51
4.5.2	<i>Building with predominant heating demand</i>	52
4.5.3	<i>Building with predominant cooling demand</i>	52
4.5.4	<i>Building with equal heating and cooling demand</i>	58
5	Parameter studies	64
5.1	Parameter studies 1	64
5.1.1	<i>Variant matrix</i>	64
5.1.2	<i>Results</i>	65
5.2	Parameter studies 2	73
5.2.1	<i>Variant matrix</i>	73
5.2.2	<i>Results</i>	74
5.3	Parameter studies 3	79
5.3.1	<i>Variant matrix</i>	79
5.3.2	<i>Results</i>	79
6	Conclusion	87
	Literature	88

List of Figures

Fig. A-2.1	Constructive parameter of BHE field (Earth Energy Designer Vers. 3.22).....	18
Fig. A-3.1	Office building 3D sketch.....	19
Fig. A-3.2	Substitute building for simulation.....	20
Fig. A-3.3	Heating and cooling system schema.....	21
Fig. A-3.4	Characteristic curve for heat pump SmartHeat Titan 274 BW.....	22
Fig. A-3.5	Mixer circuit used for cooling.....	25
Fig. A-3.6	Monthly energy demand and peak load.....	28
Fig. A-3.7	Balance boundaries for the performance analysis.....	31
Fig. A-3.8	Total primary energy consumption – borehole length 4,000 m.....	34
Fig. A-3.9	Comparison of first year and 15-year simulation results.....	35
Fig. A-4.1	The resistance of BHEs.....	37
Fig. A-4.2	Divider / mixer (WAGNER 2012).....	38
Fig. A-4.3	Connecting pipes in BHE field.....	39
Fig. A-4.4	Length and pressure drop of connecting pipes in BHE.....	39
Fig. A-4.5	Hydraulic balancing of connecting pipes in BHE field.....	40
Fig. A-4.6	Primary circuit of heat pump.....	42
Fig. A-4.7	DDV circuit.....	44
Fig. A-4.8	Macros in excel to create batch file.....	46
Fig. A-4.9	Batch file 1.....	46
Fig. A-4.10	Batch file 2.....	46
Fig. A-4.11	Batch file 3.....	47
Fig. A-4.12	Macros in excel to arrange deck file.....	47
Fig. A-4.13	Demonstration of cyclic losses through simulative analysis.....	48
Fig. A-4.14	Experimental validation of optimization potential by IVHP.....	49
Fig. A-4.15	Characteristic curve field for Hoval UltraSource T comfort (13).....	51
Fig. A-4.16	Monthly energy demand and peak load.....	53
Fig. A-4.17	Characteristic curve of heat pump variant SmartHeat Titan 115 BW R.	54
Fig. A-4.18	Monthly energy demand and peak load.....	58
Fig. A-4.19	Characteristic curve of heat pump variant SmartHeat Titan 139 BW R.	59
Fig. A-5.1	Total primary energy consumption $Q_{P,tot}$ for parameter studies 1 (4,000 m vs. 5,000 m).....	65

Fig. A-5.2	Total primary energy consumption $Q_{P,tot}$ for parameter studies 1 (Total BHE length 5,000 m).	66
Fig. A-5.3	$Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).	67
Fig. A-5.4	$Q_{P,H}$ vs. $\bar{T}_{out,BHE,H}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).	68
Fig. A-5.5	$Q_{P,C}$ vs. $\bar{T}_{out,BHE,H}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).	69
Fig. A-5.6	$\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 1 (5,000 m).	70
Fig. A-5.7	$\bar{T}_{out,BHE,H}$ (annual average) for parameter studies 1 (5,000 m).	71
Fig. A-5.8	Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater/cooler (parameter studies 1).	72
Fig. A-5.9	$Q_{P,tot}$ for parameter studies 2 (3,000 m).	74
Fig. A-5.10	$Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 2 (3,000 m, 0.065 K/m).	75
Fig. A-5.11	$\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 2 (3,000 m).	76
Fig. A-5.12	$\bar{T}_{out,BHE,C}$ (15-year average) for parameter studies 2 (3,000 m).	77
Fig. A-5.13	$\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 2 (3,000 m).	77
Fig. A-5.14	Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater / cooler (parameter studies 2).	78
Fig. A-5.15	$Q_{P,tot}$ for parameter studies 3 (4,000 m).	80
Fig. A-5.16	$Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 3 (4,000 m, 0.065 K/m).	81
Fig. A-5.17	$\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 3 (4,000 m).	82
Fig. A-5.18	$\bar{T}_{out,BHE,C}$ (15-year average) for parameter studies 3 (4,000 m).	83
Fig. A-5.19	$\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 3 (4,000 m, 0.01 K/m vs. 0.03 K/m).	84
Fig. A-5.20	$\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 3 (4,000 m, 0.065 K/m vs. 0.09 K/m).	84
Fig. A-5.21	Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater / cooler (parameter studies 3).	85

List of Tables

Tab. A-3.1	Building envelope and U-Value.....	20
Tab. A-3.2	Peak load and total energy demand of the building.	20
Tab. A-3.3	Correction factor calculation.	20
Tab. A-3.4	Floor heating system design parameter.	23
Tab. A-3.5	Mass flow rate calculation.....	23
Tab. A-3.6	Chilled ceiling design parameters.	24
Tab. A-3.7	Mass flow rate calculation.....	24
Tab. A-3.8	EED design parameters and results.	29
Tab. A-3.9	SPF as efficient criteria.	30
Tab. A-3.10	Variant matrix for initial parameter studies.	33
Tab. A-4.1	Drag coefficient of components.	42
Tab. A-4.2	Parameters and inputs required in Type1994 TRNSYS.	43
Tab. A-4.3	Building envelope and U-Value with passive house standard.	52
Tab. A-4.4	Energy demand and correction factor.	53
Tab. A-4.5	Floor heating system design parameter.	55
Tab. A-4.6	Mass flow rate calculation.....	55
Tab. A-4.7	Chilled ceiling system design parameter.....	55
Tab. A-4.8	Mass flow rate calculation.....	56
Tab. A-4.9	Properties of refrigerant and boreholes with simulation results.	57
Tab. A-4.10	Building envelope and U-Value with KfW55 standard.	58
Tab. A-4.11	Building envelope and U-Value with passive house standard.	59
Tab. A-4.12	Floor heating system design parameter.	60
Tab. A-4.13	Mass flow rate calculation.....	60
Tab. A-4.14	Chilled ceiling system design parameter.....	61
Tab. A-4.15	Mass flow rate calculation.....	61
Tab. A-4.16	Properties of refrigerant and boreholes with simulation results.	62
Tab. A-5.1	Variant matrix for parameter studies 1.	64
Tab. A-5.2	Variant matrix for parameter studies 2.	73
Tab. A-5.2	Variant matrix for parameter studies 3.	79

List of Symbols

Symbol	Parameter	Unit
α	Angle between divider and connection pipe	[°]
A_a	Cross sectional area of connection pipe	[m ²]
A_s	Cross sectional area of the mixer	[m ²]
A_O	Cross sectional area of the divider inlet	[m ²]
A_v	Cross sectional area of the divider	[m ²]
$CS_{Aux,C}$	Control signal for operation of the auxiliary cooler	[-]
$CS_{Aux,H}$	Control signal for operation of the auxiliary heater	[-]
CS_{HP}	Control signal for heat pump operation	[-]
$CS_{P,C}$	Control signal for passive cooling system operation	[-]
CS_{PID}	Control signal by PID controller	[-]
$CS_{PID,C}$	Control signal by PID controller for cooling	[-]
$CS_{PID,H}$	Control signal by PID controller for heating	[-]
$CS_{R,Set}$	Control signal to maintain the return flow temperature in setpoint value	[-]
d_v	Diameter of divider	[m]
D	Diameter	[m]
G	Glycol content in heat carrier fluid	[%]
f_P	Primary energy factor for electricity	[-]
k	Roughness of pipe	[mm]
λ	Friction number	[-]
L	Length	[m]
μ	Dynamic viscosity	[Pa·s]
\dot{m}	Minimum mass flow	[kg/h]
m_{1-4}	Mass flow	[kg/h]
m_{HP}	Mass flow to the condenser side of heat pump	[kg/h]
m_R	Return mass flow from distribution system	[kg/h]
m_S	Supply mass to the distribution system	[kg/h]
n	Number of boreholes (= total borehole length / borehole depth)	[-]
N	Total number of variants	[-]
N_1	Total number of variants with gradient 0.01 K/m	[-]
N_2	Total number of variants with gradient 0.03 K/m	[-]
N_3	Total number of variants with gradient 0.065 K/m	[-]
N_4	Total number of variants with gradient 0.09 K/m	[-]
ρ	Density	[kg/m ³]

Symbol	Parameter	Unit
ρ_{brine}	Density of brine	[kg/m ³]
Δp	Pressure drop	[bar or kPa]
Δp_a	Pressure drop in all component in between divider and mixer	[bar or kPa]
$\Delta p_{vs,z}$	Pressure drop of all components including divider and mixer	[bar or kPa]
$P_{Aux,C}$	Energy consumption by the auxiliary cooler	[kWh]
$P_{Aux,H}$	Energy consumption by the auxiliary heater	[kWh]
P_{comp}	Energy consumption by compressor	[kWh]
$P_{P,brine,C}$	Energy consumption by refrigerant circulation pump for cooling	[kWh]
$P_{P,brine,H}$	Energy consumption by refrigerant circulation pump for heating	[kWh]
$P_{P,DDV}$	Energy consumption by circulation pump between DDV and Heat pump	[kWh]
$P_{P,dist,C}$	Energy consumption by circulation pump for cooling energy distribution	[kWh]
$P_{P,dist,H}$	Energy consumption by circulation pump for heat distribution	[kWh]
Q_E	End energy consumption	[kWh]
$Q_{E,C}$	End energy consumption for cooling	[kWh]
$Q_{E,H}$	End energy consumption for heating	[kWh]
$Q_{E,tot}$	Total end energy consumption	[kWh]
Q_{Use}	Energy consumed by user in form of heat or cold	[kWh]
$Q_{Use,C}$	Heat extracted from the building	[kWh]
$Q_{Use,H}$	Heat supplied to the building	[kWh]
Q_P	Primary energy consumption	[kWh]
$Q_{P,C}$	Primary energy consumption for cooling	[kWh]
$Q_{P,C,min}$	Minimum primary energy consumption for cooling	[kWh]
$Q_{P,H}$	Primary energy consumption for heating	[kWh]
$Q_{P,H,min}$	Minimum primary energy consumption for heating	[kWh]
$Q_{P,tot}$	Total primary energy consumption	[kWh]
$Q_{P,tot,min}$	Minimum total primary energy consumption	[kWh]
R	Resistance	[kg/m ⁷]
R_{tot}	Resistance to flow by whole BHE field	[kg/m ⁷]
Re	Reynolds number	[-]
SPF_C	Seasonal performance factor for cooling	[-]
SPF_H	Seasonal performance factor for heating	[-]
SPF_{tot}	Total seasonal performance factor	[-]
T_a	Outside air temperature	[°C]

Symbol	Parameter	Unit
$T_{a,mov,avg}$	24-h moving average of outside air temperature	[°C]
T_R	Temperature of the fluid returning from the distribution system	[°C]
$T_{R,Set}$	Maximum allowed return fluid temperature from heat distribution system	[°C]
T_S	Supply fluid temperature	[°C]
ΔT	Temperatur difference	[K]
T_f	Temperature of the fluid in primary circuit of heat pump	[°C]
$T_{out,BHE}$	Fluid outlet temperature from BHE	[°C]
$T_{out,BHE,C}$	BHE field fluid outlet temperature during heat supply to ground	[°C]
$\bar{T}_{out,BHE,C}$	BHE field fluid outlet temperature averaged over the heat supply period	[°C]
$T_{out,BHE,H}$	BHE field fluid outlet temperature during heat extraction from the ground	[°C]
$\bar{T}_{out,BHE,H}$	BHE field fluid outlet temperature $\mu\mu$ averaged over the heat extraction period	[°C]
μ_k	Kinematic viscosity	[m ² /s]
v	Fluid velocity	[m/s]
V	Volumetric flow of complete system	[m ³ /s]
$Var1$	Total borehole length	[m]
$Var2$	Borehole depth	[m]
$Var3$	Borehole spacing	[m]
$Var4$	Hydraulic connection of BHEs	[-]
$Var5$	Geothermal Gradient	[K/m]
\dot{V}_0	Volume flow at divider inlet	[m ³ /s]
w_a	Velocity of fluid in connection pipe	[m/s]
w_0	Fluid velocity at divider inlet	[m/s]
ζ	Drag coefficient	[-]
ζ_a	Total drag coefficient of all components in between divider and mixer	[-]
$\zeta_{o,vs,z}$	Drag coefficient of divider/mixer and all components in between them	[-]

List of Abbreviations

Abbreviation	Wording
BB 1-4	Balance boundary 1-4
BHE	Borehole Heat Exchanger
COP	Coefficient of performance
DDV	Double depressurized differential manifold
EED	Earth Energy Designer
HSZG	Hochschule Zittau / Görlitz, University of Applied Sciences
IVHP	Inverter Heat Pump
NWFG	Junior Research Group (Nachwuchsforschergruppe)
PEC	Primary energy consumption
PID	Proportional-integral-derivative
SPF	Seasonal performance factor
TABS	Thermally activated building system

1 Introduction

Geothermal energy is a reliable source for the combined heating and cooling application because of its less fluctuating temperature. Though it is an efficient source, there exist complication in designing a larger borehole heat exchanger field for the combined application of heating and cooling. Thus, an analysis of Borehole Heat Exchanger (BHE) for the combined application of heating and cooling of the building was carried out in F-W HSZG from 2013 to 2014. As a follow-up, Promotion Haack worked on the constructive design of the BHE field for the combined application of heating and cooling of an office building. In 2017, an interdisciplinary research group with four work packages containing five young researchers (NWFG Erdwärme) from various backgrounds was formed at F-W HSZG. The aim of this research group is to analyse the thermal storage process around BHE for the combined application of heating and cooling. The primary responsibility of this work is carrying out simulative analysis for such purpose. With the aid of previous results and resources, the research work is continued. For common research goals, resources and information are exchanged mutually with Promotion Haack.

Multiple researchers worked earlier on the optimizing of the BHE field for combined application with analytical models. These optimization works ignored the transient effect mostly. Hence, there is a requirement for optimizing the constructive design of the BHE field with transient simulations. For this purpose, a research concept was developed in Promotion Haack. The concept involves pre-examination of optimization potential by constructive design, development of transient simulation model in TRNSYS replicating real-time behaviour of system and building, and parameter studies with the simulation model. Preliminary investigations have shown significant optimization potential. For further investigation with TRNSYS, multiple components were modelled for completion of the simulation model. Additionally, multiple subtasks essential for validating the simulation model and widening the research scope were worked out. Finally, various parameter studies were carried out with this simulation model to provide a generalized solution for designing a borehole heat exchanger.

In addition to the constructive design of BHEs, energy optimization potential through Inverter Heat Pump (IVHP) were explored. During the research, it was observed that the efficiency of the system could be improved further by using IVHP. The efficiency potential of IVHP, with air as a source, has been answered already. Meanwhile, satisfactory answers are not provided with the ground as a source. Besides, there exists no commercial model for IVHP in TRNSYS. Though the final goal of the task cannot be reached during the project period, preliminary investigations have shown successful potential for optimization. This preliminary investigation will be used to generate a follow-up project at the Zittau/Görlitz University of Applied Science.

2 Methodology

Optimization of the constructive design of BHEs for the combined application of heating and cooling of the building is carried out through simulative analysis using transient system simulation tool TRNSYS. This research work focuses on larger systems (> 30 kW), which require a larger BHE field. For this purpose, a non-residential building is designed. Initially, the research concept was developed. Then suitable heat/cold generation and distribution systems were planned, designed, and sized. After that, a simulation model was developed in TRNSYS. Here, the system components unavailable for our research work are developed within the research group. Finally, various parameter studies were carried out with the help of server technologies specially designated for NWFG Erdwärme in Zittau/Görlitz University of applied science. The crucial parameter varied in simulation analysis are

- (1) **Use energy ratio:** In combined applications, the use energy ratio (ratio of heat energy demand by building to cooling demand) plays a vital role in designing BHEs. Hence, to provide a generalized solution, three-building models with different ratios (equal heating and cooling demand, predominant heating demand, and predominant cooling demand) were designed. All building model has the same envelope but varies in standard and occupancy density.
- (2) **Location dependent properties:** Multiple location-dependent properties influence the design criteria and operational efficiency. The scope of this research work is limited to the geothermal gradient since it is the parameter that influences the tendency of design criteria.
- (3) **Constructive design** (Fig. A-2.1): This work intends to find the optimum construction parameter. Hence, all possible construction parameters (Number of boreholes, depth, spacing, borehole pipe diameter, hydraulic connections of BHEs in the field) are varied in parameter studies.

All the simulated variants are evaluated under ecological, energetic, and economic criteria. At this moment, an energetic evaluation is carried out. This approach has to be implemented in the simulation model and evaluated.

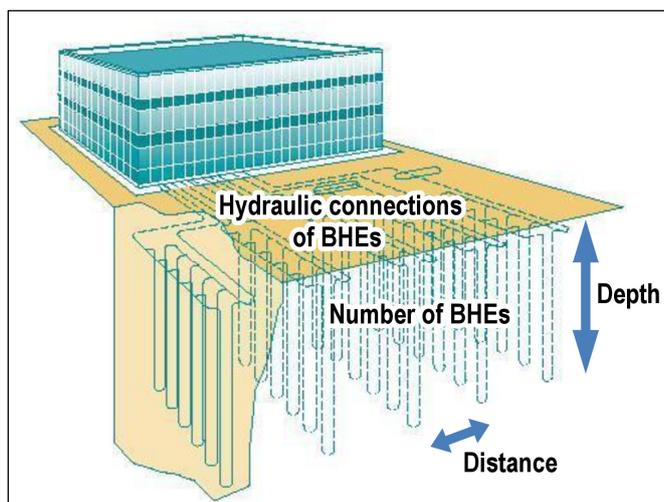


Fig. A-2.1
Constructive parameter of BHE field
(Earth Energy Designer Vers. 3.22).

3 Simulation model in TRNSYS

A simulation model replicating real-time operation is essential for the optimization of the constructive design of BHE fields. A commercial transient system simulation tool TRNSYS is used for this simulative analysis. TRNSYS has enormous pre-modelled components, the possibility for performing parameter studies, and provides an environment to model new components. Hence, it is the perfect choice for our research. The model developed in TRNSYS simulates the working of individual components and their interaction with the surrounding system and environment. Every model (called as types in TRNSYS) is parameterized to replicate the behaviour of specific systems/components. Hence, it is necessary to have details of each system before modelling. In this section, system design, information of each component, and its implementations in TRNSYS are explained.

3.1 Building

An L-shaped office building with six floors (Fig. A-3.1), each height of 3.65 m, is designed for this analysis. The building is sketched in Google SketchUp, and its properties / usage are defined in TRNBuild. Building standard is chosen according to EnEV 2013. Building usage, occupation profile/density, and ventilation are defined according to DIN V 18599. Thickness and U-Value of the critical building structure are listed in Tab. A-3.1. Type56 model the building's thermal behaviour in TRNSYS using the building description file generated by TRNBuild. For thermal energy calculation, the complete building is grouped into 18 zones (twelve big zones and six small zones). Every big zone has a floor area of 360 m² (12 m x 30 m) and 31 windows. Each small zone has a floor area of 144 m² (12 m x 12 m) and 10 windows. Default weather data from TRNSYS for the location Potsdam, Germany, is used for this calculation. Results of thermal energy demand calculation are listed in Tab. A-3.2.

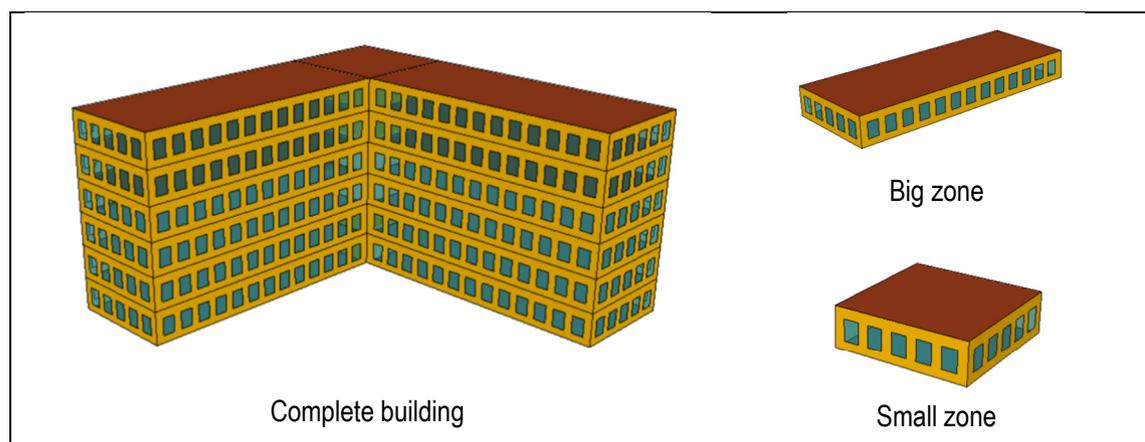


Fig. A-3.1 Office building 3D sketch.

Tab. A-3.1 Building envelope and U-Value.

Parameter	Unit	Ground floor	Outer wall	Inner wall	Ceiling	Roof
Thickness	[m]	0.38	0.455	0.126	0.38	0.485
U-Value	[W/m ² ·K]	0.354	0.287	0.358	0.354	0.207

Tab. A-3.2 Peak load and total energy demand of the building.

	Peak load [kW]	Total energy [kWh]	Ratio [%]
Heating	239.04	231,286.5	79
Cooling	136.5	62,802	21

As this research work involves a massive number of parameter studies, simulation of a complete system with such a large building needs much computational effort. Building and distribution system significantly influences computational time compared to other components in the simulation model. Hence, the computational effort is reduced by scaling down the building and distribution system to a single floor, as shown in the Fig. A-3.2 (only 3rd floor). The correction factor, which is the ratio of the sum of the peak load of a similar zone on all floors to the peak load in the respective zone on the 3rd floor, is introduced to alter the inlet and outlet mass flow rate of the building distribution system. In this way, heat generation systems work at their full potential, but the distribution system's size is reduced. Correction factor for three blocks (a group of similar zones on all floor) for heating and cooling operation is shown in Tab. A-3.3.

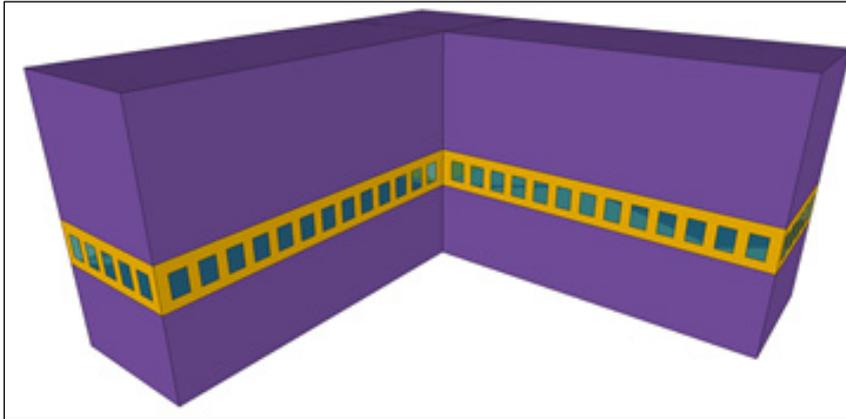


Fig. A-3.2 Substitute building for simulation.

Tab. A-3.3 Correction factor calculation.

Parameter	Unit	Block A		Block B		Block C	
		$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$
Q_{Use} floor 3	[kW]	6.4769	4.0477	15.984	9.0205	16.146	10.904
Sum of Q_{Use} of all six floors	[kW]	40.096	22.912	98.992	51.051	99.95	62.537
Correction factor	[-]	6.19	5.66	6.19	5.66	6.19	5.74

3.2 Heating and cooling system

Once building and its energy demand are known, it is necessary to choose appropriate heat generation and distribution system. Thermally activated building system (TABS), by integrating building structures as a thermal energy storage, have proven to be economically efficient system. Main disadvantage is slow reaction for sudden fluctuation in load (For example: unexpected gathering of large group of people). As rapid change of usage profile in office buildings are less expected, TABS can be an efficient system for this purpose.

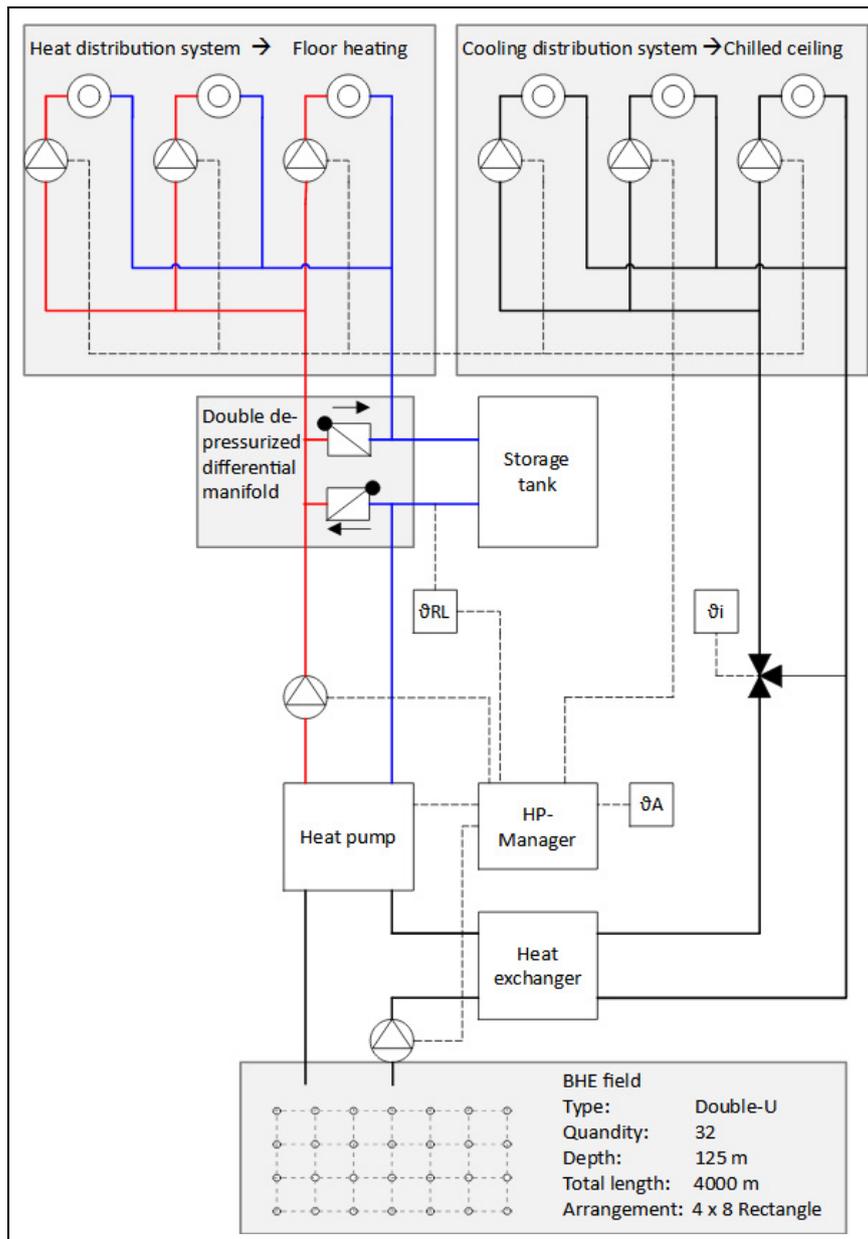


Fig. A-3.3
Heating and cooling
system schema.

Floor heating and the chilled ceiling are commonly used as a heat and cold distribution system, respectively, in TABS. Less operating temperature for heating and higher operating temperature for cooling (mostly passive cooling) improves the efficiency of the complete system. A ground-coupled heat pump is selected as a heat generation system. Cooling

of the building is carried out by coupling the chilled ceiling directly with BHE through a heat exchanger. The schema of the complete heating and cooling system is shown in Fig. A-3.3. The system design is carried out based on the initial energy demand calculated by TRNSYS. The design of each component and modelling of components in TRNSYS is explained in the upcoming section.

3.2.1 Heat pump

As our focus is on a monovalent heating system, the heat pump capacity should be larger than or equal to the building peak load (239.04 kW). Hence, heat pump SmartHeat Titan 274 BW with a nominal capacity of 269.39 kW and COP of 4.36 (at B0/W35) is chosen (Fig. A-3.4).

The heat pump is modelled using Type401 in TRNSYS. It maps the heat pump based on the manufacture provided characteristic curves for heating capacity and electric power. These curves depict heating capacity and electric power as a function of evaporator inlet temperature and condenser outlet temperature. Coefficients of the biquadratic polynomial have to be calculated using these curves. A separate excel file is provided by the developer along with Type401 for this purpose. These coefficients are feed to Type401 through a text file. This polynomial function represents steady-state behaviour. Other factors like cyclic losses, frosting and defrosting losses, etc., are modelled in Type401. In our analysis, frosting and defrosting losses are neglected. Type401 describes the cyclic losses using an exponential function, which requires two parameters: heating (3 minutes) and cooling (5 minutes) constant.

Our design criteria for the BHE field design is that evaporator inlet temperature is not supposed to fall below $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$. In parameter studies, multiple variants fall in this category. The heat generation system is also equipped with an auxiliary heater (COP = 1), which supplies required heat if the evaporator inlet temperature falls below $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$. The intention of this auxiliary heater is to identify the variants with which monovalent heating is not possible.

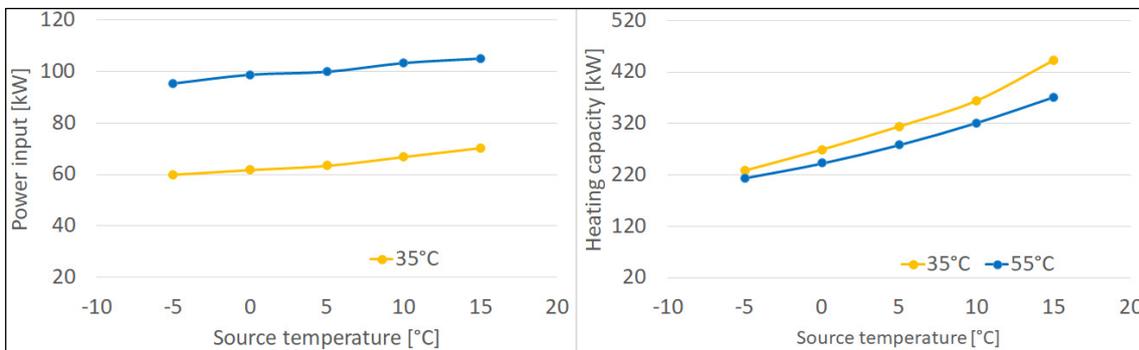


Fig. A-3.4 Characteristic curve for heat pump SmartHeat Titan 274 BW.

3.2.2 Floor heating system

The primary advantage of using a floor heating system is its low operating temperature and high comfortability. It also offers a high degree of design freedom. Even though installation cost is higher than the conventional system, energy bill saving is significant. The initial design of the floor heating system is carried out in TGA-Heizung by Hottgenroth Software. The floor heating system in TRNSYS is modelled according to TGA-Heizung. Design parameters used for modelling floor heating system is listed in Tab. A-3.4. Fluid flow rate and temperature are varied to maintain the room temperature at the expected level. Mass flow rate to individual zone calculated using peak load, power consumption by the circulation pump, and ΔT is listed in Tab. A-3.5. The fluid flow rate for every zone is varied using an individual PID controller. Power consumption at maximum flow rate is calculated using pressure drop, which is varied linearly for variable mass flow rate. Supply temperature is controlled using the return flow control method suggested by DIMPLEX (explained in section 3.2.6).

Tab. A-3.4 Floor heating system design parameter.

Design Parameter	Unit	Value
Pipe spacing (center to center)	[m]	0.15
Pipe outside diameter	[m]	0.014
Pipe wall thickness	[m]	0.002
Pipe wall conductivity	[KJ/(h·m·K)]	1.26

Tab. A-3.5 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load of floor 3	[kW]	7.1	17.65	17.65
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	7	7	7
Maximum mass flow rate	[kg/h]	871	2,166	2,166
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	133	506	506

3.2.3 Double depressurized differential manifold (DDV)

DDV is used for hydraulic decoupling of the heat generation unit with a distribution circuit with a variable mass flow rate. Conventional heating systems with buffer storage have a higher operating temperature, which negatively influences energetic efficiency, which can be avoided by using buffer storage in return flow with DDV to decouple heat generation and distribution unit. Hydraulic decoupling is essential because of the different mass flow in the heat generation unit and distribution system (mass flow is variable in our model). A mathematical model for DDV was not available for TRNSYS. Hence, a new TRNSYS model (Type1991) is created. The modelling approach is explained in section 4.2. The storage tank in the return flow is sized as 7.5 m³.

3.2.4 Chilled ceiling

Chilled ceiling coupled with BHEs (passive cooling) proved to be delivering high comfort at reduced running cost. Hence, the chilled ceiling is chosen as a cooling distributing system. Design parameters for the chilled ceiling are shown in Tab. A-3.6. Pipe spacing is chosen based on the “*Leistungskalkulator Flächenkühlung*” tool developed by PURMO. It calculates the specific cooler power (W/m^2) based on pipe spacing, the difference between room and fluid temperature, and thermal resistance. Power calculation in this tool is carried out as per DIN EN 1264-5:2020-02. During the cooling period, the room temperature is controlled by variable mass flow combined with a constant supply setpoint temperature of $19\text{ }^\circ\text{C}$. Mass flow to each zone is controlled by an individual PID controller. The maximum flow rate is chosen based on the peak load of the building (Tab. A-3.7). Power consumption at maximum flow rate is calculated using pressure drop, which is varied linearly for variable mass flow rate.

Tab. A-3.6 Chilled ceiling design parameters.

Design Parameter	Unit	Value
Pipe spacing	[m]	0.15
Pipe inside diameter	[m]	0.0136
Specific norm mass flow	$[\text{kg}/(\text{h}\cdot\text{m}^2)]$	19.5
Specific norm power	$[\text{KJ}/(\text{h}\cdot\text{m}^2)]$	136.1

Tab. A-3.7 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load	[kW]	4.04	9.02	10.9
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	2	2	2
Required mass flow rate	[kg/h]	1,738	3,875	4,684
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	260	1,800	2,341

3.2.5 Mixer coupled with PID (Cooling circuit)

As explained in the previous section, the supply temperature is supposed to be maintained at $19\text{ }^\circ\text{C}$. The BHE field is mostly colder than $19\text{ }^\circ\text{C}$, which reflects in fluid temperature as well. Hence, to maintain $19\text{ }^\circ\text{C}$ supply fluid temperature, mixing circuit as shown in Fig. A-3.5 is used in between the chilled ceiling and heat exchanger. PID controller is used to quantifying mass flow diversion to supply flow (m_2). The control variable of the PID controller is the supply fluid temperature (T_s) with setpoint $19\text{ }^\circ\text{C}$. This circuit controls the mass flow through the heat exchanger so that the temperature of fluid after mixing is

19 °C. The circuit is implemented in TRNSYS by connecting the already available components divider (type11h), mixer (type11f), and heat exchanger (type5). Divider and mixer are just a couple of tee pieces that divide fluid flow into multiple or combine multiple flows. A counter-flow heat exchanger with a high overall heat transfer coefficient (70,000 W/K) is used.

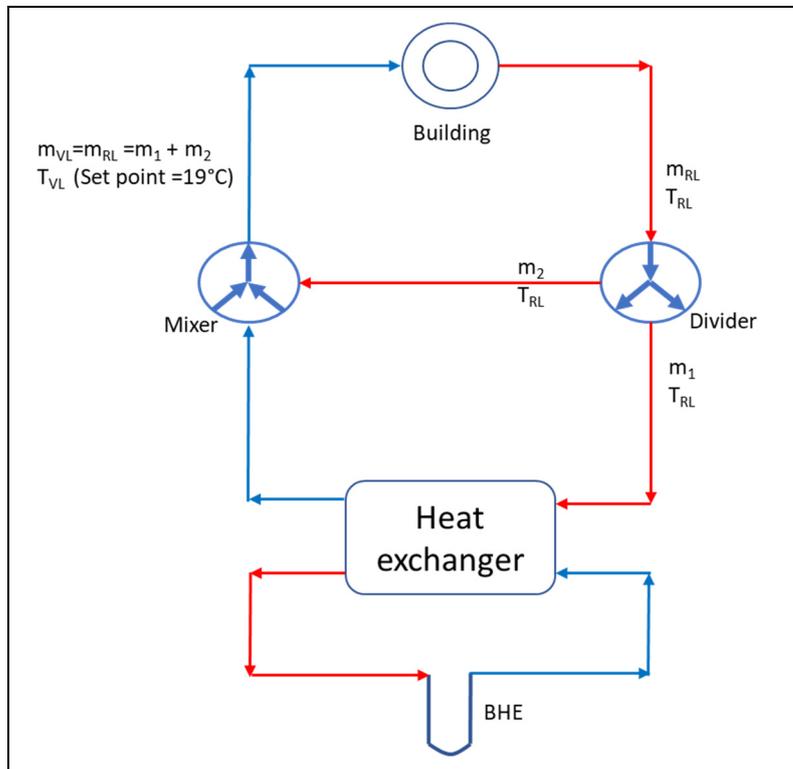


Fig. A-3.5
Mixer circuit used for cooling.

3.2.6 Ventilation system

For the selected energy standards, mechanical air ventilation was not necessary. Hence only free air ventilation at the rate of 0.67 1/h, which fulfils the minimum air exchange rate requirements by DIN EN 15251:2012-12, is used. During weekends the air exchange rate is reduced to 0.57 1/h.

3.2.7 Control strategy

For efficient heating / cooling, it is necessary to choose the right control strategy. Room temperatures in office buildings should be maintained at 21 °C during the heating period and 24 °C during the cooling period.

3.2.7.1 Heating

Room temperature is controlled by varying the mass flow rate and temperature of the heating fluid. The mass flow rate of the floor heating system in each room is controlled using a separate PID-Controller, with room temperature as the control variable and 21 °C

as the setpoint. The mass flow rate is allowed to fluctuate between 15 % and 100 % of the designed value. To mathematically represent this in TRNSYS, every PID controller provides the control signal CS_{PID} varies between 1 to 0. Maximum mass flow is required if the signal is 1, and 0 represents no real heat demand from the respective zone. If any of the PID signals is greater than 0, heat energy is required from the heat generation circuit.

Fluid temperature is varied by controlling maximum return fluid temperature through a polynomial function. A polynomial function is derived by a heating curve provided by DIMPLEX.

$$T_{R,Set} = -0.0061 \cdot T_{a,mov,avg}^2 - 0.5247 \cdot T_{a,mov,avg} + 32.904 \quad (A.1)$$

Heat generator (heat pump and auxiliary heater) are regulated so that return-fluid temperature from the floor heating unit is maintained under TR, set by polynomial function A.1. $CS_{R,Set}$ is defined in TRNSYS, which denotes that fluid needs to be heated. $CS_{R,Set}$ is set to zero when the fluid temperature reaches $T_{R,Set}$ and set back to 1 when fluid cools down 2 K less than $T_{R,Set}$. The above-described control signal is generated in TRNSYS using Type165b.

The heat generator system has to be switched on if there is heat demand from any zone and the fluid return temperature from the floor heating system is not in the defined range. Additional safety parameter ($T_{a,mov,avg}$) is introduced in the generation control signal for the heat generation unit because the heat generation system is not supposed to react to minute fluctuations in room temperature in summer. The heat generator is supposed to work only if $T_{a,mov,avg}$ is less than 14°C. This can be mathematically expressed as

$$T_{a,mov,avg} < 14 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad (A.2)$$

Besides, it is necessary to decide which of the heat generator supply required heat. Fluid outlet temperature from BHE ($T_{out,BHE}$) decides whether the heat pump should generate the required heat or the auxiliary heater. When $T_{out,BHE} > -5$ °C, the heat pump supplies the heat demand. Once this limit is reached, the heat pump is switched off, and the auxiliary heater supplies the required heat. The heat pump remains switched-off until $T_{out,BHE}$ reaches -4 °C with a minimum of 18 minutes. Control signals CS_{HP} and $CS_{Aux,H}$ are generated in TRNSYS by using Type40 and Type911.

So, the heat pump is switched-on ($CS_{HP} = 1$) if

$$T_{a,mov,avg} < 14 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{Aux,H} = 1 \quad (A.3)$$

The auxiliary heater is switched-on ($CS_{Aux,H} = 1$) if

$$T_{a,mov,avg} < 14 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{HP} = 1 \quad (A.4)$$

3.2.7.2 Cooling

The room temperature during the cooling period is controlled by variable mass flow combined with a constant supply setpoint temperature of 19 °C. Mass flow to each zone is controlled by an individual PID controller. The mixing circuit, explained in section 3.2.5, is used to maintain a 19 °C supply temperature.

The design criteria for the BHE field is that the fluid outlet temperature does not exceed 20 °C. Due to parameter variation, multiple variants exist where fluid outlet temperature from BHEs is greater than 20 °C. In this case, the auxiliary cooler cools the fluid to 19 °C. This auxiliary cooler intends to identify construction by which monovalent cooling is not possible. The complete cooling unit is switched off if 24 h moving average of outside air temperature ($T_{a,mov,avg}$) is less than 14 °C.

So, the cooling system is on ($CS_{P,C} = 1$) if

$$T_{a,mov,avg} > 14 \quad \& \quad \sum_{1}^{3} CS_{PID,C}(i) > 0 \quad (A.5)$$

The auxiliary cooler is on ($CS_{Aux,C} = 1$) if

$$T_{a,mov,avg} > 14 \quad \& \quad \sum_{1}^{3} CS_{PID,C}(i) > 0 \quad \& \quad T_{out,BHE} > 20 \quad (A.6)$$

3.3 Borehole heat exchanger

In parameter studies, constructive design parameter is varied to find the optimum construction possibilities. For the initial design of the BHE field, the optimization tool EED was used, which determined the optimal design for combined heating and cooling operation for criteria such as the number of BHES, arrangement, borehole spacing, depth of the borehole, total length BHEs, and area of the BHE field. Following constraints were used in EED to list the optimum construction.

- Temperature limits of the average fluid temperature were set at -5 °C for heating operation and 19 °C for cooling operation. The average operating temperature over the considered period (50 years) should be within this limit.
- The geothermal probes are hydraulically connected in parallel.
- Minimum mass flow in individual BHE is limited to ensure turbulent flow, i. e. \dot{m} ($Re = 2,300$).

From the variants suggested by EED, a constructive design with a minimum total length of BHE and rectangular arrangement is chosen, which is used as a base constructive-design for the parameter studies in TRNSYS. Information required for designing of BHE field in EED are

- Monthly load and a peak load of the building, calculated in TRNSYS (Fig. A-3.6).

- 25 % Ethylene Glycol and 75 % water mixture is used as a refrigerant in the BHE circuit. Properties are listed in the Tab. A-3.8.
- Seasonal performance factor (SPF) of the heat pump (4.36).
- Type of BHE and its geometry and properties (Tab. A-3.8).
- Location dependent soil properties and geothermal gradient (Tab. A-3.8).
- Simulation period, which is the design period of the system (50 years).

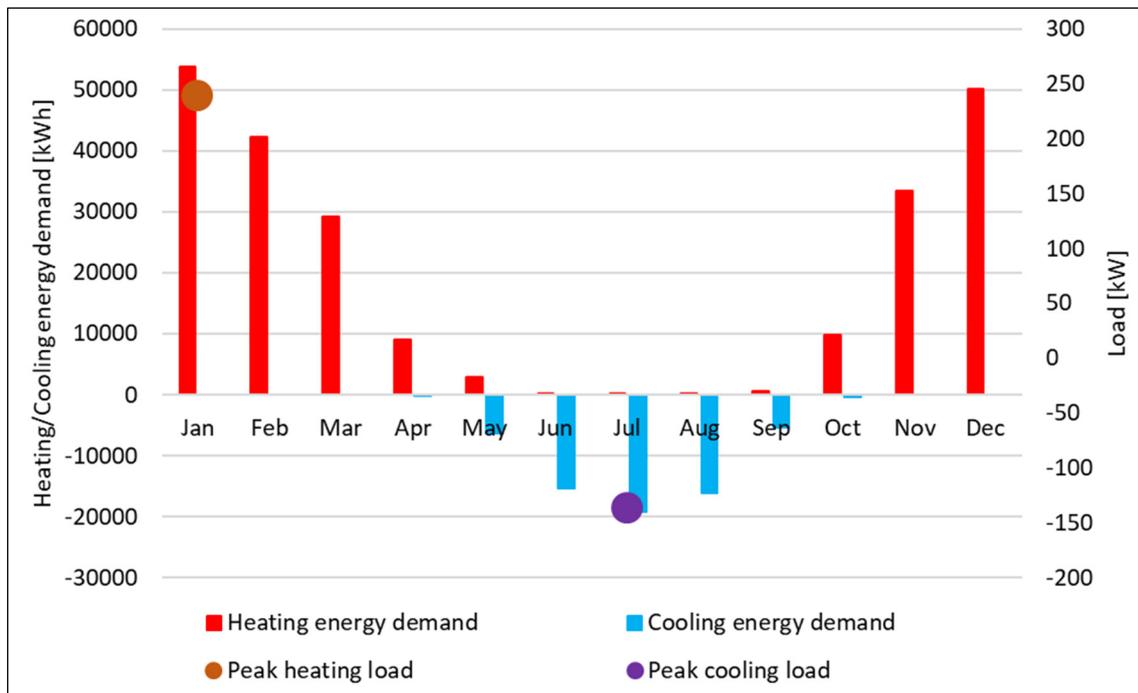


Fig. A-3.6 Monthly energy demand and peak load.

BHE fields are modelled in TRNSYS using the Type557a. With Type557, the BHE field with vertical BHEs (u-pipe 1 to 10, concentric tube) can be simulated. This model is chosen primarily because of the possibility of simulating the BHE field, which lacks other commercially available models. The model assumes that the boreholes are placed uniformly within a cylindrical storage volume of ground. Heat transfer is solved in the model by splitting into simple problems and superimposing it using the linearity of the heat conduction equation. The ground temperature is calculated by the superimposition of three parts; a global temperature, a local solution, and a steady-flux solution. The global and local problems are solved using the explicit finite difference method. The steady flux solution is obtained analytically. Heat transfer between the circulating fluid and the ground is modelled using an analytical, which is then used as a boundary condition in the local problem. Some of the limitations of Type 557 are listed down.

- *BHEs are assumed to be placed uniformly in a cylindrical form. Hence, the arrangement of BHEs cannot be varied. Since research work does not intend to optimize the BHE field arrangement, this limitation will not influence our research work.*

- *The thermal capacity of the borehole and dead time efforts of fluid flow are excluded in the simulation model. This influences the short-term behaviour of BHEs.*

Tab. A-3.8 EED design parameters and results.

	Parameter	Unit	Value
Ground	Ground thermal conductivity	[W/(m·K)]	2.1
	Ground heat capacity	[MJ/(m ³ ·K)]	2.3
	Ground surface temperature	[°C]	8.7
	Geothermal heat flux	[W/m ²]	0.07
Borehole	Configuration	334 ("32 : 4 x 8 rectangle")	
	Borehole depth	[m]	125
	Borehole spacing	[m]	9
	Borehole installation	[-]	Doppel-U
	Borehole diameter	[mm]	152.4
	U-pipe diameter	[mm]	32
	U-pipe thickness	[mm]	2.9
	U-pipe thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.4
	U-pipe shank spacing	[mm]	85
	Filling thermal conductivity	[W/(m·K)]	2
	Contact resistance pipe / filling	[(m·K)/W]	0
Thermal resistances	Borehole thermal resistance, fluid/ground	[(m·K)/W]	0.06772
	Borehole thermal resistance, internal	[(m·K)/W]	0.23
Heat carrier fluid	Thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.48
	Specific heat capacity	[J/(kg·K)]	3,795
	Density	[kg/m ³]	1,052
	Viscosity	[kg/(m·s)]	0.0052
	Freezing point	[°C]	-14
	Flow rate per borehole	[l/s]	0.52
Base load	Seasonal performance factor (heating)	[-]	4.36
	Seasonal performance factor (cooling)	[-]	1.00E+05

3.4 Simulation period and time step

During simulative analysis, it was observed that long-term simulation is essential to predict the optimization potential by constructive design. For example, dominant heat extraction from the ground leads to continuous cooling of the ground and vice versa. This source temperature reduction decreases the efficiency of the heating system. Also, at some point, the fluid temperature might fall below the minimum requirement. Hence, to provide a plausible suggestion, long term simulation is essential. System design duration of 50 years is perfect for this case. But, simulating all variants for 50 years needs intensive computational effort. During analysis, it was also observed that the stationary BHE field temperature would be reached after 15 years by most variants. Hence, all variants are simulated for 15 years. For convergence of all components in the model, a smaller simulation time step is essential. For example, in our simulation model, pipe volume should be greater than the volumetric flow rate multiplied by the simulation time step. To fulfil this criterion, 5 minutes time step is chosen by trial-and-error method.

3.5 Evaluation criteria

Regarding the task of energetic optimization of the constructive design of the BHE field, there is a question of criteria for optimization. Two factors that decide the energetic efficiency of the system are the SPF and primary energy consumption (PEC). SPF is the ratio of heat supplied to the building to the electrical energy required by the complete system. Q_p is the multiplication of primary energy factors for electricity (f_p) and electrical energy consumption by the system (Q_E). Choosing SPF as evaluation criteria may lead to misinterpretation. This is explained with a fictive example.

As shown in Tab. A-3.9, when SPF is used as evaluation criteria, old building with SPF = 5 sounds better. But, in the perspective of the energy turnaround, a renovated building is efficient because of less energy consumption, which eventually leads to less CO₂ emission. Besides, energy saving cannot be quantified with SPF. For example, when SPF changes from 1 to 2, the change in energy consumption is 100 %, whereas 4 to 5 is only 25 %. For this reason, the evaluation is carried out based on primary energy consumption. Besides, primary energy consumption provides direct information regarding CO₂ emissions.

Tab. A-3.9 SPF as efficient criteria.

Change in SPF [-]	Change in SPF [%]	Change in Q_E [%]	Parameter	Unit	Old building	Renovated building
1 → 2	50	-100	Q_{Use}	[kWh/a]	12,500	8,000
2 → 3	33	-50	Q_E	[kWh/a]	2,500	2,000
3 → 4	25	-33	SPF	[-]	5	4
4 → 5	20	-25				
5 → 6	17	-20				

3.6 Evaluation boundaries and functions

Primary energy consumption (Q_p) of the complete system (BG4) is influenced by factors like heat/cold generator, distribution system, the energy required to extract the heat/cold, etc. The construction with minimum electrical energy required by the circulation pump to extract heat/cold (BG1) need not be efficient construction at BG4 (total energy consumption). But it influences total primary energy consumption. For evaluation purposes, different boundary conditions are created, as shown in Fig. A-3.7. Balance boundary 1 includes just BHE and circulation pumps. In balance boundary-2, heat/cold generator and heat exchanger are added up. Balance boundary 4 includes all the components in the simulation model. Different balance boundaries are chosen for evaluation, depending on the requirement.

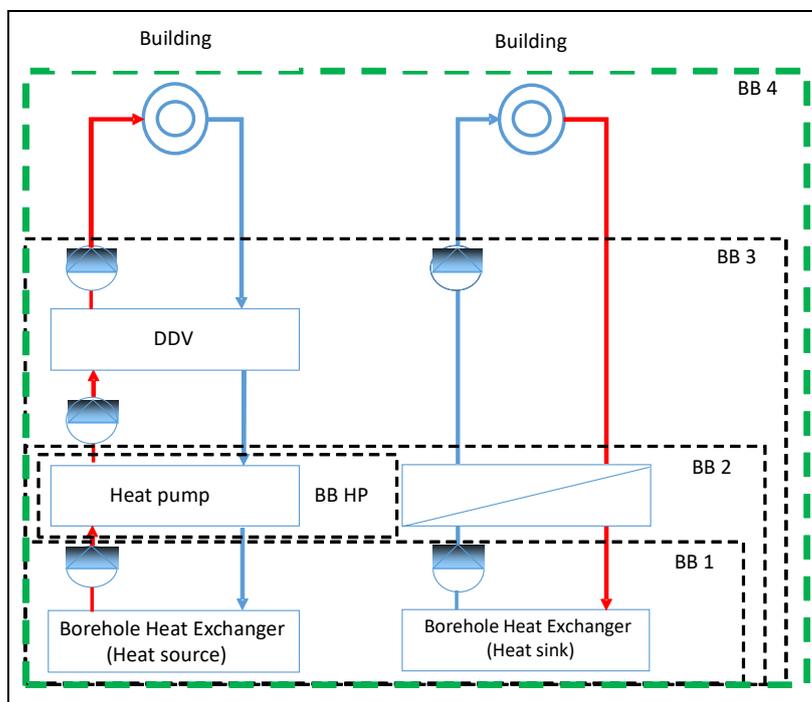


Fig. A-3.7
Balance boundaries for the performance analysis.

The basic formula for calculation of primary energy consumption Q_p and SPF are

$$Q_p = Q_E \cdot f_p \quad \& \quad SPF = \frac{Q_{Use}}{Q_E} \quad (A.7)$$

In this work, primary energy consumption for a complete system (BB4) is evaluated predominantly. Hence, the formula to calculate **different primary energy consumption at balance boundary 4** is listed down. A constant primary energy factor ($f_p = 1.8$) is used to calculate primary energy from end energy.

$$Q_{E,H}(BB4) = P_{comp} + P_{P,brine,H} + P_{P,DDV} + P_{P,dirst,H} + P_{Aux,H} \quad (A.8)$$

$$Q_{P,H}(BB4) = Q_{E,H}(BB4) \cdot f_p \quad (A.9)$$

$$Q_{E,C}(BB4) = P_{P,brine,C} + P_{P,dist,C} + P_{Aux,C} \quad (A.10)$$

$$Q_{P,C}(BB4) = Q_{E,C}(BB4) \cdot f_P \quad (A.11)$$

$$Q_{E,tot}(BB4) = Q_{E,H}(BB4) + Q_{E,C}(BB4) \quad (A.12)$$

$$Q_{P,tot}(BB4) = Q_{P,H}(BB4) + Q_{P,C}(BB4) \quad (A.13)$$

$$SPF_H(BB4) = \frac{Q_{Use,H}}{Q_{E,H}(BB4)} \quad (A.14)$$

$$SPF_C(BB4) = \frac{Q_{Use,C}}{Q_{E,C}(BB4)} \quad (A.15)$$

$$SPF_{tot}(BB4) = \frac{Q_{Use,H} + Q_{Use,C}}{Q_{E,tot}(BB4)} \quad (A.16)$$

With the simulation model, multiple parameters studies were carried out. These parameter studies intend to find the variant with minimum primary energy consumption. Hence, the **minimum value search function** is defined as follows.

$$Q_{P,tot}(i) = (Q_{P,H}(i) + Q_{P,C}(i)) : i = 1, 2 \dots N_j \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.17)$$

$$Q_{P,tot,min} = \min(\{Q_{P,tot}(i) : i = 1, 2 \dots N_j\}) \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.18)$$

$$Q_{P,H,min} = \min(\{Q_{P,H}(i) : i = 1, 2 \dots N_j\}) \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.19)$$

$$Q_{P,C,min} = \min(\{Q_{P,C}(i) : i = 1, 2 \dots N_j\}) \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.20)$$

Several **evaluation functions** were used to present the results as a graph. These evaluation functions are listed below. Evaluation function #1 (A.21) evaluates the ratio of total primary energy consumption of the current variant to the minimum primary energy consumption in the respective gradient. Evaluation function #2 (A.22) evaluates the ratio of primary energy consumption for heating of the current variant to the minimum primary energy consumption for heating in the respective gradient. Evaluation function #3 (A.23) evaluates the ratio of primary energy consumption for cooling of the current variant to the minimum primary energy consumption for cooling in the respective gradient.

$$\# 1 = \frac{Q_{P,tot}^j(i)}{Q_{P,tot,min}^j} \quad i = 1, 2 \dots N_j ; j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.21)$$

$$\# 2 = \frac{Q_{P,H}^j(i)}{Q_{P,H,min}^j} \quad i = 1, 2 \dots N_j ; j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.22)$$

$$\# 3 = \frac{Q_{P,C}^j(i)}{Q_{P,C,min}^j} \quad i = 1, 2 \dots N_j ; j = 1, 2, 3, 4 \quad (A.23)$$

The average fluid outlet temperature of the BHE field during the heating/period is evaluated to present the results of parameter studies. Formula to calculate this average temperature is presented in down.

$$\bar{T}_{out,BHE,H} = \frac{\sum_{i=1}^n T_{out,BHE,H}(i) * CS_{HP}(i)}{\sum_{i=1}^n CS_{HP}(i)}, n = \text{number of timestep} \quad (\text{A.24})$$

$$\bar{T}_{out,BHE,C} = \frac{\sum_{i=1}^n T_{out,BHE,C}(i) * CS_{P,Cool}(i)}{\sum_{i=1}^n CS_{P,Cool}(i)}, n = \text{number of timestep} \quad (\text{A.25})$$

3.7 Intermediate results

Parameter studies were carried out with the simulation model with constructive parameters, geothermal gradient, and hydraulic connections in the circuit as variables. The intention of this parameter-study is to find energetically optimum constructions for various locations (geothermal gradients). Hence, the primary energy consumption of the complete system (Q_p for balance boundary 4) was evaluated predominantly. Further evaluations are carried out depending on the requirement to explain the other thesis. Initial parameter studies with base constructive-design of BHE carried out using EED are presented in this section. The variant matrix used for initial parameter-studies is shown in Tab. A-3.10. The total number of variants is 240.

Total number of variants (N) and variants in every gradient (N_j)

$$N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = Var1 \cdot Var2 \cdot Var3 \cdot Var4 = 1 \cdot 6 \cdot 10 \cdot 1 = 60 \quad (\text{A.26})$$

$$N = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 = 60 + 60 + 60 + 60 = 240$$

Tab. A-3.10 Variant matrix for initial parameter studies.

Parameter	Unit	Value										
Total BHE length	[m]	4,000										
Number of BHEs n	[-]	20	32	40	80	160	200					
Depth of BHEs	[m]	200	125	100	50	25	20					
Borehole spacing	[m]	1	2	3	4	5	6	8	7	8	9	10
Geothermal gradient	[K/100 m]	1										
		3	The average value for Germany									
		6,5	At Zittau									
		9										
Hydraulic connections of BHEs in field		parallel										
Basic construction design from EED		32 x 125 m BHEs										

Fig. A-3.8 depicts the ratio of primary energy consumption of a particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants in the respective gradient (A.21) for one year (Y-axis). Four graphs represent four gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. Value 1 represents minimum primary energy consumption ($Q_{P,tot,min}$) in the respective gradient. Value 1.05 represents 5 % more $Q_{P,tot}$ than $Q_{P,tot,min}$ in respective gradient. Variants with borehole spacing 1m and 2m are excluded to avoid inconsistencies in evaluation.

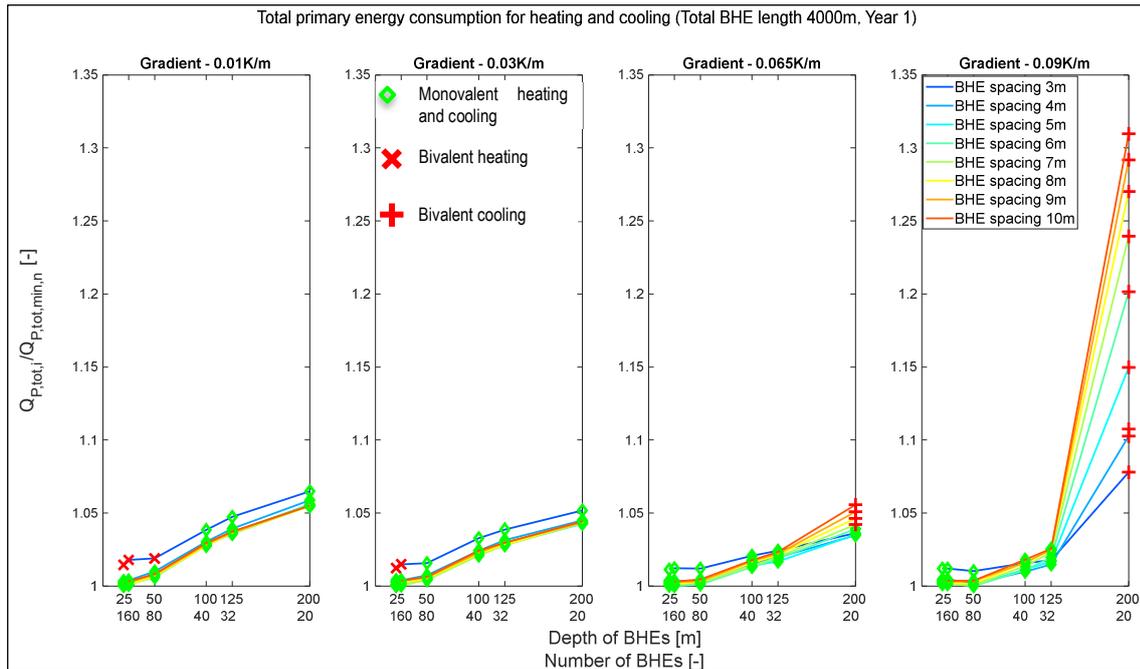


Fig. A-3.8 Total primary energy consumption – borehole length 4,000 m.

Fig. A-3.8 shows that total primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) is less when BHE is not deeper than 50 m. $Q_{P,tot}$ increases by deeper borehole because of higher electrical energy consumption by circulation pump resulted from higher pressure drop. Though deeper BHEs have a favourable operating temperature for the heat pump, the influence of pressure drop dominates. Besides, higher operating temperature with deeper BHEs during cooling prolongs the cooling system's operation or sometimes demands energy from an external source (auxiliary cooler in this case).

Demand from auxiliary cooler can be seen by 200 m deep BHEs at gradient 0.065 K/m and 0.09 K/m, significantly influencing $Q_{P,tot}$. This overlapped effect of higher pressure drops, prolonged operation of the cooling system, and the possibility of using auxiliary cooler by deeper BHEs make it insignificant variant. Before concluding optimization potential, there exists a question of the representative year for the constructive design of the BHE field. Because systems with BHEs are planned for a more extended period, predominant heat extraction leads to continuous cooling down of the ground over the year. There exists a possibility of reaching minimum temperature in heat pump operation if analysed for a more extended period. For this purpose, the simulation period is increased

to 15 years. Year 15 is chosen because observation made during parameter studies shows that most variants reach stationary operating temperature after this period.

Fig. A-3.9 depicts the ratio of primary energy consumption of the particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants (A.21) in the respective gradient (Y-axis). The first two graphs show first-year and 15-year results for gradient 0.03 K/m. The third and fourth graphs show first-year and 15-year results for gradient 0.065 K/m. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

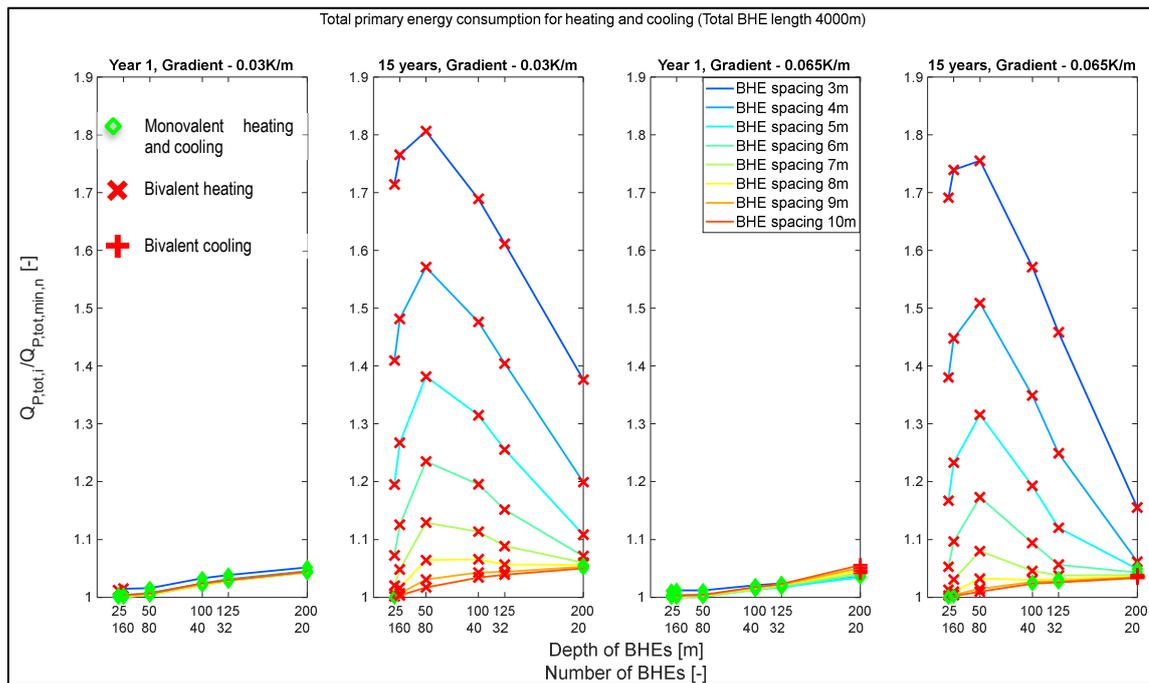


Fig. A-3.9 Comparison of first year and 15-year simulation results.

By comparing first-year results and results over 15 years (in Fig. A-3.9), it can be realized that multiple variants cannot be monovalent for heating in the long term. This means that the heat pump reaches the minimum source side operating temperature limit ($-5\text{ }^{\circ}\text{C}$) during heat supply, which leads to the operation of a secondary heat supply system (auxiliary heater). 80 % increment in $Q_{P,tot}$ can be interpreted that aid of the auxiliary heater is required for a more extended period. Very few variants with BHE spacing more or equal to 8m can be monovalent. Since most of the constructive design falls below the operating temperature limit of the heat pump ($-5\text{ }^{\circ}\text{C}$), there is the uncertainty of the rest of the variants falling into this category during a more extended period. This uncertainty can be solved by increasing the total length of BHEs. Further parameter studies with a total BHE length of 5,000 m are carried out, explained in section 5.

4 Subtasks

4.1 Pressure drop calculation

The energy demand by the circulation pump depends on the pressure drop in the circuit. In the primary circuit of the heat pump, the energy-demand / pressure-drop varies depending on the constructive design of BHEs. To automate the pressure-drop/energy-demand by circulation pump calculation in parameter studies, a mathematical model is developed with the help of WAGNER (2012), and implemented in TRNSYS as Type1994. This model is developed focusing primarily this parameter studies. Hence, alteration might be essential if applied for other purposes. The mathematical model is explained in this section. The primary side of the heat pump contains not only BHEs but also multiple other components and pipes, which are connected in series. Pressure drops in individual elements in the circuit are required to calculate total pressure drop (Δp). The pressure drop calculation procedure is different for straight pipes, components, and divider/mixer. Hence, the initial procedure is explained. Then, pressure drop calculation for the primary circuit is demonstrated with an example circuit.

4.1.1 Pressure drop calculation in BHE Field

Straight pipes: Pressure drop in straight pipes can be calculated using the formula (A.27). R is resistance to flow by pipe, which can be calculated using the formula A.28.

$$\Delta p = R \cdot V^2 \quad (\text{A.27})$$

$$R = \frac{\lambda \cdot L \cdot \rho \cdot 8}{D^5 \cdot \pi^5} \quad (\text{A.28})$$

Friction number (λ) in equation (A.28) depends on nature of flow (turbulent or laminar). Nature of flow can be decided using Reynolds number ($Re < 2,300$ Laminar, $Re > 2,300$ turbulent). Reynolds number can be calculated using equation A.29.

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu_k} \quad (\text{A.29})$$

Friction number in case of laminar flow: $Re < 2,300$

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad (\text{A.30})$$

Friction number in case of laminar flow: $Re > 2,300$

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2 \cdot \log \left(\frac{2.51}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} + \frac{k}{D} \cdot 0.269 \right) \quad (\text{A.31})$$

Pressure drops in all pipes can be calculated using the formula A.32. Here, R_{tot} is total resistance offered by all pipes combined. To calculate R_{tot} , resistance (R) in all individual pipes has to be calculated initially using formula A.28.

$$\Delta p = R_{tot} \cdot V^2 \quad (\text{A.32})$$

Before calculating total resistance (R_{tot}) offered by all pipes from individual resistances (R), understanding the hydraulic connections of pipes in BHE field is essential. Hydraulic connections of pipe can be serial, parallel, or mixes. An example of the mixed arrangement, which has n number of rows with m number of pipes in each row is shown in Fig. A-4.1. It is not necessary to have m pipes in each row.

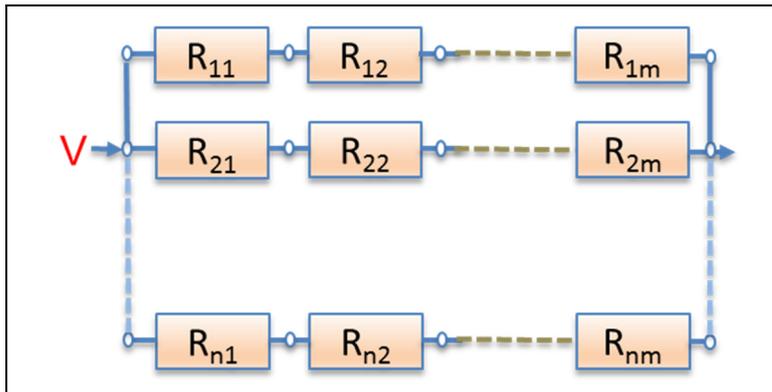


Fig. A-4.1
The resistance of BHEs.

For the depicted example, resistance by pipes in each row (R_1, R_2, \dots, R_n) can be calculated using A.33. Once the resistance of each row is known, total resistance can be calculated using A.34. With this resistance, the total pressure drop in the BHE field can be calculated.

$$R_1 = R_{11} + R_{12} + \dots + R_{1m}, \dots \quad (\text{A.33})$$

$$R_{tot} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\sqrt{R_1}} + \frac{1}{\sqrt{R_2}} + \dots + \frac{1}{\sqrt{R_n}} \right)^2} \quad (\text{A.34})$$

Pressure drop in components: Apart from BHEs and connecting pipes, there exist multiple small components circuit. Pressure drops in these components can be calculated using equation A.35. Drag coefficient and fluid velocity of individual components are required for pressure drop calculation.

$$\Delta p = \frac{\zeta \cdot \rho_{brine} \cdot v^2}{2} \quad (\text{A.35})$$

Pressure drop in divider/mixer: By using the method explained in WAGNER (2012), the total pressure drops of divider, mixer, all elements in between them can be calculated. Therefore, the total pressure drop of all components between divider and mixer must be calculated initially. From the total pressure drop, the total zeta value can be calculated using equation A.37. Finally, total pressure drops (divider + mixer + elements in between them) can be calculated using equation A.36. This calculation procedure is valid only if the form of divider / mixer depicted in Fig. A-4.2 is used. Hence, it is assumed that this form of divider / mixer is used irrespective of number of BHEs.

$$\Delta p_{vs,z} = \zeta_{o,vs,z} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w_0^2 \quad (\text{A.36})$$

$$\zeta_{o,vs,u} = \frac{1}{0.692 \cdot K_0 + 0.128 \cdot \frac{A_v}{A_s} - 0.424 \cdot K_0 \cdot \frac{A_v}{A_s} - 0.013} \quad (\text{A.37})$$

$$K_0 = \frac{\sum A_a}{A_0} \cdot \frac{1}{\sqrt{0.6 + 1 + \zeta_a}} \quad (\text{A.38})$$

$$\zeta_a = \frac{\Delta p_a}{\frac{\rho}{2} \cdot w_a^2} \quad (\text{A.39})$$

$$w_a = \frac{\dot{V}_0}{\sum A_a} \quad (\text{A.40})$$

Valid for $\alpha = 90^\circ$, $\frac{L}{d_v} \leq 50$, $0.5 \leq \frac{A_v}{A_s} \leq 1$, $Re = \frac{w_0 \cdot d_v}{\nu} \geq 10^4$ and $0.54 \leq K_0 \leq 1.6$.

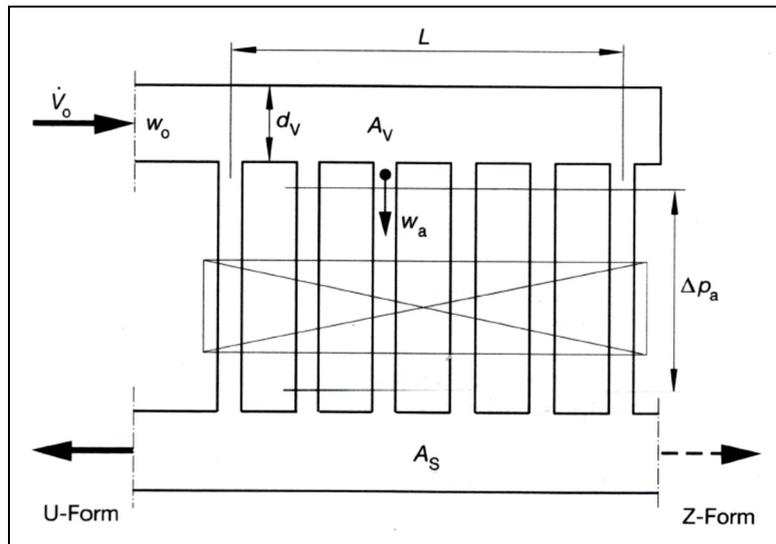


Fig. A-4.2
Divider / mixer (WAGNER 2012).

4.1.2 Hydraulic balancing of connecting pipes in BHE field

BHEs in the field are connected with divider/mixer through connecting pipes. The length of the connecting pipe varies depending on the constructive design of the BHE field, and hence pressure drop along with it. This influences the mass flow rate through individual pipes / BHEs. According to VDI 4640-2:2015-05, hydraulic balancing is necessary if the smallest and longest connecting pipe differs in length by more than 15 %. In parameter studies, BHEs are assumed to be arranged in rectangular form, as shown in Fig. A-4.3. In this example, 32 BHEs are arranged in rectangular form (4 x 8), connected in parallel.

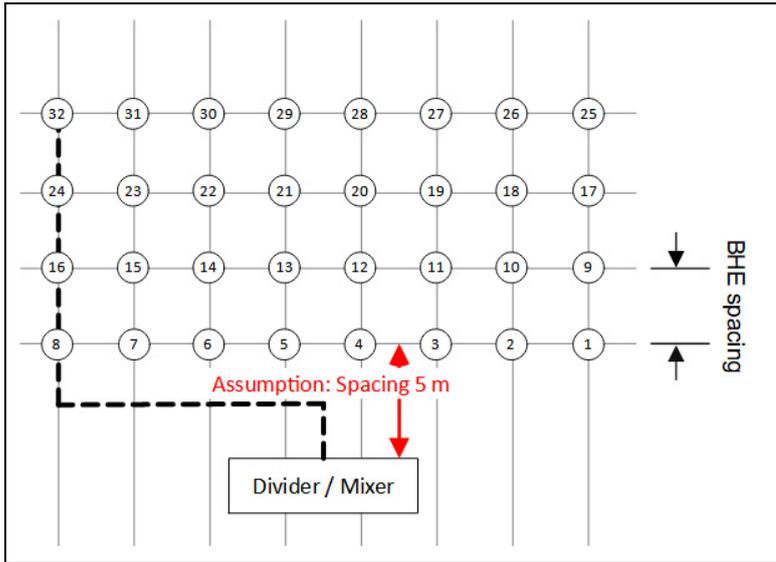


Fig. A-4.3
Connecting pipes in BHE field.

To ease the calculation, BHEs and divide/mixer is assumed to be always placed in front of the BHE field as shown in Fig. A-4.3. Here, connecting pipes are assumed to be laid as represented in the dotted line. In this case, the length of connection pipes depends on bore-hole spacing, number of BHEs. For a borehole spacing of 10 m, each pipe's length and its pressure drop are depicted in Fig. A-4.4. Pressure drops in the individual connecting pipe is calculates using A.27. Note: Volumetric flow rate in this formula is for a single pipe, not for the whole system. For 10 m spacing, the difference in length between the smallest and longest pipe is almost 86 %. Hence, hydraulic balancing is essential for this BHE field. Hydraulic balancing required for individual BHE is depicted in Fig. A-4.5.

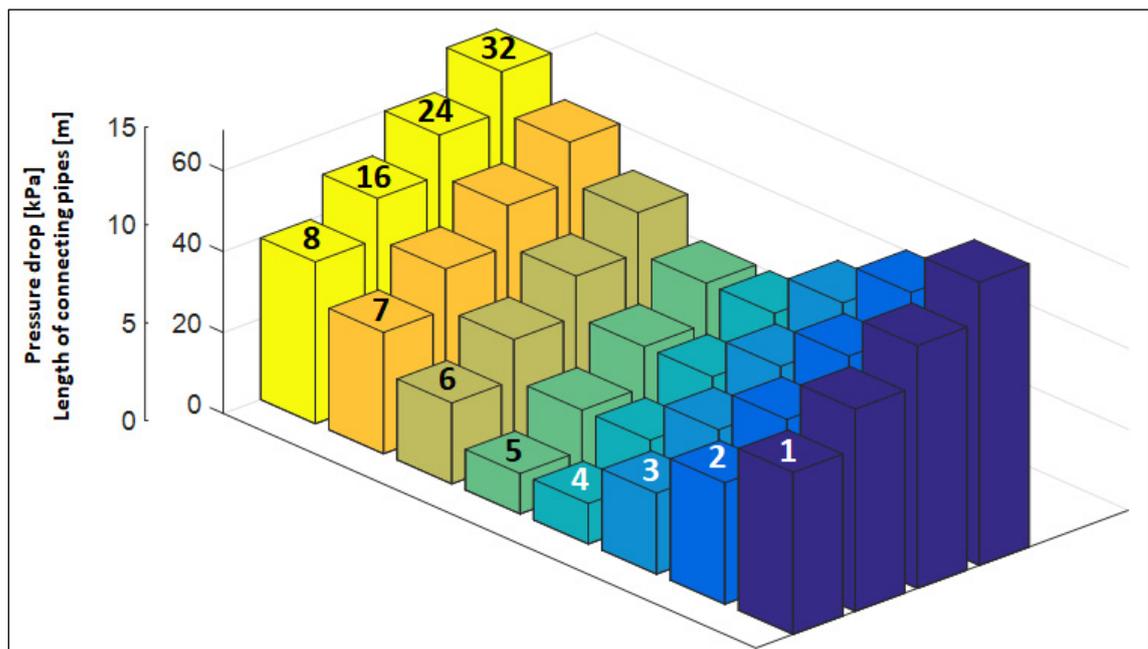


Fig. A-4.4 Length and pressure drop of connecting pipes in BHE.

In the case of 1 m spacing, the difference in length between the smallest and longest pipe is almost 51 %. The difference is more than 15 % irrespective of the number of BHEs and borehole spacing. Hence, hydraulic balancing is always essential. In conclusion, it is sufficient to calculate the pressure drop in the longest connecting pipe.

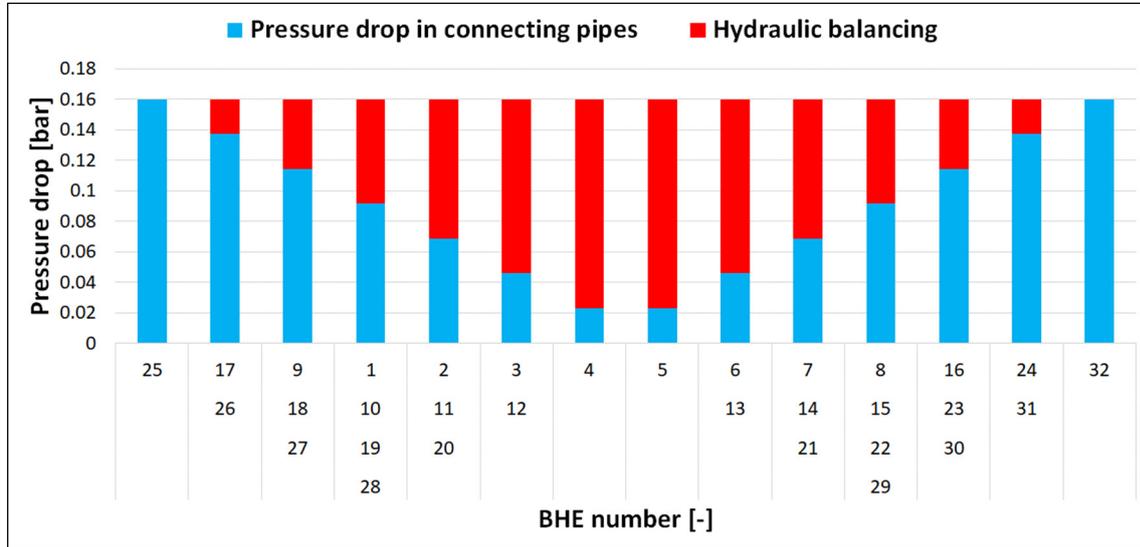


Fig. A-4.5 Hydraulic balancing of connecting pipes in BHE field.

4.1.3 Temperature dependent properties

A mixture of ethylene glycol and water is used as a heat carrier fluid on the primary side of the heat pump. Ethylene glycol content in fluid varies from 25 to 40 %. The heat carrier fluid temperature varies significantly during the simulation, hence properties like density, dynamic viscosity. This has a strong influence on pressure drop calculation. Hence, density and dynamic viscosity are calculated every time step. To do so, polynomial functions were generated from the data provided by the manufacturer. Polynomial functions for density and dynamic viscosity are shown in equation A.41 and A.42, respectively. These polynomial functions are valid for fluid temperatures from -20 to +40 °C and ethylene glycol mixture from 25 to 40 %.

$$\begin{aligned}
 \rho(T_f) = & 129.1757 \cdot G - 6.018965 \cdot G^2 + 0.1250608 \cdot G^3 - 0.950696 \cdot T_f \\
 & + 0.05691005 \cdot T_f \cdot G - 0.001865357 \cdot T_f \cdot G^2 \\
 & + 0.00001835942 \cdot T_f \cdot G^3 - 0.002437507 \cdot T_f^2 \\
 & - 0.00007813298 \cdot G \cdot T_f^2 + 0.000002941503 \cdot T_f^2 \cdot G^2 \\
 & + 0.00009292929 \cdot T_f^3 - 0.000002444962 \cdot T_f^3 \cdot G \\
 & - 9.364531 \cdot 10^{-19} \cdot T_f^4 - 0.0009651998 \cdot G^4
 \end{aligned} \tag{A.41}$$

$$\begin{aligned}
\mu(T) = & 0.0003573 \cdot G - 0.000015406 \cdot G^2 + 0.0000003809 \cdot G^3 \\
& - 0.00012575 \cdot T_f + 0.0000048402 \cdot T_f \cdot G - 0.00000027626 \cdot T_f \\
& \cdot G^2 + 0.0000000011628 \cdot T_f \cdot G^3 - 0.0000017801 \cdot T_f^2 \\
& + 0.0000001914 \cdot T_f^2 \cdot G + 0.0000000029715 \cdot T_f^2 \cdot G^2 \\
& + 0.0000000016999 \cdot T_f^3 - 0.0000000056577 \cdot T_f^3 \cdot G + 0 \cdot 1 \\
& + 0.000000001877 \cdot T_f^4 - 0.0000000029834 \cdot G^4
\end{aligned} \tag{A.42}$$

4.1.4 Pressure drop calculation in primary circuit

In parameter studies, the primary circuit varies depending on the BHE field. Hence, to automate pressure drop calculation, understanding of circuit connection is essential. Here, the procedure is explained with an example of two BHEs with two U-tubes connected in parallel, as shown in Fig. A-4.6. In the circuit, multiple elements are connected in serial. Hence, the total pressure drop is the sum of pressure drops in every component. The pressure drop in individual elements must be calculated carefully because of complex hydraulic connections in the BHE field. The procedure is explained step by step.

- Here, the evaporator of the heat pump is connected to the divider/mixer through a connecting pipe. The pressure drop in the evaporator is almost constant, and the manufacturer provides the data. Hence, this value is added to the total pressure drop at the end.
- Connecting pipes between evaporator and divider / mixer (both supply and return pipes) are straight pipes. Hence, the pressure drop in these pipes is calculated using formula A.27.
- Pressure drop calculation for divider / mixer is explained in section 4.1.1. Initially, pressure drops in the elements in between divider and mixer have to be calculated. From that total pressure drop can be calculated.
- Every BHEs are connected with a divider and mixer through connecting pipes. As explained in section 4.1.3, hydraulic balancing is always essential for our parameter studies. After hydraulic balancing, every connecting pipes has same pressure drop. Hence, the longest connecting pipe in BHE field is identified, and pressure drop in it is calculated using equation A.27.
- As shown in Fig. A-4.6, connecting pipes and U-tubes in BHE are coupled with the aid of multiple components. For example, reducer and Y-piece (flow divider) in forward flow, Y-piece (flow mixer) and expansion in return flow. The number of these components is equal to the number of BHEs in the case of parallel connections. These components are not necessary if a single U-tube is used. Also, in the pressure drop calculation of BHEs, a straight pipe is assumed. This ignores the significant pressure drops in the U-bend at the bottom of the BHEs. Hence, pressure drops in these U-bends are calculated separately and added to the total pressure drop. The procedure is already explained in section 4.1.1. Zeta values used for calculation in parameter studies are listed in Tab. A-4.1.
- BHEs are nothing but pipes connected in serial or parallel. Pressure drop for the entire BHE field can be calculated using the formula A.32. As explained earlier, resistance to flow by every pipe has to be calculated using formula A.28. Then

total resistance to the BHE field flow is calculated by using A.33 and A.34. In our example, two BHEs with two U-tubes in each are connected parallel. Hence, it is simplified as four straight pipes, and the procedure mentioned above is used to calculate the total pressure drop.

- Once all individual pressure drops are calculated, the total pressure drop is the sum of pressure drops in the evaporator, connecting pipes between evaporator and divider / mixer, divider / mixer (which includes pressure drops in element between them).
- This calculation procedure is implemented in TRNSYS as Type1994. Parameters and inputs required for pressure drop calculation are depicted in Tab. A-4.2.

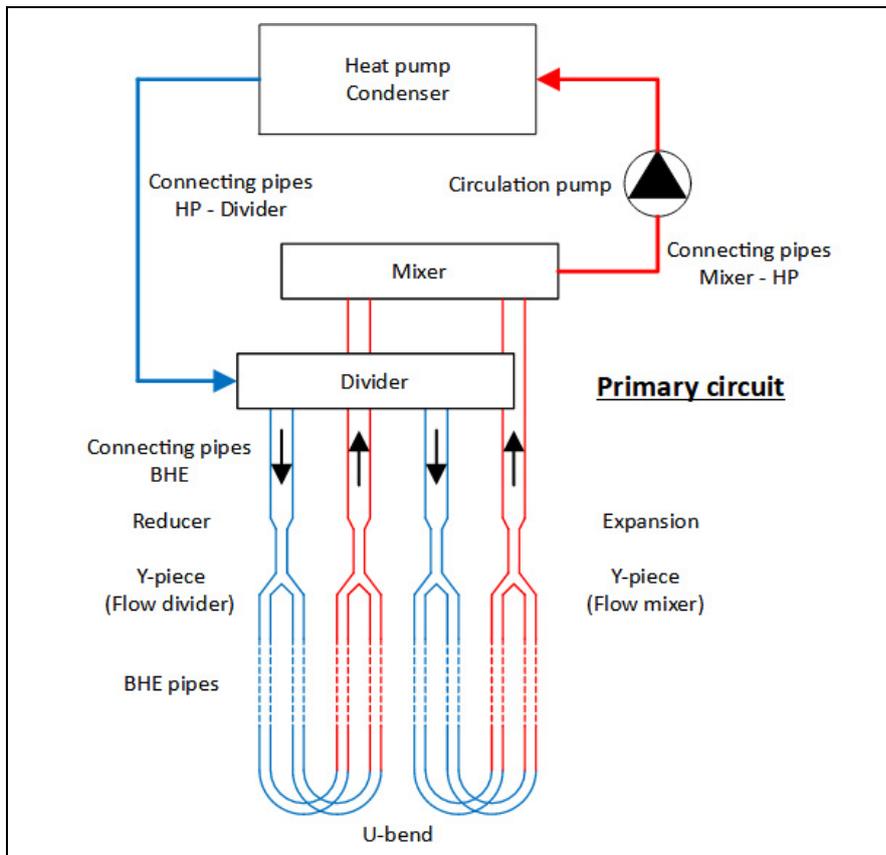


Fig. A-4.6
Primary circuit of
heat pump.

Tab. A-4.1 Drag coefficient of components.

Component	Drag coefficient ζ [-]
Valve forward flow	7.38
Reducer	0.25
Y-piece (Flow divider)	0.7
U-bend	0.83
Y-piece (Flow mixture)	0.543
Expansion	0.14
Valve return flow	7.38

Tab. A-4.2 Parameters and inputs required in Type1994 TRNSYS.

(A) Parameter	Unit
Diameter of U-pipe	[m]
Roughness of pipe (k in A.14)	[mm]
Number of U-Tubes	[-]
BHE depth	[m]
Number of BHEs in series	[-]
Number of rows of BHEs	[-]
Total pump efficiency (varies from 0 to 1)	[-]
Glycol content in fluid in primary circuit	[%]
Alpha (angle between connecting pipes and divider/mixer)	[°]
Length of divider/mixer	[m]
Diameter of divider/mixer	[m]
Diameter of connection pipes in BHE field	[m]
Length of longest connecting pipes in BHE field	[m]
Diameter of pipe connecting evaporator and divider/mixer	[m]
Length of pipe connecting evaporator and divider/mixer	[m]
Number of components (It is 6 in depicted circuit in Fig.. A-4.1)	2
Diameter of the component-1	[m]
Diameter of the component-2	[m]
Mass flow rate in components-1	[kg/h]
Mass flow rate in components-2	[kg/h]
Zeta value of components-1	[-]
Zeta value of components-2	[-]
Multiplication factor for components-1	[-]
Multiplication factor for components-2	[-]
(B) Input	Unit
Mass flow rate in BHE field	[kg/h]
Inlet temperature to BHE field	[kg/h]

4.2 Double depressurized differential manifold (DDV)

Double depressurized differential manifold (DDV) is a combined assembly of two stop-cocks, two bypass lines with return flow prevention, a safety module with a pressure gauge, and a connection option for expansion valve. It acts as an interface between a heat pump, heat distribution circuit, and a buffer storage tank. The heating system planned for simulation analysis has a variable mass flow rate in the distribution system and constant but different mass flow rates in the heat pump system. In a conventional heating system, buffer storage acts as an interface between heat generation and distribution systems. Higher operating temperature requirement by such systems has negative impacts on energy efficiency. Direct coupling of a heat pump with distribution is also inefficient because of higher load fluctuation. Hence, an input / output puffer-storage in return flow with DDV as an interface between heat generation and distribution system is used in our simulation model. This avoids a higher operating temperature problem without increasing the cyclic operation of the heat pump significantly. But there exists no mathematical model to represent working DDV. Hence, a mathematical model was developed by Promotion Haack in Excel. TRNSYS and Excel interaction is again time-consuming. Therefore, the mathematical model is implemented as a new TRNSYS Type1991. Circuit diagram representing the working of DDV is depicted in Fig. A-4.7.

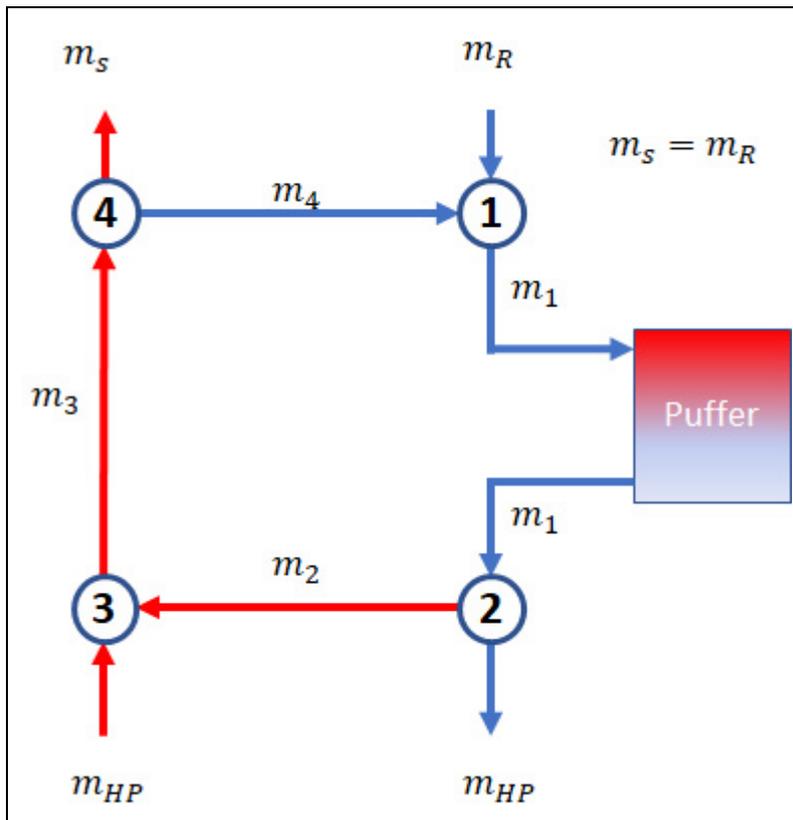


Fig. A-4.7
DDV circuit.

DDV controls the direction and quantity of mass flow depending on the pressure difference between heat distribution and generation circuits. It maintains a constant mass flow rate in the heat generation circuit and watches out the fluid returns from the distribution system

goes back to it. This process has to be mathematically modelled in TRNSYS. Since the size of DDV is small dead time effects in the pipe are less. Hence, it can be ignored in modelling. In this model, DDV operation is modelled with conditional equations and adjusting fluid temperatures when required (for example, mixing two fluid streams with different temperatures).

Depending on the control system design, there exist three different possibilities of mass flow:

- **Case 1:** When both heat generation and distribution system are working (m_R and $m_{HP} > 0$). Bypassed fluid from point 4 (m_4) mixes with return fluid from the distribution system (m_R) at point 1. This fluid then passes through puffer storage, then pumped to higher temperature by heat pump. At point 4, $m_S (= m_R)$ is supplied to the distribution system and m_4 is diverted back to point 1.

$$\text{Here } m_1 = m_4 + m_R, m_2 = 0, m_{HP} = m_1, m_3 = m_{HP}, m_R = m_3 - m_S$$

- **Case 2:** When heat generation system is off and distribution system is working ($m_R > 0$ and $m_{HP} = 0$). In this case, return fluid from distribution system pass through puffer storage, diverted at point 2 avoiding heat pump. Complete fluid goes back to distribution system again.

$$\text{Here } m_1 = m_R, m_2 = m_1, m_{HP} = 0, m_3 = m_2, m_S = m_3$$

- **Case 3:** When heat generation system is on and distribution system is off ($m_S = 0$ and $m_{HP} > 0$). This case is rare possibility as heat generation is turned on only when there is demand. Complete fluid coming from the heat pump is diverted from point 4 to point 1, where it passes through puffer storage and goes back to the heat pump again. The cycle goes on until the heat pump is switched off.

$$\text{Here } m_1 = m_4, m_2 = 0, m_{HP} = m_1, m_3 = m_{HP}, m_4 = m_3, m_S = m_R = 0$$

4.3 Automation of parameter variation

Parameter studies for this work are carried out with server technologies specially designated for this purpose at the Zittau/Görlitz University of Applied Science. There exist multiple servers with various numbers of kernels. The number of simulations carried out parallelly depends on the number of kernels in a particular server. Both TRNSYS 17 and TRNSYS 18 offer the possibility to perform parameter studies but have their limitations in both versions. Hence, parameter studies were controlled using deck files (*.dck) and batch files (*.bat). Deck file is a script file created by TRNSYS (in TRNEdit), and the batch file is a script file created in Notepad for windows. To automate the generation of the batch file, a macros program was created in excel. The batch files generated by this macros program control how variants are simulated and starts / stops simulations. Parameter required for this macro is depicted with example in Fig. A-4.8. In this example, four variants are simulated with two kernels. This macros program creates three batch files, as shown in Fig. A-4.9 to Fig. A-4.11.

The first two batch file control the order of simulation. The third batch file controls simulation, monitors simulation, and closes the bat file when it is done. Initially, deck files have to be created using TRNEdit. Then batch files have to be created using the presented macros program. Arrange in the required folder mentioned in the bat file. Another macros program is created for arranging deck files. Parameter required for this macro is depicted with example in Fig. A-4.12. Finally, parameter studies can be started by double-clicking on the third batch file. Once parameter studies are done, the batch file closes itself automatically.

	2	Total number of CPUs/ Kernel
	4	Total number of deck files
Var_		name of the deck files
D:\Simulation		Path of deck files
C:\TRNSYS18		path of TRN.exe
C:\Simulation\bat		Path to the folder for bat file creation
	0	Is there next simulation to start (1= yes)
	1	Number of paramter studie (starts from 1)
Generate .bat files		

Fig. A-4.8 Macros in excel to create batch file.

```

1_1.bat x
1  echo %time% > active.1
2  "C:\TRNSYS18\EXE\TRNExe64.exe" "D:\Simulation\1\Var_1.dck" /N
3  "C:\TRNSYS18\EXE\TRNExe64.exe" "D:\Simulation\1\Var_3.dck" /N
4  del active.1
5  exit
6

```

Fig. A-4.9 Batch file 1.

```

2_1.bat x
1  echo %time% > active.2
2  "C:\TRNSYS18\EXE\TRNExe64.exe" "D:\Simulation\2\Var_2.dck" /N
3  "C:\TRNSYS18\EXE\TRNExe64.exe" "D:\Simulation\2\Var_4.dck" /N
4  del active.2
5  exit
6

```

Fig. A-4.10 Batch file 2.

4.4.2 Simulative analysis of optimization potential

Cyclic loss decreases the efficiency of the on-off heat pump, which can be reduced in IVHP. Additionally, demand relevant heat extraction in IVHP increases the operating temperature and energy efficiency. These two effects are explained through simulative analysis with two heat pumps of capacity 270 kW and 135 kW. Both the heat pumps are coupled with 40 BHEs each of 100 m deep. The condenser inlet temperature is assumed to be constant at 28 °C, so that sink side temperature is at the same level for all variants. 135 kW heat pump works continuously (operation time 168 h), whereas the 270-kW heat pump works in cyclic mode (operation time 84 h, idle time 84 h). The cyclic intervals are varied as 0.5 h, 1 h, 2 h, 4 h, 84 h (Note: All variants have the same operating and idle time). In case of inadequate heat supply (< 26,947 kWh) in 168 h, the pump runs continuously after that till predefined energy (26,947 kWh) is supplied. The experiment is repeated, assuming no cyclic losses (Heating constant and cooling constant is set near zero in TRNSYS Type401). In Fig. A-4.13, electrical energy required by the pump to supply heat of 26,947 kWh and average operating temperature by all variants are presented.

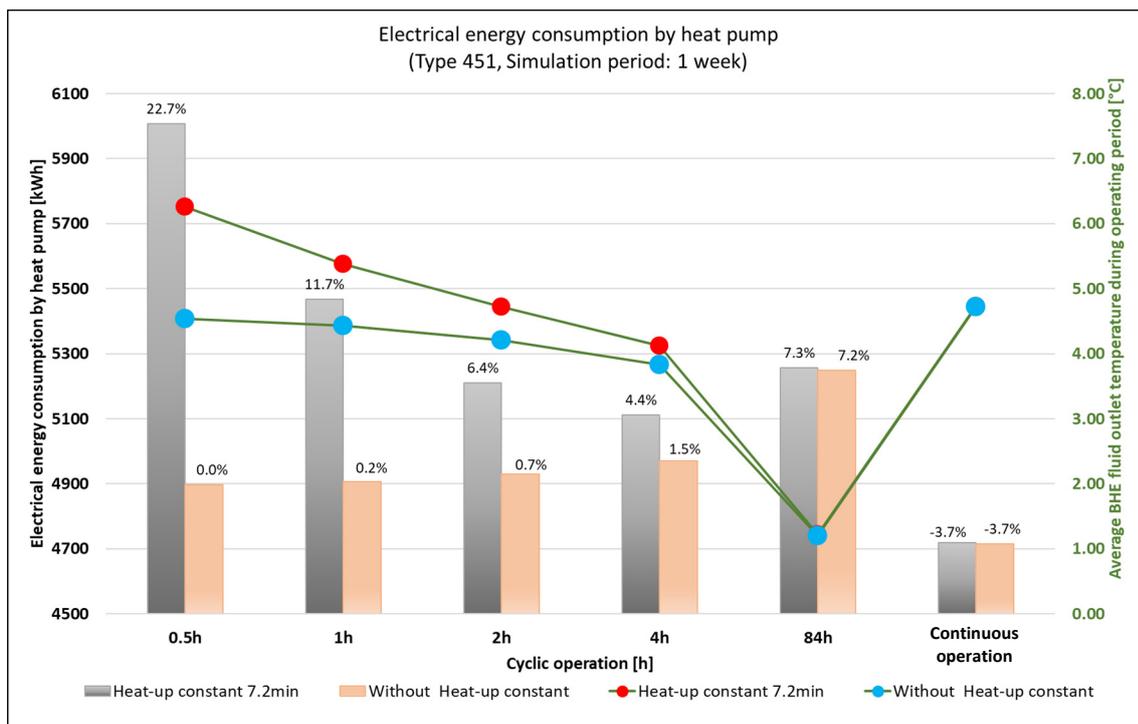


Fig. A-4.13 Demonstration of cyclic losses through simulative analysis.

Considering the variants with cyclic losses, the average operating temperature decreases and electrical energy consumption increases with cycle time. When the electric energy consumption trend without cyclic losses is observed, the variant with less cycle has better operating temperature and less energy consumption than the variant with higher cycle time. It can be summarized that variants with repeated cycles have a better operating temperature, but cyclic losses make it inefficient. On the other hand, the continuously operating variant with a 135-kW heat pump has a better operating temperature and minimal electrical energy consumption (Note: Same total energy supply by all variants).

Hence, IVHP that extracts heat from the source depending on demand should have better operating-temperature. Prolonged operation by IVHP also reduces the number of cycles (reduces related cyclic losses). Both reduced cyclic losses and improved operating temperature increase the overall efficiency of the inverter heat pump.

4.4.3 Experimental validation of optimization potential by IVHP

The tendency of the above-explained temperature behaviour for the different cyclic operations is validated with an experimental investigation over 24 h. A 100 m BHE located at F-W, HSZG is subjected to extract heat at the rate of 5 kW in a cyclic operation (0.125 h, 0.25 h, 0.5 h, 4 h, 12 h) and the rate of 2.5 kW in a continuous operation. Average fluid outlet temperature and total heat extracted are plotted in Fig. A-4.14.

It can be observed that the variant with less cycle time has a better operating temperature. Here, the variant with the continuous operation is more or less equal operating temperature as the smallest cycle. The trend is the same as that of simulative analysis in the previous section. It can be seen that heat extracted is not constant in experiments as in the simulative analysis. It is challenging to maintain the exact heat extraction rate in experimental analysis. But total heat extraction varies from 58 to 61 kWh, which is 5 % approximately. This deviation is expected to have the least impact on the tendency of the curve. Hence it can be concluded that demand relevant heat extraction has a better operating temperature.

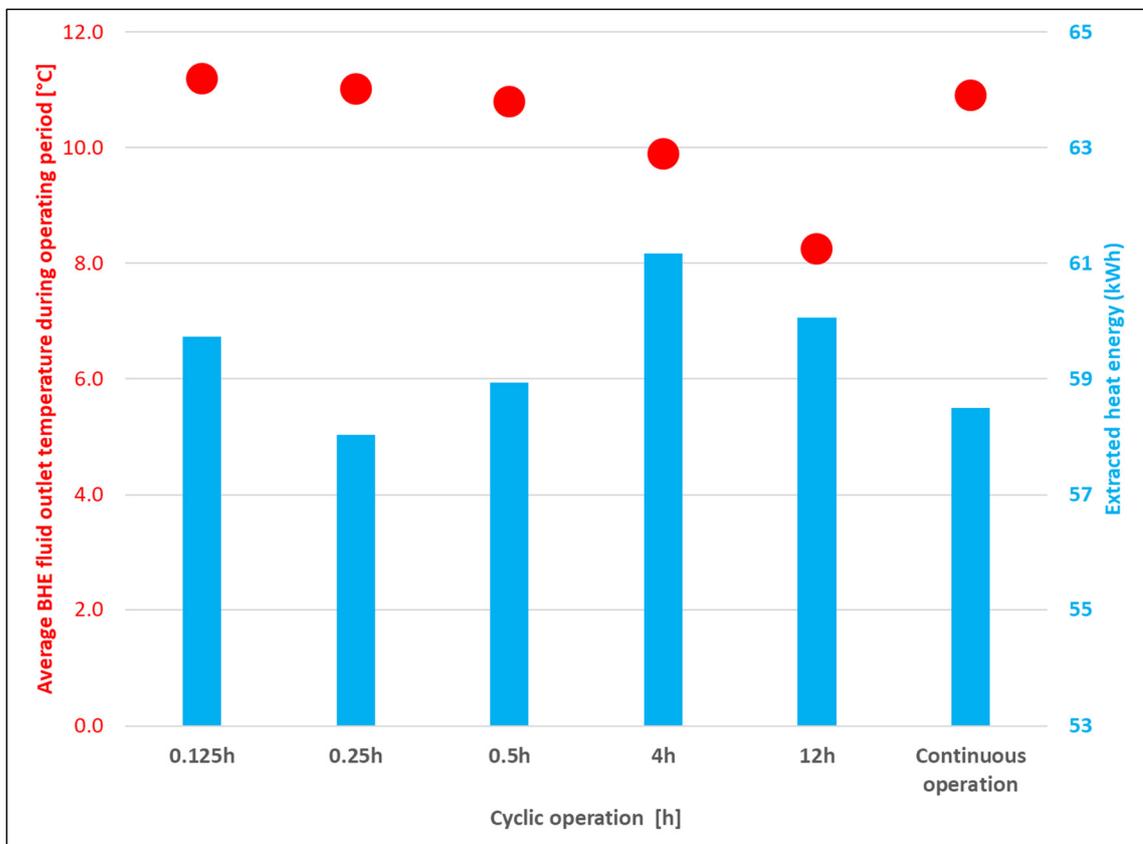


Fig. A-4.14 Experimental validation of optimization potential by IVHP.

4.4.4 Validation of optimization potential – Literature analysis

BAGARELLA et al. (2016) compared air sourced on-off heat pump with inverter heat pump. It concluded that depending upon the sizing of the heat pump, 12.3-16.2 % of energy-saving is possible with IVHP. MERKER et al. (2014) compared the effect of heating and cooling constants on Seasonal Performance Factor (SPF) for varying total borehole length. It concluded that the heating constant has a significant influence on the SPF of the total system irrespective of borehole length. This experiment didn't quantify the optimization potential by IVHP but explained the significance of cyclic losses. MADANI et al. (2011) made a direct comparison of ground-source on-off and variable speed heat pumps. It concludes that on-off heat pump sized more than 86 % of the peak load of the building has almost similar energy consumption as IVHP. But in this research, the influence of cyclic losses is ignored. As cyclic losses are significant in the on-off heat pump, simulative analysis considering this effect is essential for the conclusion.

GASSER et al. (2017) has theoretically and experimentally shown that capacity-controlled heat pump has energy-saving potential, depending on operating conditions. It is shown that for a heating water supply temperature of 46 °C and a BHE temperature of 6 °C, the examined capacity-controlled heat pump is 5 % more efficient than the on / off heat pump. For a heating water supply temperature of 30 °C and a BHE temperature of 13 °C, the capacity-controlled heat pump is 11 % more efficient.

4.4.5 Mathematical modelling

As theoretical optimization potential is validated through various methods, detailed simulative analysis is essential to quantify optimization potential. Hence, a character curve based mathematical modelling of IVHP (Hoval UltraSource T comfort (13)) is initiated during the project period. The manufacturer provided characteristics field of the heat pump variant Hoval UltraSource T comfort (13) is shown in Fig. A-4.15. Here, the X-axis represents source temperature, the Y-axis represents heat pump outlet temperature, and the Z-axis represents heat supplied by the condenser. Three different planes in the figure represent data at the maximum frequency (100 %), design frequency (41 %), and minimum frequency (20 %). This data is interpolated to form planes at the interval of every 0.1 % of frequencies. These planes are then converted into polynomial functions using the curve fitting option in MATLAB. These polynomial functions are used to model the steady-state behaviour of the heat pump in the TRNSYS model. Cyclic losses are introduced then as a correction factor to calculate actual performance. Transient and cyclic losses are modelled in analogous to Type401 (Single-stage heat pump). The stationary performance calculation of the model is validated. But validation of transient behaviour of the model is essential. For this purpose, an experimental setup is essential. Due to lack of resources and time during the current project, it is planned to create a follow-up project on this topic. The initial idea is to create a generic mathematical, which can be used in the simulative investigation to quantify optimization potential.

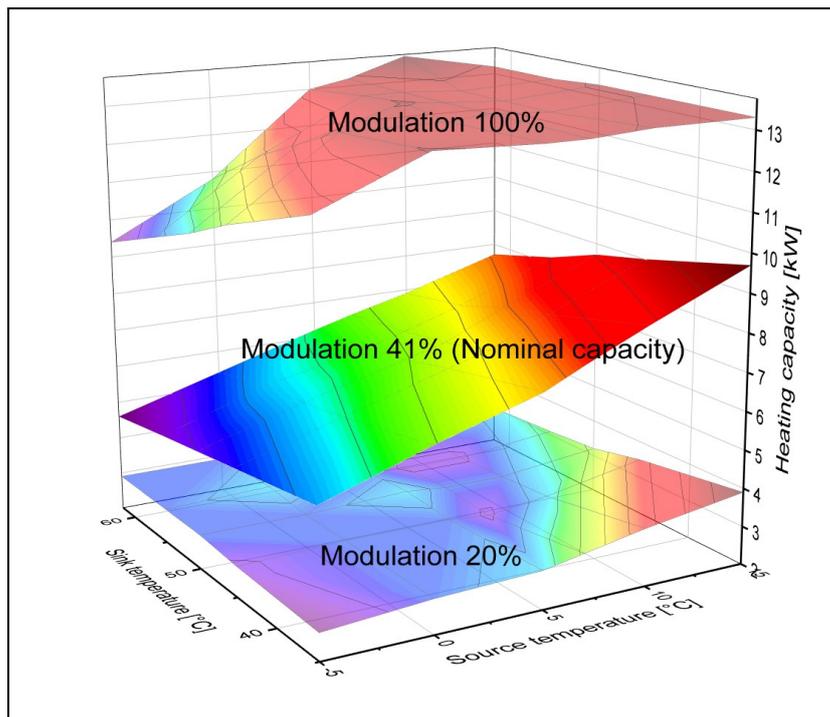


Fig. A-4.15
Characteristic curve field
for Hoval UltraSource T
comfort (13).

4.4.6 Summary

As discussed earlier, reduced cyclic losses and improved operating temperature increase the overall efficiency of IVHP. But to quantify optimization potential in real-time applications, detailed transient system simulation is essential. Quantification with simulation studies for air sourced IVHP has been carried out by multiple researchers already. But satisfactory conclusions are not made with ground sourced heat pump. For simulative studies, IVHP modelling is essential. Modelling and validation are not possible with available resources within this research project. Hence, it is planned to generate a follow-up project on this topic.

4.5 Heating / cooling demand variation

4.5.1 Introduction

In the framework of constructive design of BHEs for the combined application of heating and cooling, there exists a subtask of heating and cooling energy demand variation in the building. The objective of this task is to find office-building with the following energy demand structure

- Building with predominant heating demand
- Building with predominant cooling demand
- Building with almost similar heating and cooling demand

Building energy demand depends on various factors like energy-standard, building usage, HVAC system, etc. Maintaining the minimum energy standard for newly constructed buildings in Germany is mandatory. As building energy-standard improves over time, multiple building standards exist parallelly. Energy demand structure also varies for these

buildings. For example, cooling demand increases in passive houses because of less heat transfer to the surroundings. Hence, initially, existing valid energy standards for office buildings are analysed. To obtain the energy demand ratios mentioned above, demand profile, building standard, occupation density/profile, and ventilation heat recovery efficiency are varied for the building structure shown in Fig. A-3.1. Energy demand for various buildings is calculated using TRNSYS and IDA-ICE (Trial version). Buildings with above explained demand profile are explained in the following section along with their system design, and simulation model development. System and simulation models are designed analogous to the simulation model created by Promotion Haack.

4.5.2 Building with predominant heating demand

The building model (Fig. A-3.1) used in the base simulation model (section 3) has a use-energy demand ratio of 79/21. The building is designed according to EnEV 2013, and building usage, occupation profile/density, and ventilation are defined according to DIN V 18599. Energy demand calculation, HVAC system design, and implementation in TRNSYS have been explained already in section 3. Initial parameter studies carried out using this building model is explained in section 3.7. Further parameter studies are explained in section 5.1.

4.5.3 Building with predominant cooling demand

Building constructed in passive house standard with ventilation heat recovery system of efficiency 80 %, occupation density of 12 m²/person, and full occupancy from 8:00 to 17:00 including weekends has predominant cooling demand. Total heating and cooling energy demands are 30,102 kWh and 100,210 kWh, respectively (heating/cooling-ratio of 23/77). U-value of important building structures is listed in Tab. A-4.3. Monthly energy demand and peak load are depicted in Fig. A-4.16.

Tab. A-4.3 Building envelope and U-Value with passive house standard.

Parameter	Unit	Ground floor	Outer wall	Inner wall	Ceiling	Roof
Thickness	[m]	0.42	0.43	0.126	0.41	0.45
U-Value	[W/(m ² ·K)]	0.12	0.12	0.358	0.351	0.10

Substitute model: As explained in section 3, only the third floor is simulated in parameter studies to reduce computational effort. Correction factors are calculated: the ratio of the sum of the energy demand of the similar zone on all floors to the energy demand of the respective zone on stock 3. Energy demand and correction factors are shown in Tab. A-4.4. These factors are used to correct the fluid mass flow entering and coming out of the distribution system and to calculate total energy consumption.

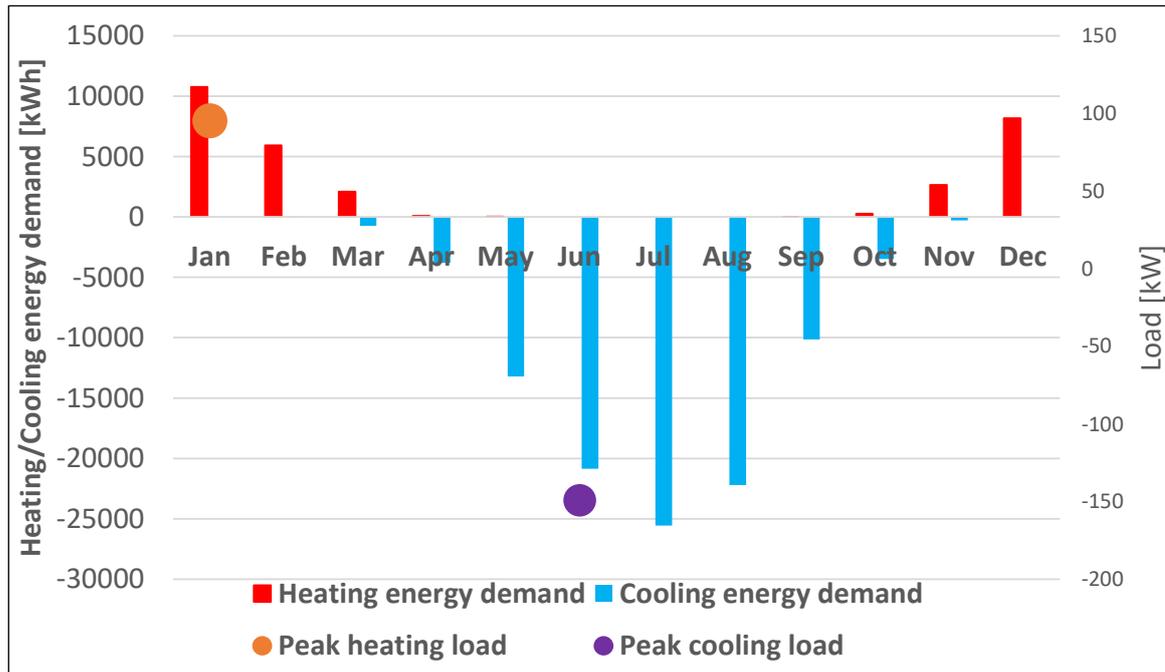


Fig. A-4.16 Monthly energy demand and peak load.

Tab. A-4.4 Energy demand and correction factor.

Parameter	Unit	Block A		Block B		Block C	
		$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$
Q_{Use} floor 3	[kW]	615	2,537	1,487	7,052	1,691	8,678
Sum of Q_{Use} of all six floors	[kW]	4,848	13,926	11,478	38,869	13,776	49,276
Correction factor	[-]	7.88	5.49	7.72	5.51	8.15	5.68

Ventilation and heat recovery system: An air exchange rate of 0.67 1/h with the weekend reduction to 0.57 1/h (similar to base simulation model), that fulfils the minimum requirements by DIN EN 15251:2012-12, is used. But unlike the base simulation mode, a heat recovery system with efficiency of 80 % is used in the simulation model (passive house standard demands a minimum heat recovery of about 75 %). According to LfU (2008), specific electrical energy consumption for the ventilation system with heat recovery is 0.4 W/m³h. This value is used to calculate the total electrical energy consumption of the ventilation unit. The operation of the heat recovery system has to be controlled to improve the efficiency of the overall system. In the recovery system, inlet air either passes through a heat exchanger where it exchanges thermal energy from exhaust air or bypasses it. During the heating period, heat recovery is essential if inlet air is cooler than exhaust air and vice versa during the cooling period. The heating or cooling period cannot be directly defined. Hence, a temperature-based control technique is developed using multiple Type 911 in TRNSYS. These types generate a control signal based on room temperature and outer air temperature, which decides if inlet air needs to pass through the exchanger or bypass it.

The bypass valve opens if the exhaust air temperature reaches +23 °C or the outer air temperature rises more than +21 °C. Once opened bypass valve closes back if exhaust air temperature reduces to +22 °C or outer air temperature reduces to +20.8 °C. This process is controlled by two type911 units, which represents the heating period.

The bypass valve closes if room temperature goes more than +23.5 °C or exhaust air temperature goes more than +24 °C. The bypass valve opens back if exhaust air goes back to +22 °C or air temperature goes below +23 °C. This process is controlled by two type911 units, which represent the cooling period.

Heat pump and storage tank: For this simulation, heat pump SmartHeat Titan 115 BW R, which has a nominal capacity of 111.65 kW with COP 4.3 at B0/W35, is chosen. The manufacturer provided characteristics are depicted in Fig. A-4.17. The heat pump model is implemented in TRNSYS through type 401, as explained in section 3.2.1.

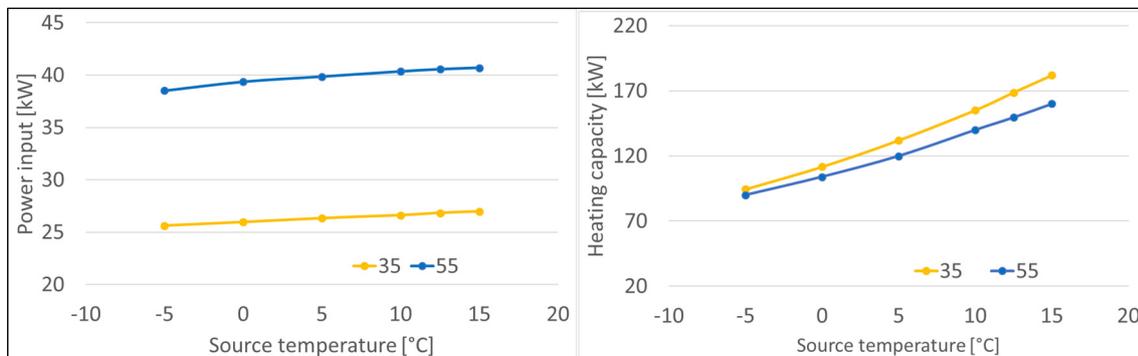


Fig. A-4.17 Characteristic curve of heat pump variant SmartHeat Titan 115 BW R.

Our design criteria for the BHE field design is that evaporator inlet temperature is not supposed to fall below -5 °C. In parameter studies multiple variants fall in this category. Hence, the heat generation system is also equipped with an auxiliary heater, which supplies the required heat if the evaporator temperature falls below -5 °C. The intention of this auxiliary heater is to identify the variants with which monovalent heating is not possible.

As in the base simulation model, the heat pump and heat distribution system are coupled through a double depressurized differential manifold (DDV) and storage tank in return flow. The tank is sized to a volume of 4.6 m³ (1000 l / 25 kW).

Floor heating system: Floor heating system analogous to the base simulation model is used. Pipe spacing is decided based on the *Schnellauslegung Flächenheizung und Heizkörper* program by Purmo. It calculates the specific heating power [W/m²] based on pipe spacing, the difference between room and fluid temperature, and thermal resistance. Power calculation in this tool is carried out as per DIN EN 1264-5:2020-02. Criteria for design and parameters are listed in Tab. A-4.5. Pipe spacing with specific heating power more than peak load should be chosen. Fluid flow rate and temperature are varied to maintain the room temperature at the expected level. Fluid flow for every zone is varied using an individual PID controller. Supply temperature is controlled using the return flow control method suggested by Dimplex. Energy demand by circulation pump at maximum flow rate is calculated, which is then varied linearly according to flow rate.

Tab. A-4.5 Floor heating system design parameter.

	Parameter	Unit	Value
Design criteria	Supply temperature	[°C]	35
	Return temperature	[°C]	28
	Specific peak load	[W/m ²]	18.38
Design parameter	Pipe spacing (centre to centre)	[m]	0.3
	Pipe outside diameter	[m]	0.014
	Pipe wall thickness	[m]	0.002
	Pipe wall conductivity	[kJ/(h·m·K)]	1.26

Tab. A-4.6 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load on floor 3	[kW]	2.25	5.79	6.03
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	7	7	7
Required mass flow rate	[kg/h]	276	710	740
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	42	166	173

Chilled ceiling: As like the base simulation model, pipe spacing is chosen based on the “*Leistungskalkulator Flächenkühlung*” tool developed by PURMO. Design criteria and parameters for the chilled ceiling are shown in Tab. A-4.7. During the cooling period, the room temperature is controlled by variable mass flow combined with a constant supply setpoint temperature of 19 °C. Mass flow to each zone is controlled by an individual PID controller. Again, energy demand by circulation pump at maximum flow rate is calculated, which is then varied linearly according to flow rate.

Tab. A-4.7 Chilled ceiling system design parameter.

	Parameter	Unit	Value
Design criteria	Supply temperature	[°C]	19
	Specific peak load	[W/m ²]	28.75
Design parameter	Pipe spacing (centre to centre)	[m]	0.05
	Pipe inside diameter	[m]	0.014
	Specific norm mass flow	[kg/(h·m ²)]	19.5
	Specific norm power	[kg/(h·m ²)]	163.1

Tab. A-4.8 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load of floor 3	[kW]	3.80	9.01	10.53
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	2	2	2
Required mass flow rate	[kg/h]	1,633	3,873	4,523
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	244	1,799	2,261

Borehole heat exchanger: As in the base simulation model, the basic design of the BHE field is carried out using EED simulation. EED simulation lists possible variants, which has fluid operating temperature during the heating period greater than $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ and less than $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ during the cooling period. One among the listed variants is chosen as base construction for parameter studies. Properties of BHE, the refrigerant used in EED simulation, and selected construction variants are listed in Tab. A-4.9. Monthly energy demand and peak load used for this EED simulation are shown in Fig. A-4.16.

Control strategy for heating: Here, the PID controllers vary the mass flow rate between 0 to 100 % and 24 h moving average temperature below which the heating system supposed to be active is reduced to $+11\text{ }^{\circ}\text{C}$. The remaining control strategy is almost similar to that of the base simulation model.

So, the heat pump is switched-on if

$$T_{a,mov,avg} < 11 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{HP} = 1 \quad (\text{A.43})$$

The auxiliary heater is switched-on if

$$T_{a,mov,avg} < 11 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{Aux,H} = 1 \quad (CS_{HP} = 0) \quad (\text{A.44})$$

Control strategy for cooling: Control strategy for cooling is again similar to the base simulation model except that the 24 h moving average above which the cooling system can be active is reduced to $+2\text{ }^{\circ}\text{C}$.

So, the cooling system is on if

$$T_{a,mov,avg} > 2 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad (\text{A.45})$$

The auxiliary cooler is on if

$$T_{a,mov,avg} > 2 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad T_{out,BHE} > 20 \quad (A.46)$$

Tab. A-4.9 Properties of refrigerant and boreholes with simulation results.

	Parameter	Unit	Value
Ground	Ground thermal conductivity	[W/(m·K)]	2.1
	Ground heat capacity	[MJ/(m ³ ·K)]	2.3
	Ground surface temperature	[°C]	8.7
	Geothermal heat flux	[W/m ²]	0.065
Borehole	Configuration	384 ("60 : 5 x 12 rectangle")	
	Borehole depth	[m]	49.73
	Borehole spacing	[m]	10
	Borehole installation	[-]	Doppel-U
	Borehole diameter	[mm]	152.4
	U-pipe diameter	[mm]	32
	U-pipe thickness	[mm]	2.9
	U-pipe thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.4
	U-pipe shank spacing	[mm]	85
	Filling thermal conductivity	[W/(m·K)]	2
Contact resistance pipe / filling	[(m·K)/W]	0	
Thermal resistances	Borehole thermal resistance, fluid/ground	[(m·K)/W]	0.06772
	Borehole thermal resistance, internal	[(m·K)/W]	0.23
Heat carrier fluid	Thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.48
	Specific heat capacity	[J/(kg·K)]	3,795
	Density	[kg/m ³]	1,052
	Viscosity	[kg/(m·s)]	0.0052
	Freezing point	[°C]	-14
	Flow rate per borehole	[l/s]	0.52
Base load	Seasonal performance factor (heating)	[-]	4.36
	Seasonal performance factor (cooling)	[-]	1.00E+05

4.5.4 Building with equal heating and cooling demand

Building constructed in KfW55 standard, with heat recovery ventilation system of efficiency of 65 %, occupation density of 15 m²/person, and full occupation from 8:00 to 16:00 including weekends has almost equal heating and cooling demand. U-value of important building structures is listed in Tab. A-4.10. Monthly energy demand and peak load are depicted in Fig. A-4.18. Total heating and cooling energy demands are 74,642 kWh and 77,237 kWh, respectively, which accounts for a heating/cooling energy demand ratio of 49/51.

Tab. A-4.10 Building envelope and U-Value with KfW55 standard.

Parameter	Unit	Ground floor	Outer wall	Inner wall	Ceiling	Roof
Thickness	[m]	0.41	0.41	0.126	0.41	0.49
U-Value	[W/(m ² ·K)]	0.246	0.208	0.358	0.351	0.145

Substitute model: As explained in section 3, only the third floor is simulated in parameter studies to reduce computational effort. Correction factors are calculated: the ratio of the sum of the energy demand of a similar zone on all floors to the energy demand of the respective zone on stock 3. Energy demand and correction factors are shown in Tab. A-4.11. These factors are used to correct the fluid mass flow entering and coming out of the building and to calculate total energy consumption.

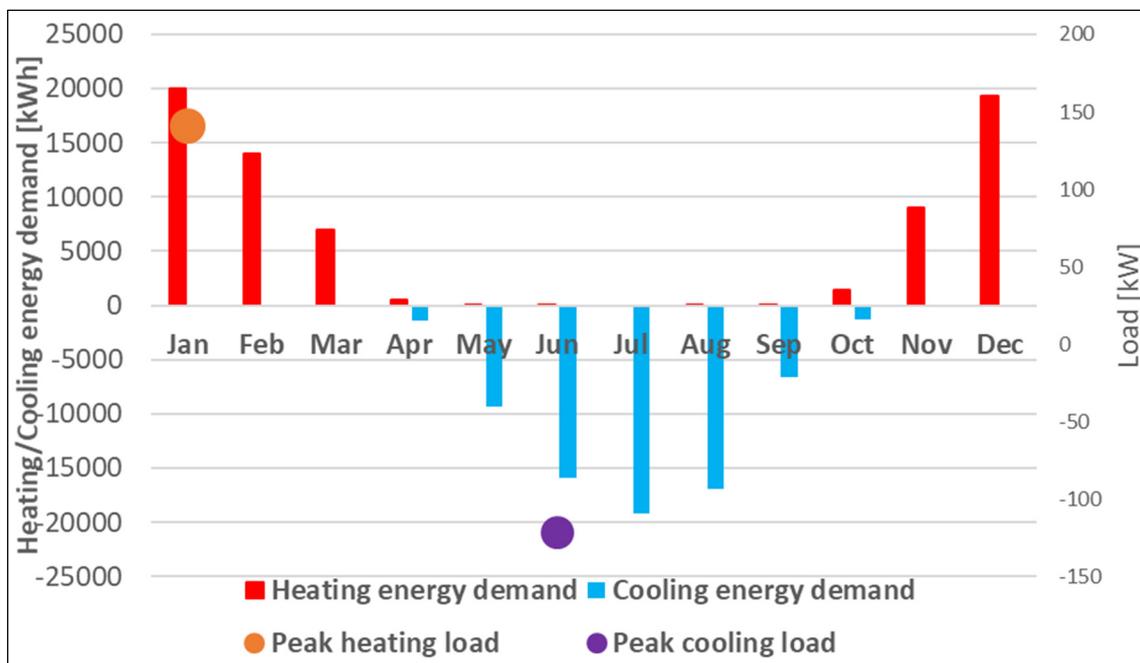


Fig. A-4.18 Monthly energy demand and peak load.

Tab. A-4.11 Building envelope and U-Value with passive house standard.

Parameter	Unit	Block A		Block B		Block C	
		$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$	$Q_{Use,H}$	$Q_{Use,C}$
Q_{Use} floor 3	[kW]	1,620	2,092	4,086	5,595	4,358	7,141
Sum of Q_{Use} of all six floors	[kW]	12,172	10,834	30,247	29,089	32,223	37,314
Correction factor	[-]	7.51	5.18	7.40	5.20	7.39	5.23

Ventilation and heat recovery system: An air exchange rate of 0.67 1/h with a weekend reduction to 0.57 1/h, that fulfils the minimum requirements by DIN EN 15251:2012-12, is used. A constant heat recovery rate of 70 % is used in the simulation model (efficiency of available ventilation system varies between 65% to 90%). According to LFU (2008), specific electrical energy consumption for the ventilation system with heat recovery is 0.4 W/m³h. This value is used to calculate the total electrical energy consumption of the ventilation unit. The operation of the heat recovery system has to be controlled to improve the efficiency of the overall system. Heat recovery is controlled in the same way, as explained in section 4.6.3.

The bypass valve is set to open if the exhaust air temperature reaches +23 °C or the outer air temperature rises more than +21 °C. Once opened bypass valve closes back if exhaust air temperature reduces to +22 °C or outer air temperature reduces to +20.8 °C. This process is controlled by two Type911 units, which represents the heating period.

The bypass valve is closed if room temperature goes more than +23.5 °C or exhaust air temperature goes more than +24 °C. The bypass valve opens back it exhaust air goes back to +22 °C, or the air temperature goes below +23 °C. This process is controlled by two Type911 units, which represent the cooling period.

Heat pump and storage tank: For this purpose, heat pump SmartHeat Titan 139 BW R, which has a nominal capacity of 136.16 kW with COP 4.39 at B0/W35, is chosen. The manufacturer provided a characteristic curve is depicted in Fig. A-4.19. The heat pump model is implemented in TRNSYS through Ttype401, as explained in section 3.2.1.

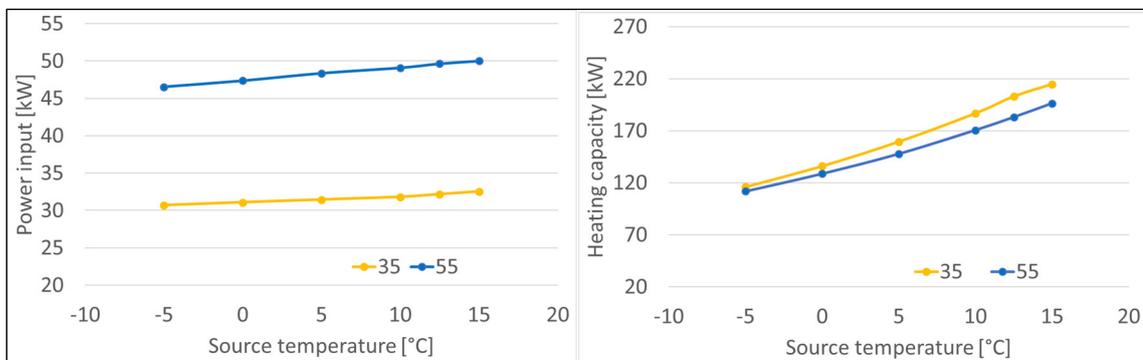


Fig. A-4.19 Characteristic curve of heat pump variant SmartHeat Titan 139 BW R.

Our design criteria for the BHE field design is that evaporator inlet temperature is not supposed to fall below $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$. In parameter studies multiple variants fall in this category. Hence, the heat generation system is also equipped with an auxiliary heater, which supplies the required heat if the evaporator temperature falls below $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$. The intention of this auxiliary heater is to identify the variants with which monovalent heating is not possible.

As in the base simulation model, the heat pump and heat distribution system are coupled through a double depressurized differential manifold and storage tank in return flow. The tank is sized to a volume of 5.5 m^3 ($1000\text{ l} / 25\text{ kW}$).

Floor heating system: Floor heating system is designed in analogous to previous simulation models. Pipe spacing is decided based on the *Schnellauslegung Flächenheizung und Heizkörper* program by Purmo. It calculates the specific heating power [W/m^2] based on pipe spacing, the difference between room and fluid temperature, and thermal resistance. Criteria for design and parameters are listed in Tab. A-4.12. Fluid flow rate and temperature are varied to maintain the room temperature at the expected level. Fluid flow for every zone is varied using an individual PID controller. Supply temperature is controlled using the return flow control method suggested by DIMPLEX (with the help of polynomial function A.1). Energy demand by circulation pump at maximum flow rate is calculated, which is then varied linearly according to flow rate.

Tab. A-4.12 Floor heating system design parameter.

	Parameter	Unit	Value
Design criteria	Supply temperature	[$^{\circ}\text{C}$]	35
	Return temperature	[$^{\circ}\text{C}$]	28
	Specific peak load	[W/m^2]	26.37
Design parameter	Pipe spacing (centre to centre)	[m]	0.3
	Pipe outside diameter	[m]	0.014
	Pipe wall thickness	[m]	0.002
	Pipe wall conductivity	[$\text{kJ}/(\text{h}\cdot\text{m}\cdot\text{K})$]	1.26

Tab. A-4.13 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load of floor 3	[kW]	3.46	8.85	8.91
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	7	7	7
Required mass flow rate	[kg/h]	424	1,086	1,094
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	65	254	256

Chilled ceiling: The building is cooled by coupling it directly with BHE through a heat exchanger and mixing circuit. Like the previous simulation model, pipe spacing is chosen based on the “*Leistungskalkulator Flächenkühlung*” tool developed by PURMO. Design criteria and the parameter is shown in Tab. A-4.14. The room temperature is controlled by variable mass flow combined with a constant supply setpoint temperature of 19 °C. Mass flow to each zone is controlled by an individual PID controller. Energy demand by circulation pump at maximum flow rate is calculated, which is then varied linearly according to flow rate.

Tab. A-4.14 Chilled ceiling system design parameter.

	Parameter	Unit	Value
Design criteria	Supply temperature	[°C]	19
	Specific peak load	[W/m ²]	24.48
Design parameter	Pipe spacing (centre to centre)	[m]	0.05
	Pipe inside diameter	[m]	0.014
	Specific norm mass flow	[kg/(h·m ²)]	19.5
	Specific norm power	[kg/(h·m ²)]	163.1

Tab. A-4.15 Mass flow rate calculation.

Parameter	Unit	Block A	Block B	Block C
Peak load of floor 3	[kW]	3.61	8.33	10.0
Fluid heat capacity	[kJ/kg]	4.19	4.19	4.19
ΔT	[K]	2	2	2
Required mass flow rate	[kg/h]	1,550	3,579	4,296
Maximum power consumption by the circulation pump	[W]	232	1,663	2,147

Borehole heat exchanger: The basic design of the BHE field is carried out using EED simulation. EED simulation lists possible variants, which have fluid operating temperature during the heating period greater than -5 °C and less than +20 °C during the cooling period. One among the listed variants is chosen as base construction for parameter studies. Properties of BHE, the refrigerant used in EED simulation, and selected construction variants are listed in Tab. A-4.16. Monthly energy demand and peak load used for this EED simulation are shown in Fig. A-4.18.

Control strategy for heating: Here, the PID controllers vary the mass flow rate between 0 to 100 % and 24 h moving average temperature below which the heating system supposed to be active is reduced to +11 °C. The remaining control strategy is almost similar to that of the base simulation model.

So, the heat pump is switched-on if

$$T_{a,mov,avg} < 11 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{Hp} = 1 \quad (A.47)$$

The auxiliary heater is switched-on if

$$T_{a,mov,avg} < 11 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad CS_{R,Set} = 1 \quad \& \quad CS_{Aux,H} = 1 \quad (CS_{Hp} = 0) \quad (A.48)$$

Tab. A-4.16 Properties of refrigerant and boreholes with simulation results.

	Parameter	Unit	Value	
Ground	Ground thermal conductivity	[W/(m·K)]	2.1	
	Ground heat capacity	[MJ/(m ³ ·K)]	2.3	
	Ground surface temperature	[°C]	8.7	
	Geothermal heat flux	[W/m ²]	0.065	
Borehole	Configuration	241 ("20 : 2 x 10 rectangle")		
	Borehole depth	[m]	100.14	
	Borehole spacing	[m]	10	
	Borehole installation	[-]	Doppel-U	
	Borehole diameter	[mm]	152.4	
	U-pipe diameter	[mm]	32	
	U-pipe thickness	[mm]	2.9	
	U-pipe thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.4	
	U-pipe shank spacing	[mm]	85	
	Filling thermal conductivity	[W/(m·K)]	2	
	Contact resistance pipe / filling	[(m·K)/W]	0	
	Thermal resistances	Borehole thermal resistance, fluid/ground	[(m·K)/W]	0.06772
		Borehole thermal resistance, internal	[(m·K)/W]	0.23
Heat carrier fluid	Thermal conductivity	[W/(m·K)]	0.48	
	Specific heat capacity	[J/(kg·K)]	3,795	
	Density	[kg/m ³]	1,052	
	Viscosity	[kg/(m·s)]	0.0052	
	Freezing point	[°C]	-14	
	Flow rate per borehole	[l/s]	0.52	
Base load	Seasonal performance factor (heating)	[-]	4.39	
	Seasonal performance factor (cooling)	[-]	1.00E+05	

Control strategy for cooling: Control strategy for cooling is again similar to the base simulation model except that a 24 h moving average above which the cooling system can be active is reduced to +2 °C.

So, the cooling system is on if

$$T_{a,mov,avg} > 2 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad (A.49)$$

The auxiliary cooler is on if

$$T_{a,mov,avg} > 2 \quad \& \quad \sum_1^3 CS_{PID,H}(i) > 0 \quad \& \quad T_{out,BHE} > 20 \quad (A.50)$$

5 Parameter studies

Initial parameter studies carried out with the model explained in section 3 (predominant heating demand) were concluded with uncertainty. Hence, further parameter studies with higher total BHE length is carried out. Besides, parameter studies with two simulation models with different energy consumption ratio (explained in section 4.5) were carried out. With the parameter studies, suggestions for the constructive design of the BHEs field for combined application were summarized.

5.1 Parameter studies 1

5.1.1 Variant matrix

Initial parameter studies explained in section 3 shown that further enhancement of variant matrix is essential for the generalized solution of the constructive design of the BHE field for this building model. Hence, further parameter studies were carried out with an enhanced variant matrix (Tab. A-5.1). Here, the total probe length is increased to 5,000 m. Observations made during these parameter studies are discussed with relevant diagrams.

Tab. A-5.1 Variant matrix for parameter studies 1.

Parameter	Unit	Value					
Total BHE length	[m]	4,000					
Number of BHEs n	[-]	20	32	40	80	160	200
Depth of BHEs	[m]	200	125	100	50	25	20
Borehole spacing	[m]	5, 6, 7, 8, 9, 10					
Total BHE length	[m]	5,000					
Number of BHEs	[-]	25	40	50	100	200	250
Depth of BHEs	[m]	200	125	100	50	25	20
Borehole spacing	[m]	5, 6, 7, 8, 9, 10					
Geothermal gradient	[K/100 m]	1					
		3 The average value for Germany					
		6,5 At Zittau					
		9					
Hydraulic connections of BHEs in field		parallel					
BHE pipe dimension		32 x 2.9 mm			40 x 3.7 mm		

Total number of variants (N) and variants in every gradient (N_j)

$$N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = Var1 \cdot Var2 \cdot Var3 \cdot Var4 = 2 \cdot 6 \cdot 6 \cdot 1 = 144$$

$$N = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 = 144 + 144 + 144 + 144 = 576$$

(A.51)

5.1.2 Results

Fig. A-5.1 depicts the ratio of primary energy consumption of a particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants in the respective gradient (A.21) over 15-years (Y-axis). This illustration aims to compare primary energy consumption by variants with a total borehole length of 4,000 m and 5,000 m. Comparison is made for gradients 0.03 K/m (first two graphs) and 0.065 K/m (third and fourth graphs). The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. Value 1.05 means that the variant has 5 % more total primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) compared to the variant with minimum total primary energy consumption ($Q_{P,tot,min}$) in the respective gradient (both 4,000 m and 5,000 m included; Fig. A-5.1).

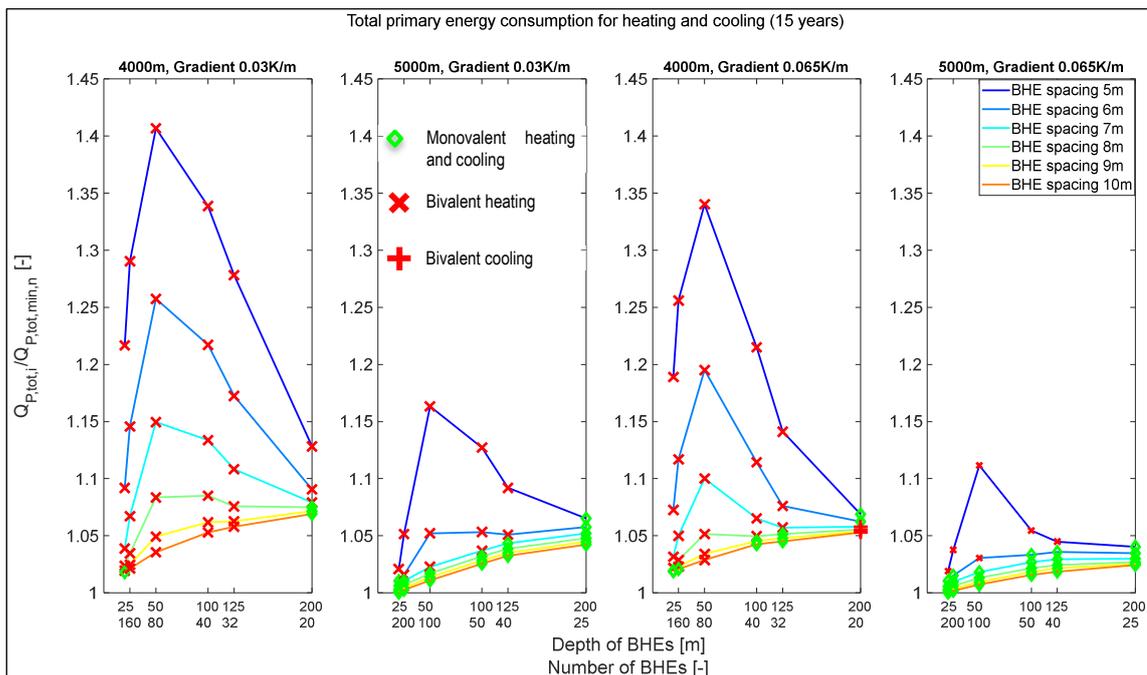


Fig. A-5.1 Total primary energy consumption $Q_{P,tot}$ for parameter studies 1 (4,000 m vs. 5,000 m).

By comparing 4,000 m and 5,000 m, significant variation in primary energy consumption can be observed. Compactly arranged BHEs with a total probe length of 4,000 m demands considerable heat energy from an additional heater, which reflects significantly in $Q_{P,tot}$ (For ex: around 40 % more $Q_{P,tot}$ by 80 BHEs each of 50 m deep for gradient 0.03 K). By increasing the total probe length to 5,000 m, usage of an additional heater can be reduced significantly in a compactly arranged BHE field. Besides, there exist multiple variants with which monovalent heating over 15 years is possible. Monovalent heating is possible if BHEs are arranged with sufficient distance between them (more or equal to 8 m). This comparison clarifies that the total probe length of 5,000 m is required for monovalent heating and cooling of this building using BHEs.

Fig. A-5.2 depicts the ratio of total primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) of a particular variant to the minimum primary energy consumption ($Q_{P,tot,min}$) from all 144 variants on respective gradient (A.21) over 15-years (Y-axis). Four graphs represent four gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

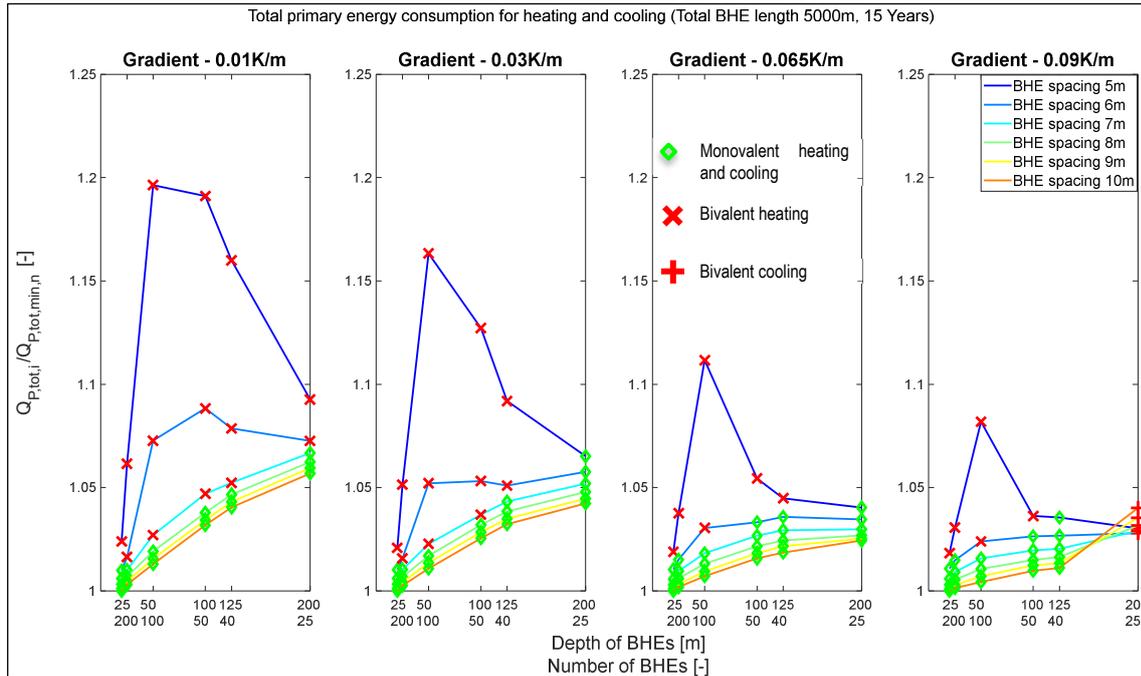


Fig. A-5.2 Total primary energy consumption $Q_{P,tot}$ for parameter studies 1 (Total BHE length 5,000 m).

As shown in the figure, $Q_{P,tot}$ varies up to 20 % when all variants are considered. By considering only mono-valent variants, variation in total primary energy consumption depending on constructive design is insignificant (varies 4 to 5 %). The significant variation in $Q_{P,tot}$ are shown by bivalent variants (variants that use the additional heater to supply required heat if the heat pump reaches a minimum source temperature of -5°C). This deviation could have been reduced using a secondary heating system with a better SPF. As ground sourced heating and cooling system is efficient than most of the concurrent systems, designing mono-valent ground sourced heating/cooling system is preferred than choosing better secondary systems. Bivalent systems can be considered in case of other limitations (for example, lack of ground space). This evaluation suggests that designing mono-valent variants for heating and cooling should be the primary concern of constructive design. Most of the mono-valent variants for heating lies by higher borehole spacing (more or equal to 8 m). Also, 200 m deeper boreholes at gradient 0.09 K/m are bivalent for cooling. Before concluding optimization potential, understanding the following factors is essential: Primary energy consumption for heating/cooling and its reflection in total primary energy consumption; Variation of primary energy consumption for heating and cooling depending on construction parameter. Those factors are explained with relevant diagrams.

Fig. A-5.3 depicts the ratio of primary energy consumption of the variant to minimum energy consumption from all variants in gradient 0.03 K/m over 15 years. Three graphs in the figure represent total primary energy consumption (A.21), primary energy consumption for heating (A.22), and primary energy consumption for cooling (A.23). The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. Note: Heating and cooling do not necessarily have the same minimum Q point (suits in this evaluation).

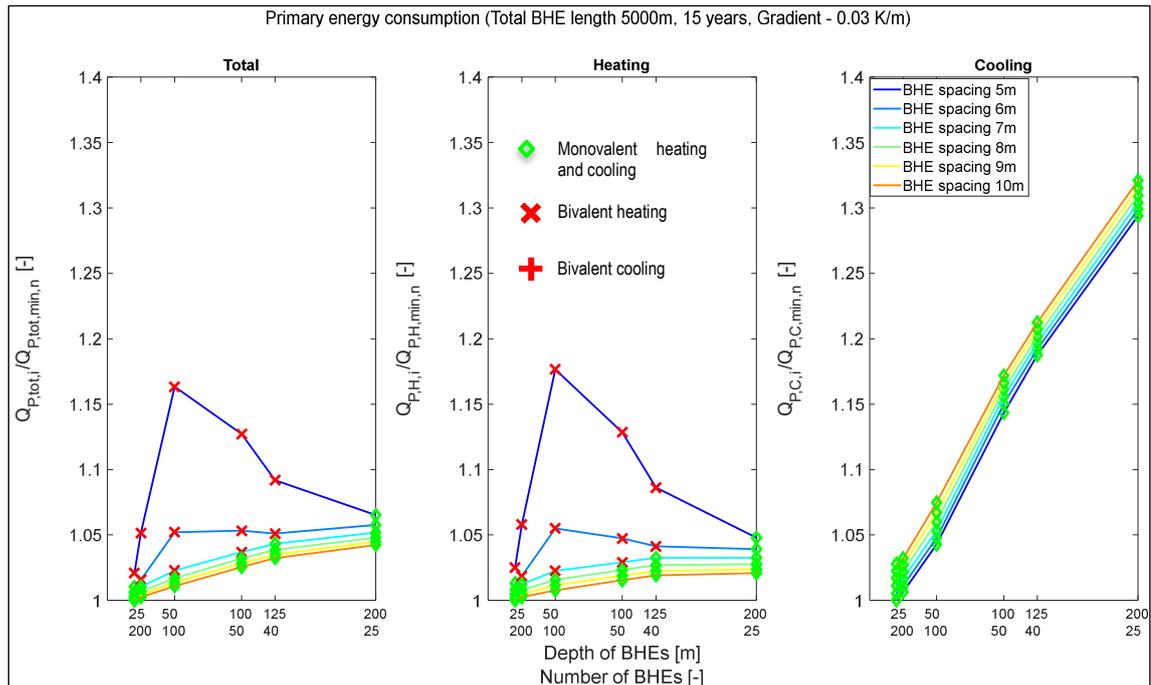


Fig. A-5.3 $Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).

Considering only the monovalent variant in this gradient, $Q_{P,tot}$ varies 6 % approximately and $Q_{P,H}$ varies 5 % approximately depending on the constructive design. But $Q_{P,C}$ varies more than 30 % depending on the constructive design. Despite huge variation in $Q_{P,C}$, its reflection in $Q_{P,tot}$ is insignificant. This is because of less cooling demand by building and better SPF of the cooling system. $Q_{P,tot}$ varies significantly only if an additional heater is used. This again leads to the previous thesis that designing the variant that assures monovalent heating and cooling for a longer duration should be the primary concern of constructive design of BHEs for this building model. This evaluation explains the variation of total primary energy depending on energy consumption for heating and cooling. As explained earlier, understanding of the variation of energy consumption depending on construction parameter are essential. For this purpose, the following two evaluations were made for heating and cooling separately.

Fig. A-5.4 depicts the ratio of primary energy consumption for heating ($Q_{P,H}$) of a particular variant to the minimum primary energy consumption for heating ($Q_{P,H,min}$) from all variants with a gradient of 0.03 K/m. The second graph depicts the fluid outlet temperature of the BHE field averaged over the heat extraction period in 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,H}$). The third graph depicts primary energy consumption by the heating system, excluding the circulation pump on the primary side of the heat pump. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

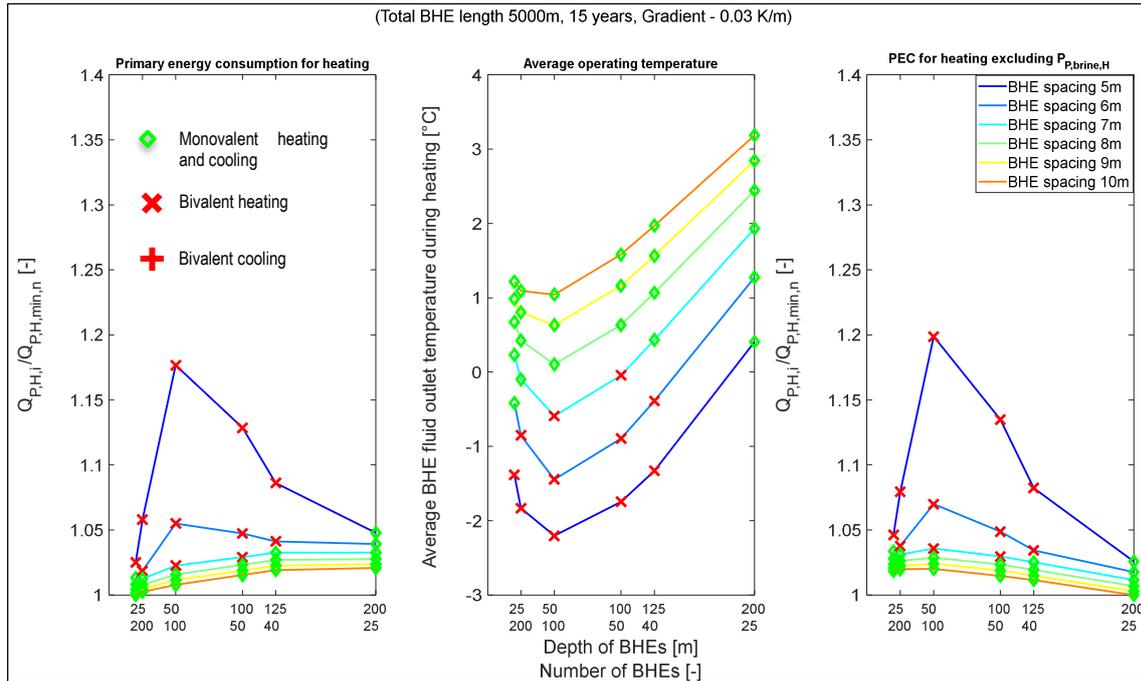


Fig. A-5.4 $Q_{P,H}$ vs. $\bar{T}_{out,BHE,H}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).

Minimum and maximum $\bar{T}_{out,BHE,H}$ lies at 50 m and 200 m deep BHEs, respectively, whereas minimum primary energy consumption for heating ($Q_{P,H,min}$) lies at 20 m deep BHEs. The main reason for this is the pressure drops in BHEs. More BHEs means less mass flow rate in a single BHE, which leads to less pressure drop and vice versa. Thus, deeper BHEs end up consuming more primary energy despite a favourable operating temperature. This influence can be understood by comparing primary energy for heating with and without the circulation pump (graph 1 and 3). The influence of operating temperature cannot be ignored because it decides the monovalent operation of the heating and cooling system, which is supposed to be a primary concern for constructive design. The second graph of Fig. A-5.4 shows that compactly arranged BHEs low $\bar{T}_{out,BHE,H}$, which used additional heaters during the initial 15 years. This evaluation suggests that borehole spacing of at least 8 m is essential for monovalent operation over 15 years for the selected building model at a location with a gradient of 0.03 K/m. $\bar{T}_{out,BHE,H}$ for all gradients were evaluated in Fig. A-5.6. The variation of energy consumption for cooling depending on construction parameters are explained with the following evaluation.

Fig. A-5.5 depicts the ratio of primary energy consumption for cooling ($Q_{P,C}$) of a particular variant to the minimum primary energy consumption for cooling ($Q_{P,C,min}$) from all variants with a gradient of 0.03 K/m. The second graph depicts the fluid outlet temperature of the BHE field averaged during the heat supply period in 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,C}$). The third graph depicts primary energy consumption by the cooling system, excluding the circulation pump on the primary side of the heat pump. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

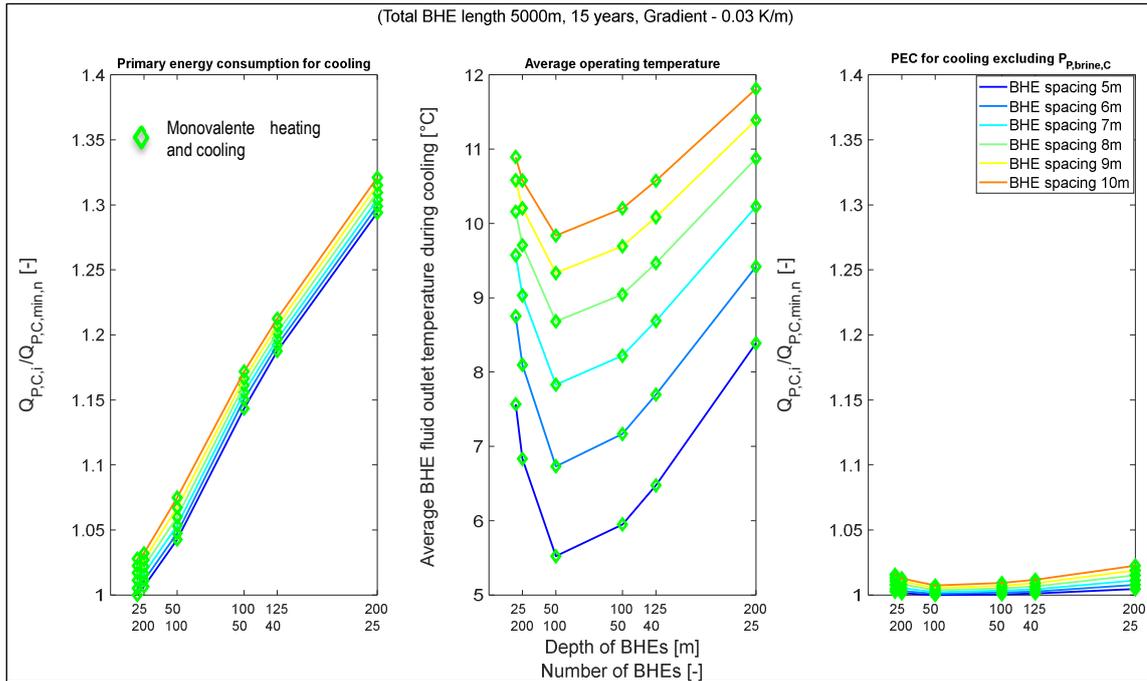


Fig. A-5.5 $Q_{P,C}$ vs. $\bar{T}_{out,BHE,C}$ for parameter studies 1 (5,000 m, 0.03 K/m).

There exists a minimum value for $\bar{T}_{out,BHE,C}$ at 50 m deep boreholes. Compactly arranged BHEs have a favourable operating temperature because dominant heat extraction over a year leads to continuous cooling of ground. But, $\bar{T}_{out,BHE,C}$ has no significant influence on primary energy consumption (can be realized by observing the energy consumption of a cooling system without a circulation pump). Variation of $Q_{P,C}$ is predominantly determined by pressure drops in BHEs and, if applicable, by energy demand from an additional cooler. As explained earlier, though the constructive design of BHEs has a significant influence on $Q_{P,C}$, its reflection on $Q_{P,tot}$ is insignificant. Only if operating temperature increases beyond 19°C, the aid of additional cooler (see 200 m deep BHEs at gradient 0.09 K/m in Fig. A-5.2) is required, which influences $Q_{P,tot}$ significantly.

Furthermore, these variants needed the assistance of an auxiliary cooler only during initial years (ground cooled down after few years). Hence, for buildings with predominant heating demand, choosing monovalent variants for cooling, particularly during initial years of system operation, should be the ultimate concern. It can be summarized that; constructive design should be made so that ground does not cool down fast during heating operation to demand the aid of additional heater and initial ground temperature should not be so high to avoid demand of aid of additional cooler.

Fig. A-5.6 shows fluid outlet temperature of BHE field averaged over the heat extraction period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,H}$). This evaluation aims to provide an overview of the average source side operating temperature below which aid of additional heater is required. Four graphs represent four gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

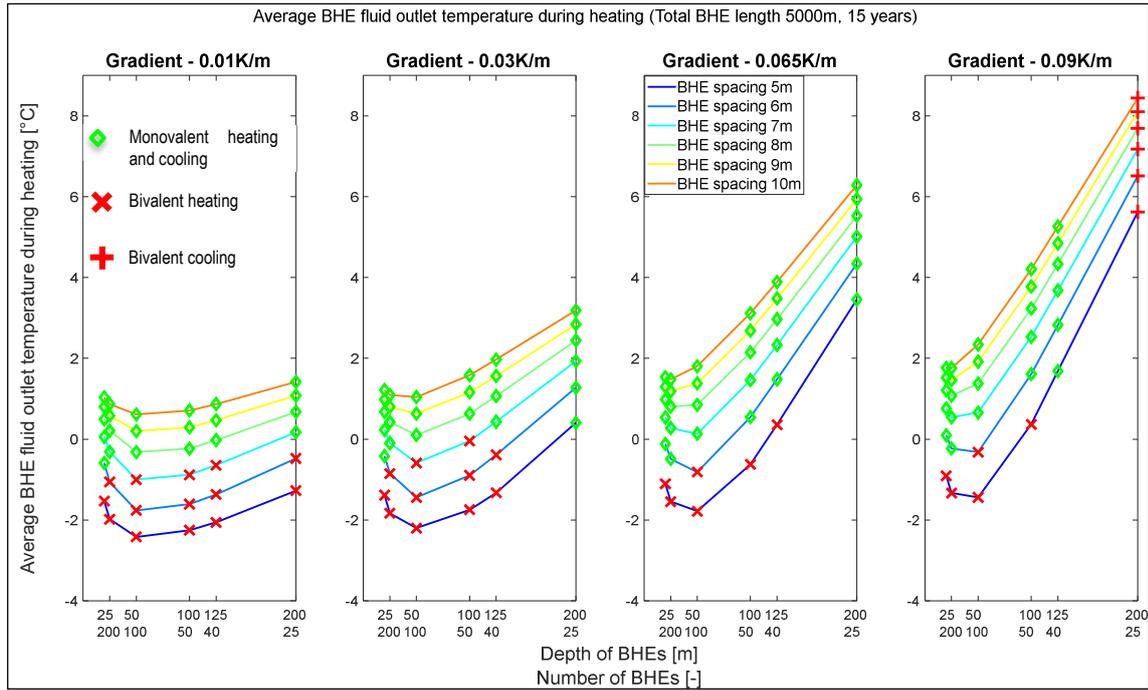


Fig. A-5.6 $\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 1 (5,000 m).

Fig. A-5.6 shows that sparsely arranged deeper BHEs has a favourable operating temperature over 15 years. Compactly arranged BHEs have a lower operating temperature, indicating that these variants are more likely to fall below the operating temperature limit of $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ for the heat pump. For every evaluated gradient, deeper BHEs (for ex 200 m) have favourable operating temperatures and secure monovalent heating. However, the monovalent operation is secured only for the simulated period. It still fails to explain how fast the constructive design cools down so that monovalent operation can be secured for more extended period. To predict the monovalent operation for more extended period, the annual average operating temperature over 15 years needs to be evaluated. Due to the enormous number of variants, such evaluation is made only for the crucial variants.

Fig. A-5.7 depicts fluid outlet temperature BHE field averaged over the heat extraction period $\bar{T}_{out,BHE,H}$ for every year (total 15 years). Evaluation is made for two borehole spacings (5 m and 10 m) at gradients 0.03 K/m and 0.09 K/m. Curve parameters are borehole depth and the corresponding number of BHEs. As show in Fig. A-5.7, compactly arranged BHE field cools down faster. Hence, source temperature falls below the limit of $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ required for heat pump operation, leading auxiliary heater to supply required heat. 200 m deep BHEs with borehole spacing of 10 m cool down at a slower rate ($\bar{T}_{out,BHE,H}$) around $2\text{ }^{\circ}\text{C}$ for gradient 0.03 K/m and $7\text{ }^{\circ}\text{C}$ for gradient 0.09 K/m after 15 years). The aid of an additional heater is required mostly if $\bar{T}_{out,BHE,H}$ goes below $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$. As the variants mentioned above cool at a slower rate and curve flattens already, these variants can be monovalent for heating for a prolonged duration. Though variants with several 20 m or 25 m deep BHEs placed 10 m apart from each other stabilized sooner, these variants are insignificant because of large ground area requirements. It is necessary to note that the aid of an additional cooler is required during initial years for construction with 200 m deep BHEs at gradient 0.09 K/m. But at this location, 125 m deep

BHEs can be chosen because $\bar{T}_{out,BHE,H}$ is still around 4 °C after 15 years, and it is mono-valent for cooling. It can be summarized that 25 BHEs each of depth 200 m with bore-hole spacing 10 m is preferred construction for gradients 0.1 K/m, 0.3 K/m, and 0.065 K/m as it secures mono-valent heating and cooling for a longer duration. For gradient 0.09 K/m, 40 BHEs each of depth 125 m placed 10 m apart is preferred as it secures mono-valent heating and cooling operation. From Fig. A-5.7, it can also be observed that most of the bivalent variant lies below the value -2 °C ($\bar{T}_{out,BHE,H}$) for evaluated variants. Multiple variants were simulated for 15 years in this parameter studies. Hence, to find bivalent points for all simulated variants, the following evaluations were prepared. In Fig. A-5.8, First graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over 15 years against the total operating period of the additional heater in 15 years; $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged over 15 years against the total operating period of the additional cooler in 15 years, Second graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over a year and operating period of the additional heater in the respective year (total 15 years); $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged for every year and operating period of the additional cooler in the respective year (total 15 years).

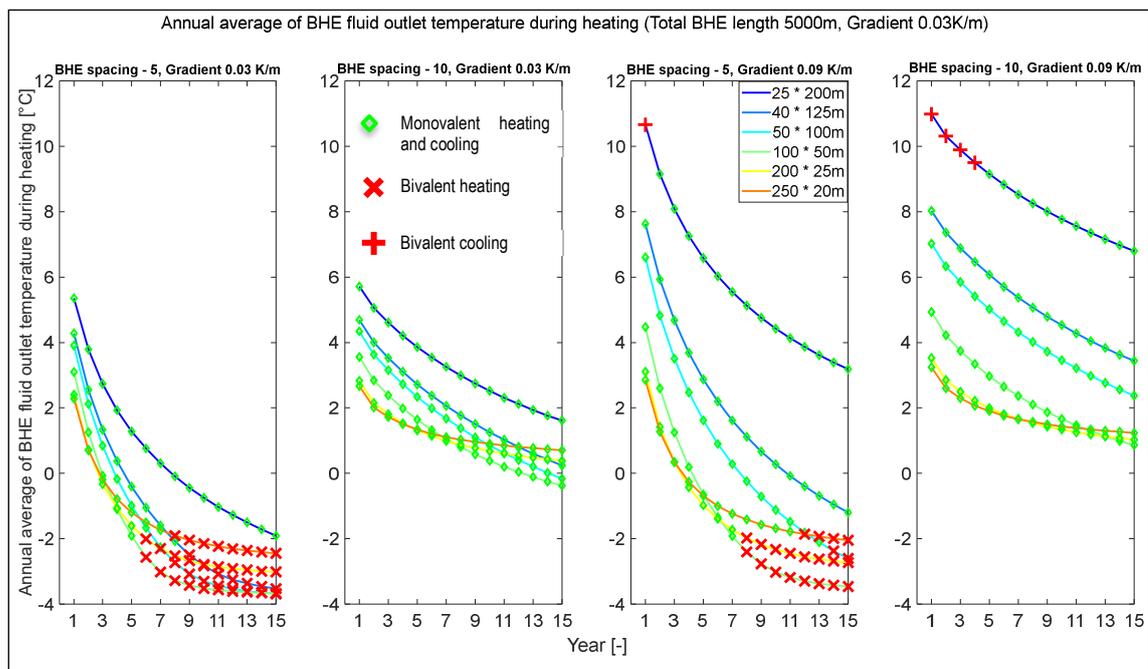


Fig. A-5.7 $\bar{T}_{out,BHE,H}$ (annual average) for parameter studies 1 (5,000 m).

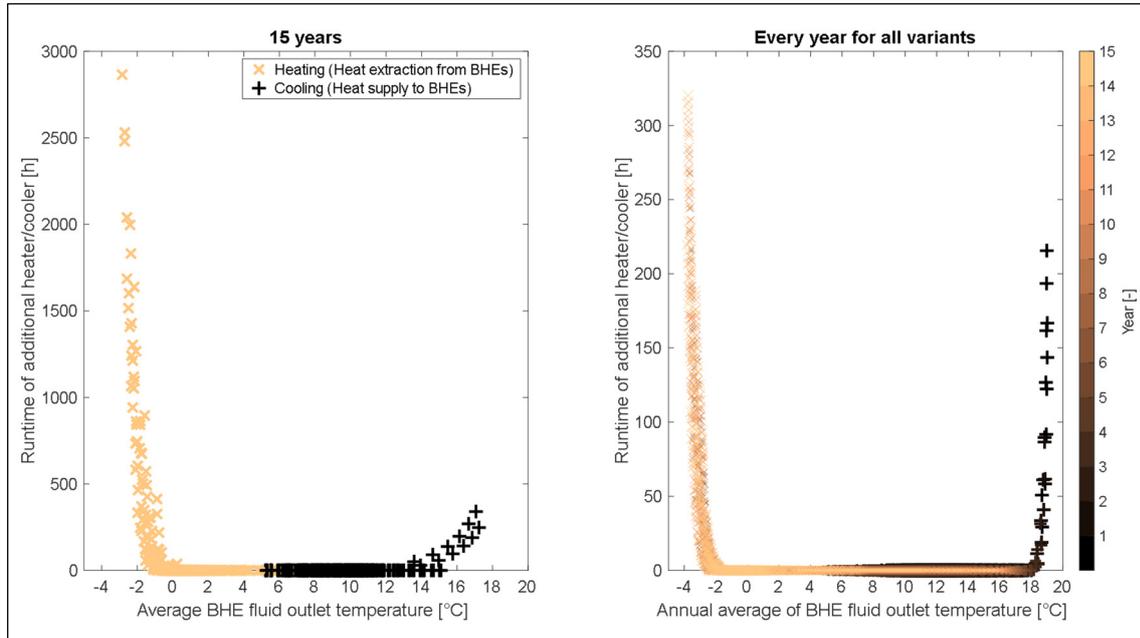


Fig. A-5.8 Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater/cooler (parameter studies 1).

This evaluation aims to find the bivalent point as well as $\bar{T}_{out,BHE,H} / \bar{T}_{out,BHE,C}$ dependent operating period of additional heater/cooler. The first graph (averaged over 15 years) shows that demand for additional heaters might arise if $\bar{T}_{out,BHE,H}$ falls below $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ and its operating period is significant around $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Similarly, demand for additional cooler might arise if $\bar{T}_{out,BHE,C}$ goes beyond $14\text{ }^{\circ}\text{C}$. But 15-year average value cannot be considered for decision making because BHE field temperature changes continuously. Hence, a similar comparison is made with values averaged over the year. The graph shows that demand for auxiliary heaters arises if the annual average source temperature ($\bar{T}_{out,BHE,H}$) falls below $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Also, demand for auxiliary cooler arises if $\bar{T}_{out,BHE,C}$ goes beyond $18\text{ }^{\circ}\text{C}$. The additional heater is required mostly in later years, whereas the additional cooler is required mostly in earlier years. This shows that during the constructive design of BHEs, the initial year has to be focused on cooling and the final year of system design for heating. The operating limit of the heat pump ($-5\text{ }^{\circ}\text{C}$) is reached by the variants with an annual average source temperature below $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$. *Future designing of the BHE field can probably be carried out with simple mathematical models and variants in which $\bar{T}_{out,BHE,H}$ stays above $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$ can be considered monovalent variants. Similarly, the variants with $\bar{T}_{out,BHE,C}$ less than $18\text{ }^{\circ}\text{C}$ can be considered monovalent for cooling. But this thesis has to be further analysed to provide plausible conclusions.*

5.2 Parameter studies 2

Second parameter studies have been carried out with the building model with almost equal heating and cooling demand (Building model explained in section 4.5.4). Base constructive design of BHE field is carried out in EED (see section 4.5.4). Initial parameter studies were carried out varying constructive parameters with base design (2,000 m total probe length). Similar to previous parameter studies 1, this parameter studies had shown that most variants are bivalent over the simulation period of 15 years. Hence, further parameter studies with an increased total BHE length of 3,000 m were carried out. Observation made during these parameter studies is explained in this section with relevant diagrams.

5.2.1 Variant matrix

Tab. A-5.2 Variant matrix for parameter studies 2.

Parameter	Unit	Value					
Total BHE length	[m]	3,000					
Number of BHEs n	[-]	15	24	30	60	120	150
Depth of BHEs	[m]	200	125	100	50	25	20
Borehole spacing	[m]	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10					
Geothermal gradient	[K/100 m]	1					
		3 The average value for Germany					
		6,5 At Zittau					
		9					
Hydraulic connections of BHEs in field		parallel					
BHE pipe dimension		32 x 2.9 mm					

$$N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = Var1 \cdot Var2 \cdot Var3 \cdot Var4 = 1 \cdot 6 \cdot 10 \cdot 1 = 60$$

$$N = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 = 60 + 60 + 60 + 60 = 240$$

(A.52)

5.2.2 Results

Fig. A-5.9 depicts the ratio of primary energy consumption of a particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants in the respective gradient (A.21) for 15 years (Y-axis). Four graphs represent four gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. Value 1.05 represents 5 % more primary energy consumption than the minimum variant. Borehole spacing of 1 m and 2 m are ignored in evaluation to avoid inconsistencies.

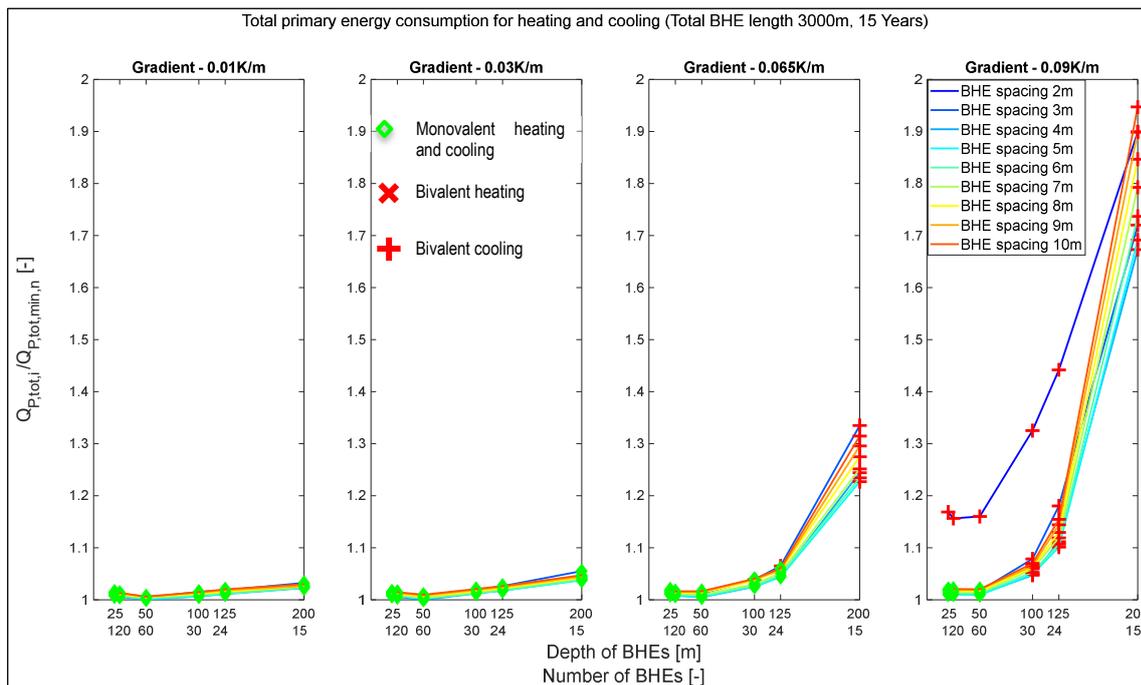


Fig. A-5.9 $Q_{P,tot}$ for parameter studies 2 (3,000 m).

By considering only monovalent variants, variation in total primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) accounts for 3 to 6 %. This variation is insignificant similar to the previous building model. But, unlike the previous building model, compact arrangements are possible here. This is obvious because of better regeneration in the ground (equal heating / cooling demand from the building). Better regeneration can be confirmed from evaluation Fig. A-5.13, where annual average fluid outlet temperature from BHEs during heat supply ($\bar{T}_{out,BHE,C}$) does not change significantly. Most of the variants with minimum borehole spacing of 4m are monovalent for heating. But cooling is critical, particularly at higher gradients. Significant variation in $Q_{P,tot}$ occurs only if the variant is bivalent for cooling. Hence, again the primary focus should be on designing monovalent variants, particularly for cooling. For gradients 0.01 K/m and 0.03 K/m, all variants are monovalent for the simulated period. For gradient 0.065 K/m, 200 m deeper BHEs cannot be monovalent, whereas for gradient 0.09 K/m, even 100 m deep BHEs cannot be monovalent. Since the spacious arrangement is not essential for this building type, more BHEs of depth 50 m can be compactly arranged even at the gradient 0.09 K/m. But to secure long-term

monovalent operation, average BHE fluid outlet temperatures have to be analysed. Before that, the following factors are explained with relevant examples. First, primary energy consumption for heating / cooling and its reflection in total primary energy consumption. Second, Variation of primary energy consumption for heating and cooling depending on construction parameters.

Fig. A-5.10 depicts the ratio of primary energy consumption of a particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants in gradient 0.065 k/m for 15 years (Y-axis). Three graphs represent total primary energy consumption (A.21), primary energy consumption for heating (A.22), and primary energy consumption for cooling (A.23), respectively. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing.

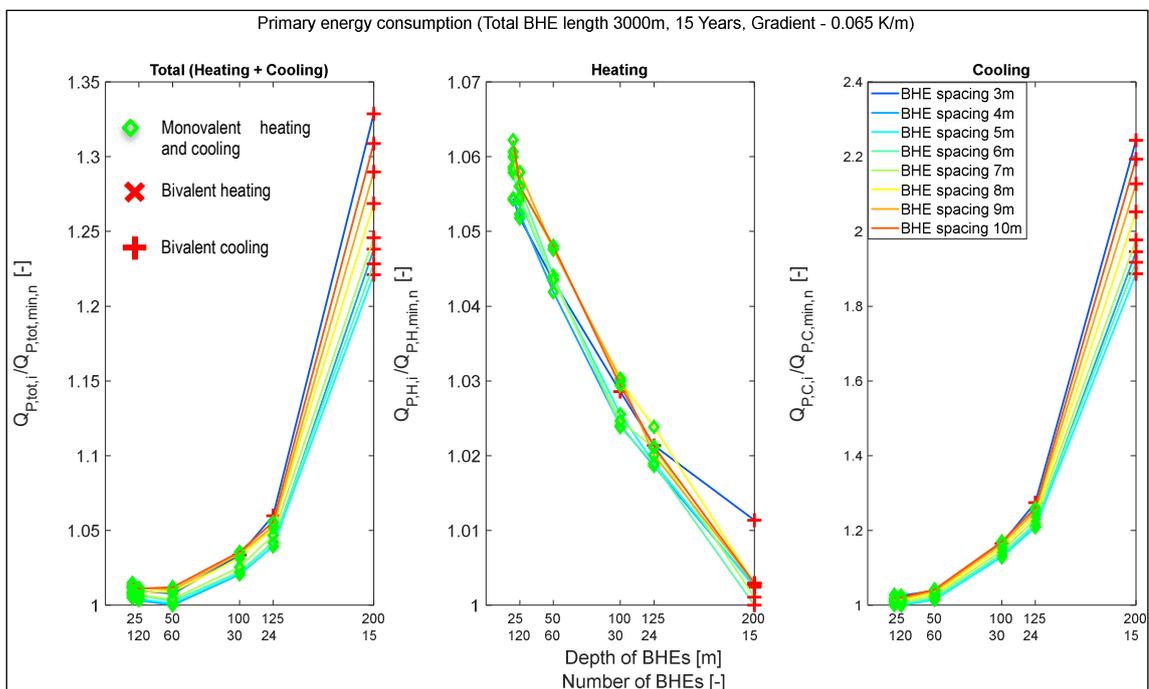


Fig. A-5.10 $Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 2 (3,000 m, 0.065 K/m).

By considering only monovalent variants, $Q_{P,tot}$ varies around 5%. $Q_{P,H}$ varies around 6%, with deeper BHEs as the minimum point. Here, the influence of favourable operating dominates the influence of pressure drop. This variation is overlaid by $Q_{P,C}$, which varies more than 20% depending on the constructive design. Despite that, significant variation in $Q_{P,C}$ is not reflected in $Q_{P,tot}$. This indicates that a better SPF by cooling system plays a vital role. Variation in $Q_{P,tot}$ is significant, only if addition cooler is used. Overall, it again leads to the suggestion that designing monovalent variants should be the primary concern. To find the variants that secure long term monovalent heating and cooling, average BHE fluid outlet temperatures are evaluated.

Fig. A-5.11 depicts fluid outlet temperature of BHE field averaged over the heat extraction period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,H}$). Four graphs represent four different gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve

parameters are borehole spacing. As shown in the graph, none of the variants used additional heaters over 15 years of operation. Besides, $\bar{T}_{out,BHE,H}$ lies mostly above 2 °C. Hence, most of the variants unlikely to use the aid of additional heaters in the following years. As cooling is critical for this building model, BHEs field fluid outlet temperature averaged over the heat supply period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,C}$) is evaluated in the next graph.

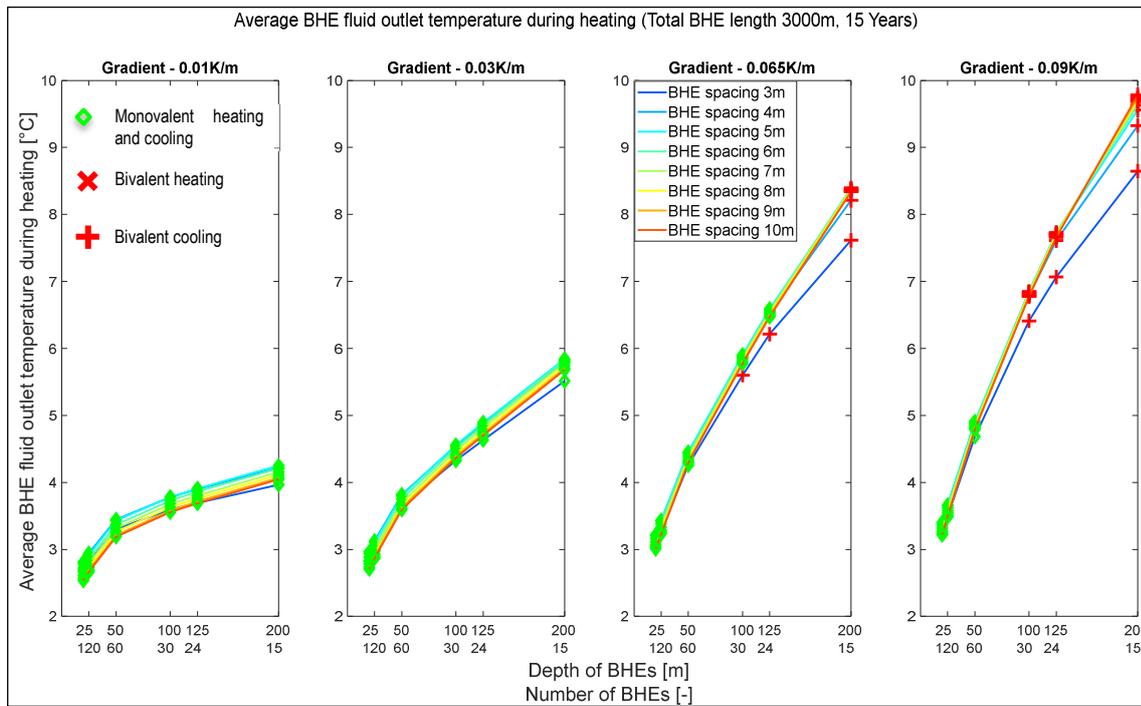


Fig. A-5.11 $\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 2 (3,000 m).

Fig. A-5.12 depicts fluid outlet temperature BHE field averaged over the heat supply period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,C}$). Four graphs represent four different gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. As shown in the figure, the aid of an additional heater is required mostly if the average temperature is more than 16.5 °C, which occurs mostly by deeper BHEs at gradients 0.065 K/m and 0.09 K/m. 3 m spaced BHEs with gradient is also critical for cooling operation. Though additional cooler was required only for a shorter period, demand might increase in the coming years. Borehole spacing below 4 m poses a high risk of being influenced by short term behaviours. Hence, minimum 4 m borehole spacing is suggested, even for smaller gradients. For gradients 0.01 K/m and 0.03 K/m, all depicted variants were monovalent for the simulated period. For gradient 0.065 K/m, BHEs with depth less than or equal to 125 m and minimum spacing of 4 m is required for monovalent operation. For gradient 0.09 K/m, BHEs with depth less than or equal to 50 m and minimum spacing of 4 m is required for monovalent operation. This evaluation provides information about monovalent variants for the simulated period. To find the variants that secure monovalent operation for a prolonged period, how fast the BHE field cools down or warms up must be analysed. For this purpose, the annual average BHE fluid outlet temperature during the heat extraction period is evaluated in the next graph.

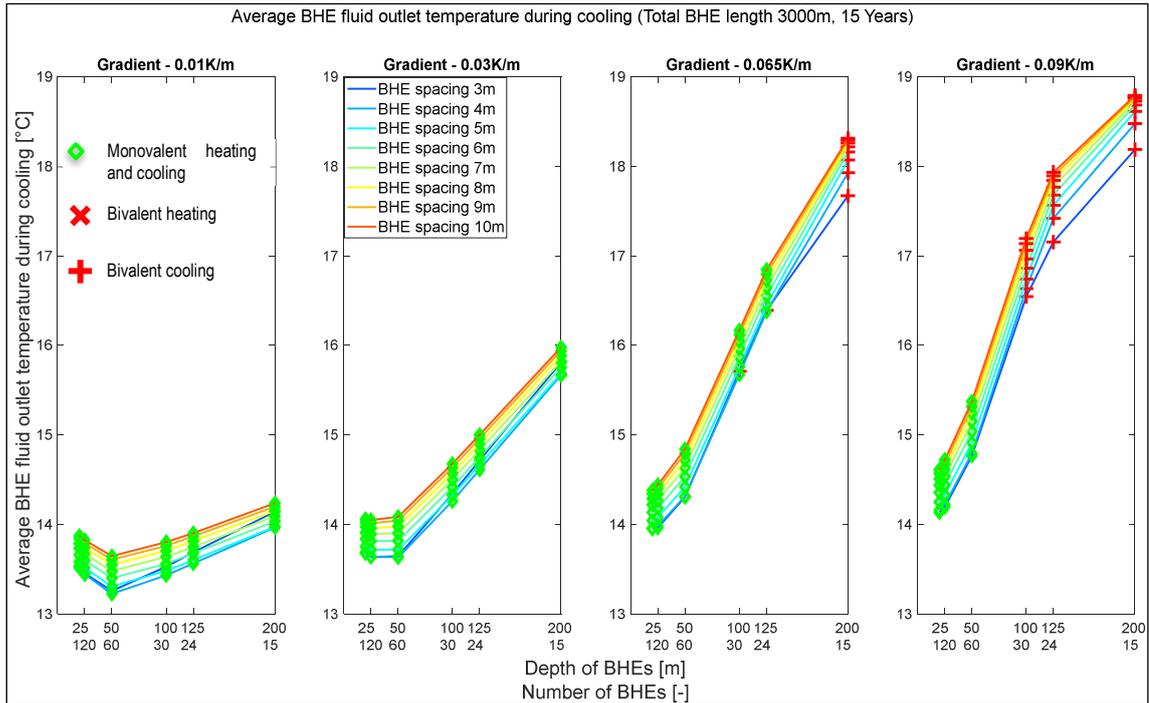


Fig. A-5.12 $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (15-year average) for parameter studies 2 (3,000 m).

Fig. A-5.13 depicts BHE field fluid outlet temperature averaged over the heat supply period for a year (total 15 years). From the graph it is clear that operating temperature does not change much over the year. Deeper BHEs have higher $\bar{T}_{out,BHE,C}$ both initially and over year, thus demanding additional cooler to meet the requirement. Hence, all variants which were monovalent during the first 15 years can be monovalent for a prolonged duration.

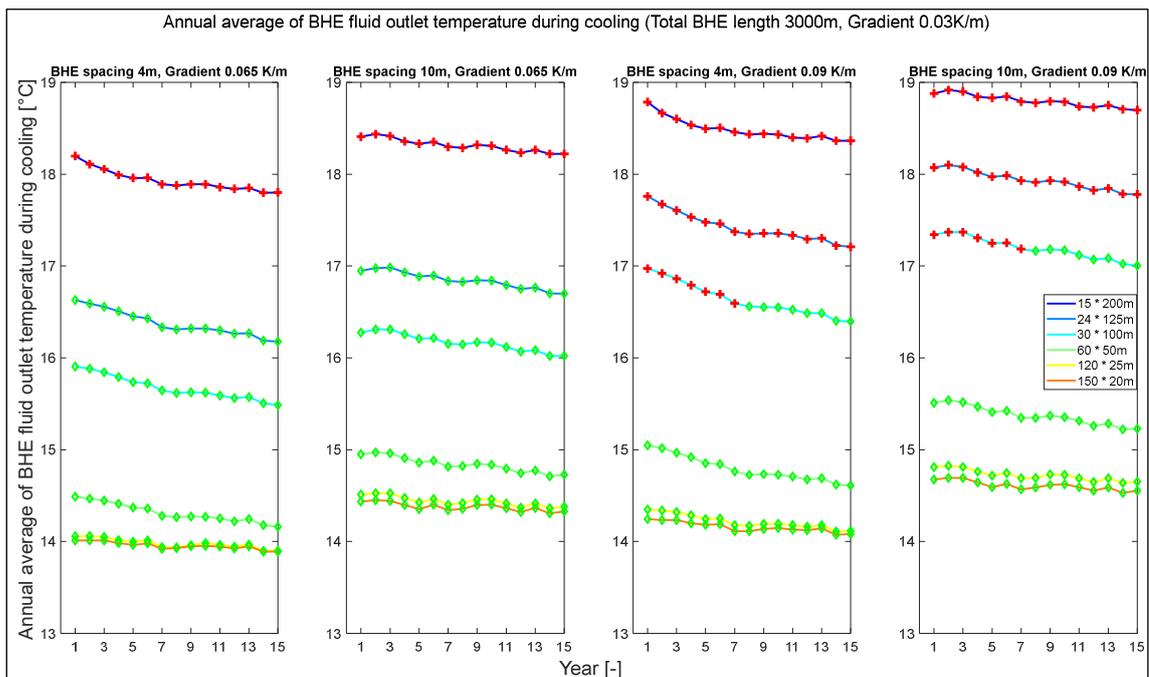


Fig. A-5.13 $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 2 (3,000 m).

Most bivalent points lie above 16.5 °C for evaluated variants. Hence, to find bivalent points for all simulated variants, the following evaluation, like previous building models, was prepared. In Fig. A-5.14, first graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over 15 years against the total operating period of the additional heater in 15 years; $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged over 15 years against the total operating period of the additional cooler in 15 years, Second graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over a year and operating period of the additional heater in the respective year (total 15 years); $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged for every year and operating period of the additional cooler in the respective year (total 15 years).

It is clear from the graph that most of the bivalent points lie above 16.5 °C for both 15-year average and annual average values. The aid of an additional cooler is required if the outlet fluid temperature of the BHE field crosses the limit of 20 °C. For the variants with $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (averaged over year) more than 16.5 °C, there exists a greater possibility of demanding additional energy from the auxiliary cooler. *Hence, future designing of the BHE field for such a building model can be carried out with simple mathematical models, and the variants in which $\bar{T}_{out,BHE,C}$ stays below 16.5 °C can be considered monovalent variants. But this thesis has to be further analysed to provide plausible conclusions.*

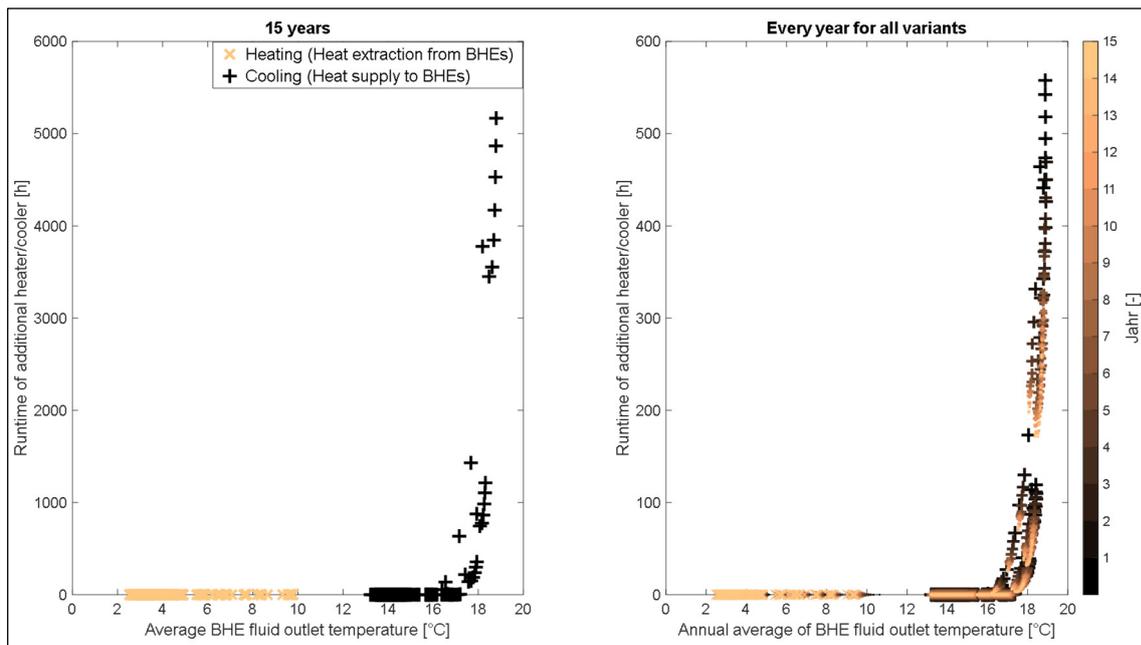


Fig. A-5.14 Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater / cooler (parameter studies 2).

5.3 Parameter studies 3

Third parameter studies have been carried out with the building model with predominant cooling demand (building model explained in section 4.5.3). Base constructive design of BHE field is carried out in EED (see section 4.5.3). Initial parameter studies were carried out varying constructive parameters with base design (3,000 m total probe length). Similar to previous parameter studies 1 and 2, this parameter studies had also shown that most variants are bivalent over the simulation period of 15 years. Hence, further parameter studies with an increased total probe length of 4,000 m were carried out. Observation made during these parameter studies is explained in this section with relevant diagrams.

5.3.1 Variant matrix

Tab. A-5.3 Variant matrix for parameter studies 3.

Parameter	Unit	Value					
Total BHE length	[m]	4,000					
Number of BHEs n	[-]	20	32	40	80	160	200
Depth of BHEs	[m]	200	125	100	50	25	20
Borehole spacing	[m]	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10					
Geothermal gradient	[K/100 m]	1					
		3 The average value for Germany					
		6,5 At Zittau					
		9					
Hydraulic connections of BHEs in field		parallel					
BHE pipe dimension		32 x 2.9 mm					

$$N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = Var1 \cdot Var2 \cdot Var3 \cdot Var4 = 1 \cdot 6 \cdot 10 \cdot 1 = 60 \quad (\text{A.53})$$

$$N = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 = 60 + 60 + 60 + 60 = 240$$

5.3.2 Results

Fig. A-5.15 depicts the ratio of primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) of a particular variant to the minimum primary energy consumption ($Q_{P,tot,min}$) from all variants (A.21) in respective gradient for 15 years (Y-axis). Four graphs represent four gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. Value 1.05 represents 5 % more primary energy consumption than the minimum variant. Note: X-axis does not have the same maximum as previous evaluations. Smaller borehole spacing (less than 3 m) are ignored to avoid inconsistencies in evaluation.

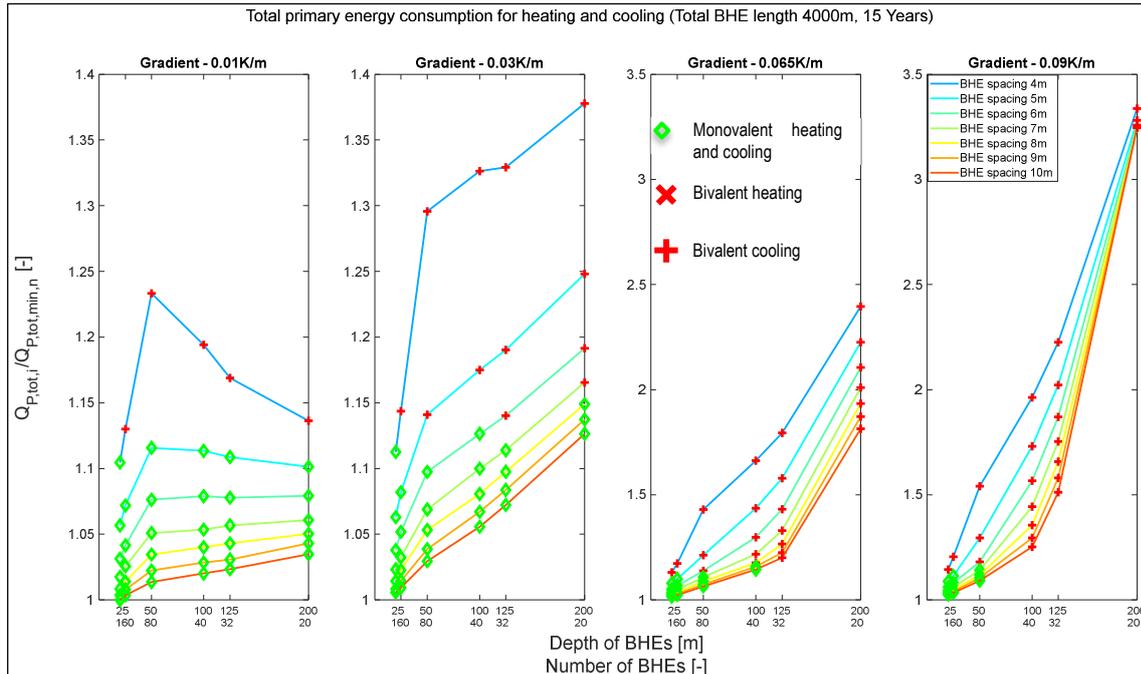


Fig. A-5.15 $Q_{P,tot}$ for parameter studies 3 (4,000 m).

This evaluation shows that the constructive design of BHEs has a significant influence on total primary energy consumption (varies 10 to 14 % depending on gradient) even by considering only monovalent variants. 20 m deep BHEs with larger borehole spacing of 10 m is optimum in all gradients. But, variants with 20 m and 25 m deep BHEs required a gigantic land area. In locations with gradients 0.01 K/m and 0.03 K/m, lack of ground surface can be compensated by deeper BHEs with less borehole spacing. For gradient 0.065 K/m, BHEs with a maximum depth of 100 m and minimum borehole spacing of 8 m is required. For gradient 0.09 K/m, BHEs with a maximum depth of 50 m and minimum borehole spacing of 6 m is required. Though these variants are monovalent for simulated periods, monovalent operation, particularly for cooling, cannot be assured for more prolonged periods. To find the variants that assure monovalent operation for a longer duration, the average fluid outlet temperature of the BHE field during the heat supply period must be evaluated. Before that, the following factors are explained with relevant examples. First, primary energy consumption for heating/cooling and its reflection in total primary energy consumption. Second, Variation of primary energy consumption for heating and cooling depending on construction parameters.

Fig. A-5.16 depicts the ratio of primary energy consumption of a particular variant to the minimum primary energy consumption from all variants in gradient 0.065 K/m for 15 years (Y-axis). Three graphs represent total primary energy consumption (A.21), primary energy consumption for heating (A.22), and primary energy consumption for cooling (A.23), respectively. As shown in the graph, total primary energy consumption ($Q_{P,tot}$) varies more than 100 % considering all variants. Considering only monovalent variants, $Q_{P,tot}$ varies around 12 %. Primary energy consumption for heating ($Q_{P,H}$) varies about 8 %, with 200 m deep BHEs as the minimum point. $Q_{P,C}$ varies more than 250 % by considering all variants, and it varies around 25 % by considering only monovalent variants.

This implicates that the central focus of designing the BHE field is supposed to be both minimum $Q_{P,tot}$, and secured long term monovalent operation. Variants with minimum energy consumption can be predicted from Fig. A-5.15. A secured long-term monovalent operation can be judged only by observing the average fluid outlet temperature of BHEs. Though none of the depicted variants are bivalent for heating over a simulated period, conclusions about long-term monovalent operation can be made only with the average fluid outlet temperature of BHEs during the heat extraction period.

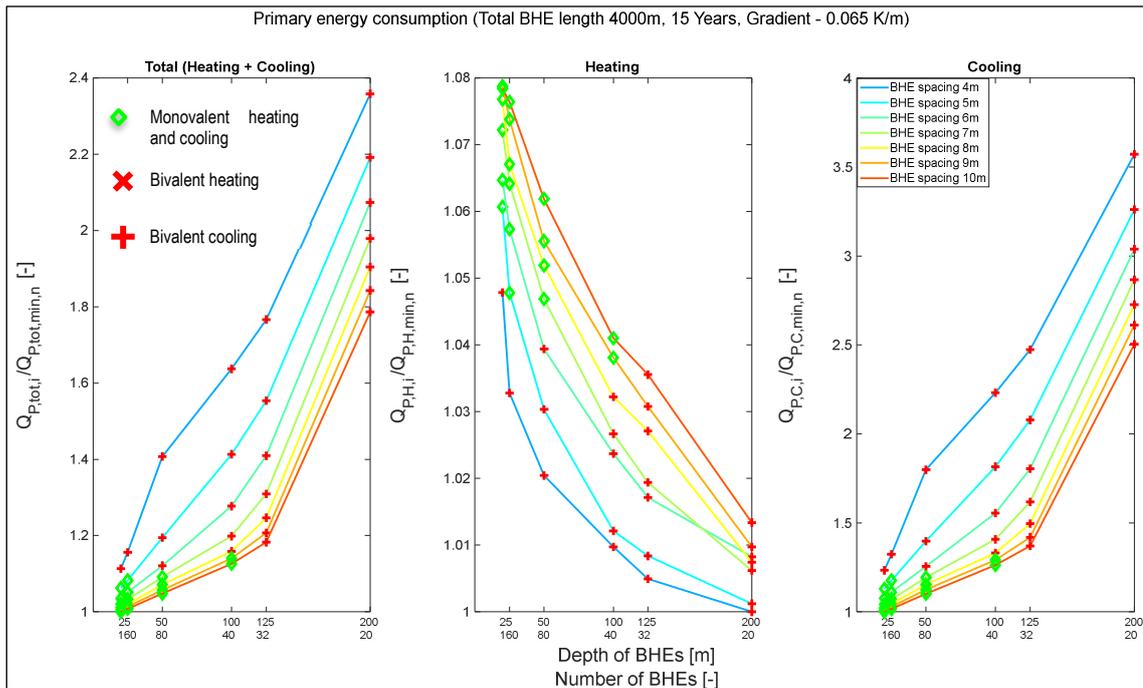


Fig. A-5.16 $Q_{P,tot}$ vs. $Q_{P,H}$ vs. $Q_{P,C}$ for parameter studies 3 (4,000 m, 0.065 K/m).

Fig. A-5.17 depicts fluid outlet temperature of BHE field averaged over the heat extraction period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,H}$). Four graphs represent four different gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. As shown in the graph, none of the depicted variants used additional heaters over 15 years of operation. Besides, $\bar{T}_{out,BHE,H}$ lies mostly above 6 °C. This implies that the depicted variants unlikely to use the aid of additional heaters in the following years. Also, predominant heat supply to the ground leads to a continuous increase in ground temperature over the year, which is favourable for monovalent heating. But cooling is critical for this building model due to the predominant supply to the ground, particularly at larger gradients. To identify the variants that can assure monovalent cooling for a more extended period, the fluid outlet temperature of the BHE field averaged over the heat supply period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,C}$) is evaluated next figure.

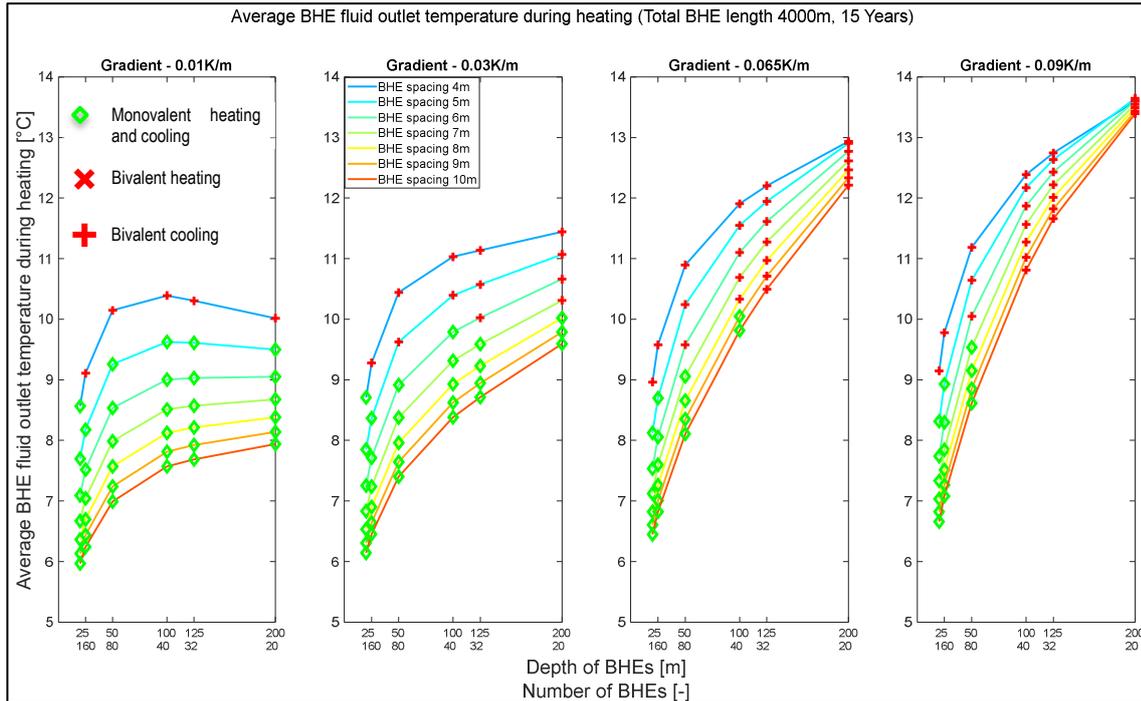


Fig. A-5.17 $\bar{T}_{out,BHE,H}$ (15-year average) for parameter studies 3 (4,000 m).

Fig. A-5.18 depicts fluid outlet temperature of BHE field averaged over the heat supply period for 15 years ($\bar{T}_{out,BHE,C}$). Four graphs represent four different gradients. The X-axis represents borehole depth and the corresponding number of boreholes n . Curve parameters are borehole spacing. As shown in the figure, the aid of an additional cooler is required mostly if $\bar{T}_{out,BHE,C}$ is more than 16.5 °C. This occurs mostly by deeper BHEs and compactly arranged BHEs. In locations with gradient 0.01 K/m and 0.03 K/m, 125 m or less deep BHEs with borehole spacing minimum of 7 m has $\bar{T}_{out,BHE,C}$ less than 16 °C, and 50 m or less deep BHEs has a temperature near to 15 °C. But at higher gradients, only 20 m and 25 m deep BHEs have a temperature below 16 °C. Here, 50 m deep BHEs are still monovalent but in the critical limit. As none of the monovalent variants has $\bar{T}_{out,BHE,C}$ far away from the critical limit of 16.5 °C, secured long term monovalent variant cannot be judged without observing annual average $\bar{T}_{out,BHE,C}$. Temperature development around BHEs at smaller gradients (0.01 K/m and 0.03 K/m) are different from larger gradients (0.065 K/m and 0.09 K/m). Hence, annual average $\bar{T}_{out,BHE,C}$ are compared separately for smaller and larger gradients.

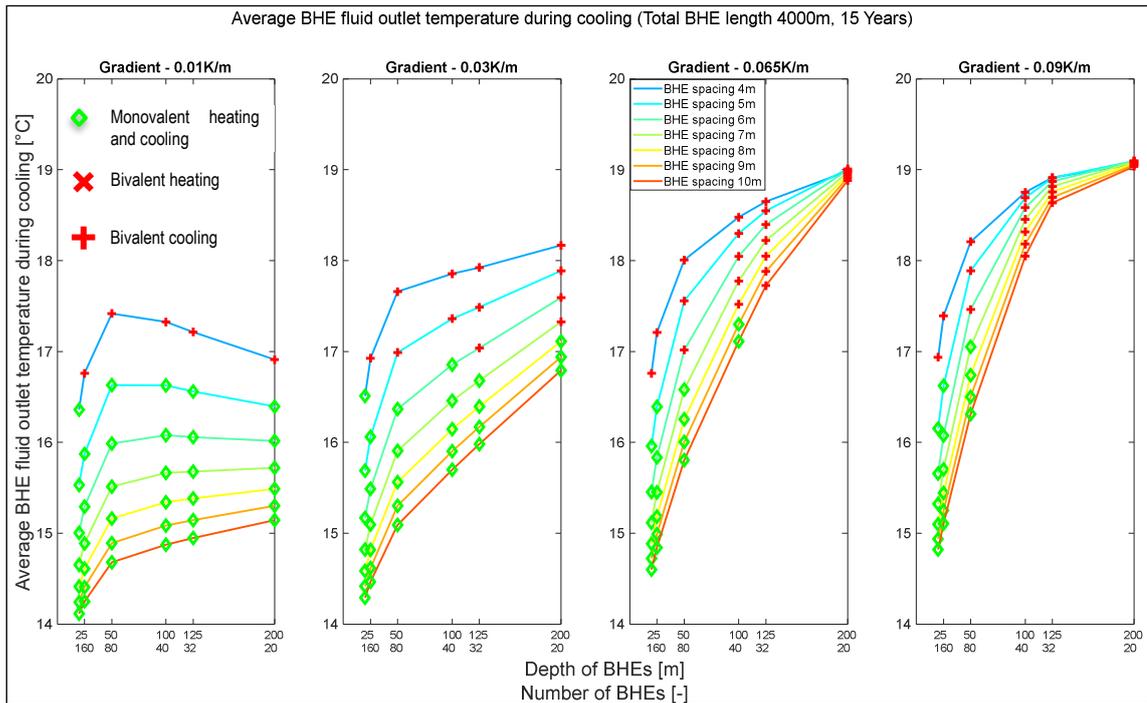


Fig. A-5.18 $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (15-year average) for parameter studies 3 (4,000 m).

Fig. A-5.19 depicts annually-averaged $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (total 15 years) for two borehole spacings (7 m and 10 m) at gradients 0.01 K/m and 0.03 K/m. Curve parameters are borehole depth and the corresponding number of BHEs. Variants monovalent and bivalent for heating and cooling are marked separately. As shown in the graph, constructions with several BHEs of depth of 20 m and 25 m stabilize fast. If BHEs are arranged with sufficient space between them (10 m), the temperature curve flattens for deeper BHEs. 80 BHEs each of depth 50 m placed 10 m apart from each other sound promising. Still, this construction needs a large ground area, which might not be possible in most cases. Several remaining monovalent variants cannot be judged yet, as $\bar{T}_{out,BHE,C}$ is already near to a critical limit of 16.5 °C.

Fig. A-5.20 depicts annually averaged $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (total 15 years) for two borehole spacings (7 m and 10 m) at gradients 0.065 K/m and 0.09 K/m. Again, only for the variants with BHEs of depth 20 m and 25 m placed 10 m apart, the curve flattens around 15 °C. Several remaining monovalent variants have $\bar{T}_{out,BHE,C}$ near the critical limit of 16.5 °C.

It can be summarized that variants which can assure long term monovalent operation are several BHEs of less depth (20 to 25 m in our example). These constructions need vast land area, which is unrealistic. Though there are many realistic constructions with which monovalent heating and cooling are possible for 15 years, the same cannot be assured for a prolonged duration. Hence, this building model conclusion can be made only if realistic variants are simulated for a complete period of system design (50 years).

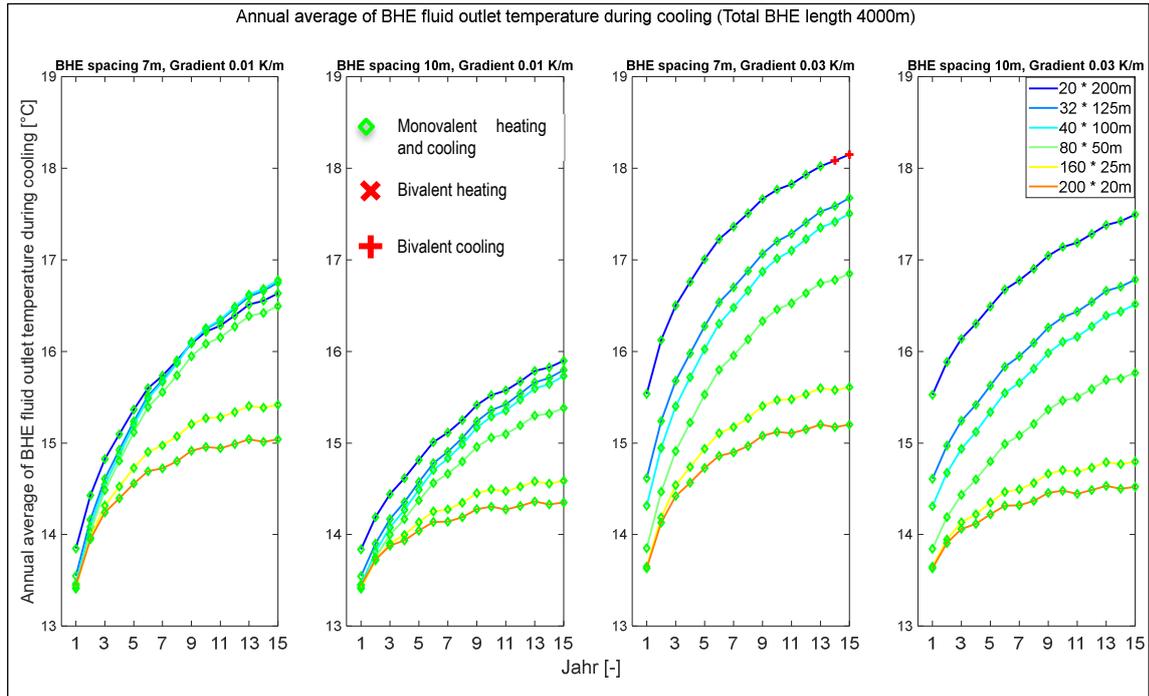


Fig. A-5.19 $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 3 (4,000 m, 0.01 K/m vs. 0.03 K/m).

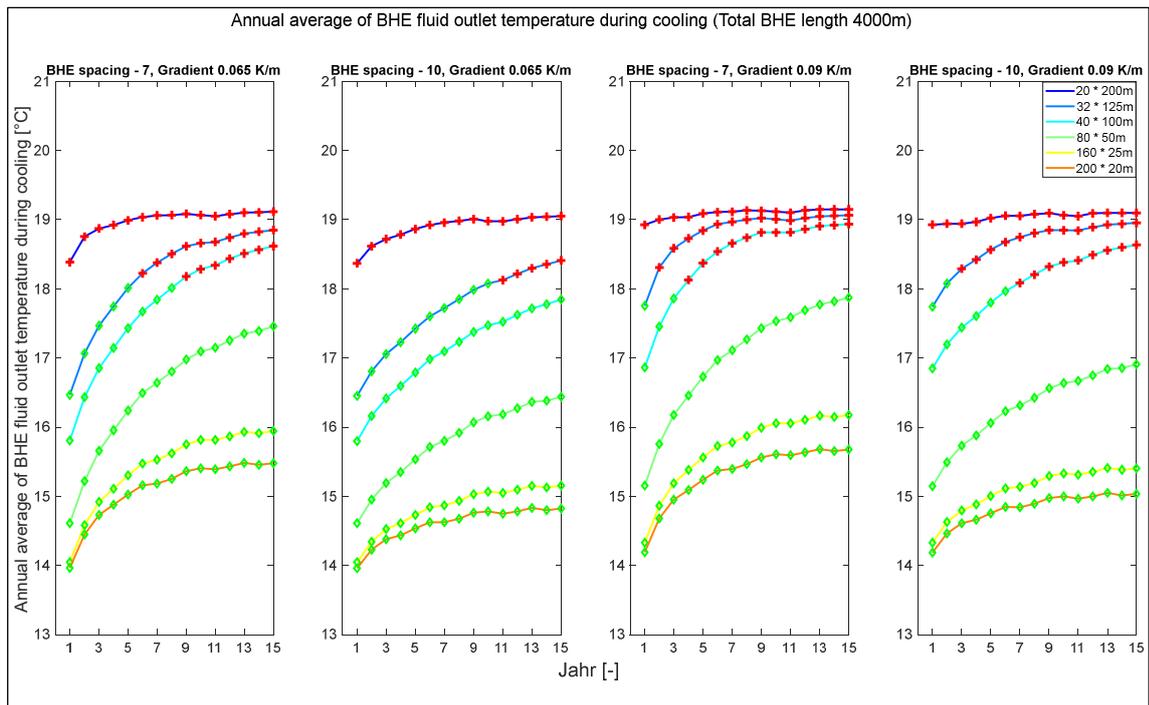


Fig. A-5.20 $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (annual average) for parameter studies 3 (4,000 m, 0.065 K/m vs. 0.09 K/m).

Similar to previous building models, evaluation to identify bivalent points from all variants were prepared. In Fig. A-5.21, first graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over 15 years against a total operating period of the additional heater in 15 years; $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged over 15 years against a total operating period of the additional cooler in 15 years, Second graph plots: $\bar{T}_{out,BHE,H}$ averaged over a year and operating period of the additional heater in the respective year (total 15 years); $\bar{T}_{out,BHE,C}$ averaged for every year and operating period of the additional cooler in the respective year (total 15 years).

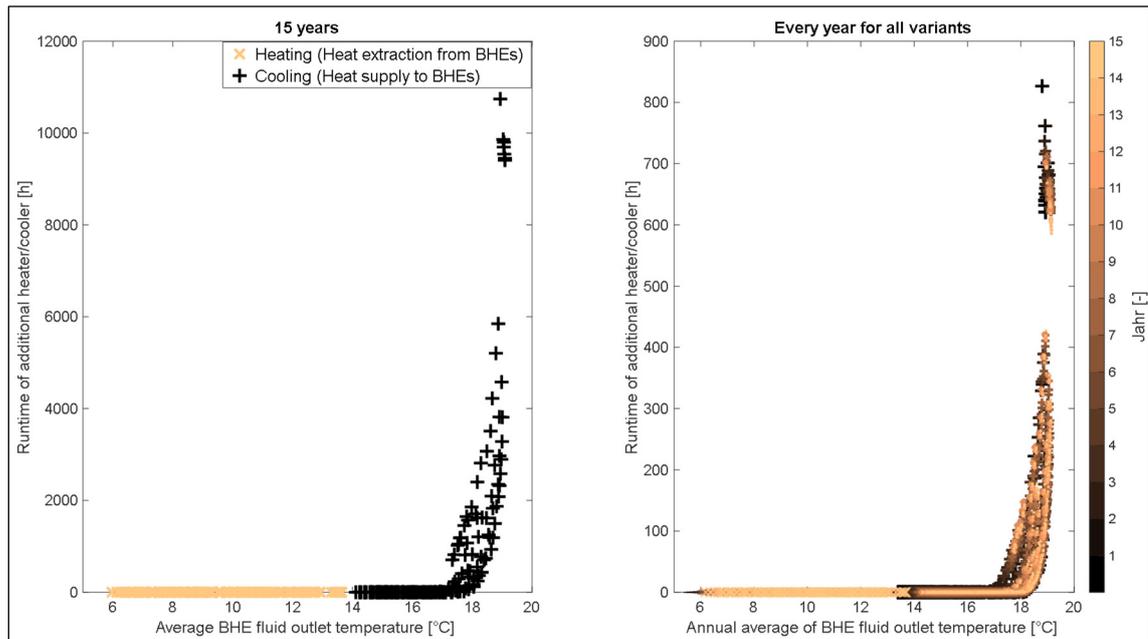


Fig. A-5.21 Bivalent point vs. operation period of auxiliary heater / cooler (parameter studies 3).

It is clear from the graph that most of the bivalent points lie above 16.5 °C for both 15-year average and annual average values for this parameter studies. The aid of an additional cooler is required if the outlet fluid temperature of the BHE field crosses the limit of 20 °C. For the variants with $\bar{T}_{out,BHE,C}$ (averaged over year) more than 16.5 °C, there exists a greater possibility of demanding additional energy from an auxiliary cooler. *As like previous simulation models, in future designing of BHE field for such building can be carried out with simple mathematical models, and the variants in which $\bar{T}_{out,BHE,C}$ stays below 16.5 °C can be considered as monovalent variants. Again, this thesis has to be further analysed to provide plausible conclusions.*

5.4 Summary of parameter studies

Through parameter studies with the building with predominant heating demand, it was observed that designing the variant that assures monovalent heating and cooling for a longer duration is supposed to be the primary goal. Significant variation in primary energy consumption arises because of substantial energy demands from additional heating and cooling system. Using an additional heating/cooling system with better COP will reduce the deviation but cannot be used as an alternate because a ground sourced heating and cooling system has a better SPF than most of the concurrent systems. Among monovalent variants, the potential for energetic optimization is insignificant. For such building models, deep BHEs (100 m to 200 m) with borehole spacing of 10m can assure monovalent heating and cooling. Only at locations with high geothermal gradients (0.09 K/m in our example), 200 m deep BHEs should be avoided as it is unfavourable for cooling, particularly during initial years of system operation. In this case, 125 m deep BHEs with 10 m borehole spacing is suggested.

Through parameter studies with the building with almost similar heating and cooling demand, it is again observed that designing monovalent variants for heating and cooling is essential. Unlike the previous building models, a compact arrangement with a minimum borehole spacing of 4 m is possible. Due to better regeneration, the temperature of the ground does not change much for this building model. Hence, the variants which were monovalent during the simulated period can be monovalent for a longer duration. At locations with smaller gradients (0.01 K/m or 0.03 K/m), all construction with 20 m to 200 m deep BHEs works. Therefore, variants can be chosen based on land availability. At locations with a gradient of 0.065 K/m, BHEs cannot be 200 m deep. Thus, constructions with less borehole depth should be chosen (24 x 125 m deep BHEs from our evaluation). At locations with a gradient of 0.09 K/m, BHEs cannot be 100 m deep or more. Thus, constructions with less borehole depth should be chosen (For example, 50 x 60 m deep BHEs from our evaluation).

Parameter studies with the building that has predominant cooling demand ended up without a conclusion. Variants with 200 BHEs each of depth 20 m and 160 BHEs each of depth 25 m assure monovalent cooling for a prolonged duration. But for these variants, higher borehole spacing is required at locations with higher gradients. These constructive designs cannot be considered sensible due to the requirement of a vast land area. Several other variants were monovalent during the first 15 years. But annual average fluid outlet temperature from the BHE field is near to critical limit. Hence, to assure long-term monovalent operation, simulation over the complete system design period is essential (50 years). Due to time restrictions, 50-year simulations were not possible in the framework of this project. *50-year simulations might be carried out if a follow-up project is generated.*

6 Conclusion

During the project duration, multiple parameter studies were carried out to optimize the constructive design of the BHE field. These parameter studies provided insight into energetic optimization potential for different building models and the importance of designing a BHE field that assures long-term monovalent heating and cooling. With the actual results, judgments about monovalent variants were made for two building models (with predominant heating demand, almost equal heating and cooling demand). It was concluded that to make judgments about monovalent variants for building with predominant cooling demand, a 50-year simulation was essential. Due to time restrictions, these simulations were unachievable during the project duration. Probably, this might be performed in a follow-up project or by Promotion Haack, if required.

In addition to parameter studies, multiple sub-tasks were carried out within the framework of this project. Most of the work revolves around completing the simulation model, widening the scope of parameter studies, and finally automatizing parameter studies. Mathematical models for calculating pressure drop on the primary side of the heat pump and Double depressurized differential manifold (DDV) were developed to complete the simulation model. Finding the building models with different use-energy consumption ratios was essential to widen the parameter studies' scope. The development of macros tools in Microsoft Excel was essential for automatizing parameter studies and arranging the results. Necessary sub-tasks were documented in this report.

Besides, the potential for energetic optimization by using an inverter heat pump (IVHP) was explored. During simulative analysis, it was observed that there is a potential for energy saving by using an inverter heat pump (IVHP). Hence, initially, theoretical optimization potential by IVHP was validated through preliminary investigations. This investigation includes literature research, simulative analysis, and experimental investigation in collaboration with work described in Chapter B. After validating theoretical optimization potential, mathematical modelling of the inverter heat pump was initiated. *The model mathematical model has to be verified with experimental investigation.*

Literature

- BAGARELLA, G.; LAZZARIN, R. & NORO, M. (2016): Sizing strategy of on-off and modulating heat pump systems based on annual energy analysis. – *Int. J. Refrigeration*, 65: 183-193.
- DIN EN 1264-5:2020-02 (Entwurf), Raumflächenintegrierte Heiz- und Kühlsysteme mit Wasserdurchströmung – Teil 5: Heiz- und Kühlflächen in Fußböden, Decken und Wänden – Bestimmung der Wärmeleistung und der Kühlleistung.
- DIN EN 15251:2012-12, Eingangsparameter für das Raumklima zur Auslegung und Bewertung der Energieeffizienz von Gebäuden – Raumluftqualität, Temperatur, Licht und Akustik.
- DIN V 18599, Energetische Bewertung von Gebäuden (13 Teile und 2 Beiblätter).
- DIMPLEX: Wärmepumpenmanager, Operating instructions for technicians. Bestell-Nr.: 452115.66.74; 34 S.
- EnEV 2013, Energieeinsparverordnung. Verordnung über energiesparenden Wärmeschutz und energiesparende Anlagentechnik bei Gebäuden. EnEV vom 24.07.2007 (BGBl. I S. 1519), zuletzt geändert durch Art. 2 des 4. Gesetzes zur Änderung des EnEV vom 04.07.2013 (BGBl. I S. 2197).
- GASSER, L.; FLÜCK, S.; KLEINGRIES, A. & WELLIG, B. (2017): Efficiency Improvements of Brine/Water Heat Pumps through Capacity Control. – 12th IEA Heat Pump Conference 2017, Rotterdam.
- LfU, BAYERISCHES LANDESAMT FÜR UMWELT (Hrsg., 2008): Effiziente Energienutzung in Bürogebäuden, Planungseifaden. – Eigenverlag: 67 S.; Augsburg.
- MADANI, H.; CLAEISSON, J. & LUNDQVIST, P. (2011): Capacity control in ground source heat pump systems. Part II: Comparative analysis between on/off controlled and variable capacity systems. – *Int. J. Refrigeration*, 34: 1934-1942.
- MERKER, O.; PÄRISCH, P. & OBERDORFER, P. (2014): Taktverhalten von Sole/Wasser-Wärmepumpen - Messung der thermischen Zeitkonstanten und ihre Bedeutung für die Jahresarbeitszahl. – Institut für Solarenergieforschung GmbH Hameln/Emmerthal (SFH), BauSIM 2014.
- VDI 4640-2:2015-05, Thermische Nutzung des Untergrundes – Erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen (Entwurf).
- WAGNER, W. (2012): Strömung und Druckverlust. – Vogel Communications Group GmbH & Co. KG, 7. Aufl.: 318 S.; Würzburg.



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Abschlussbericht zum Forschungsprojekt:

**Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden
beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen**

Kapitel B: Validität und Reproduzierbarkeit von In-situ-Tests an Erdwärmesonden

M.Sc. Martin Herling & Dipl.-Ing. (FH) Lukas Stöckmann (Kap. 2.4 / 3.1)

Fakultät für Wirtschaftswissenschaften und Wirtschaftsingenieurwesen

HERLING, M. & STÖCKMANN, L. (2021): Validität und Reproduzierbarkeit von In-situ-Tests an Erdwärmesonden.– in: GERSCHEL, A.; HERLING, M.; SCHÄFER, T.; STÖCKMANN, L.; SUBRAMANI, P.; WALTER, T.; SCHÜTTE, T.; KRIMMLING, J. & MEINERT, J. (2021): Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen. – Abschlussbericht, HSZG (Hrsg.), **2768**: 89-142; Zittau.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	92
Tabellenverzeichnis	92
Symbolverzeichnis	93
Abkürzungsverzeichnis	94
1 Einleitung und Motivation	95
2 Anlagenbeschreibung	96
2.1 Sonden	96
2.2 Messtechnik	97
2.3 Regelung der Sondenleistung	98
2.4 Zur Druckdichtigkeit der verbauten Kugelhähne	100
2.5 Konformität der Versuchsanlage nach VDI 4640	102
3 Theoretische Grundlagen	103
3.1 Erdwärmesonden	
– Literaturanalyse zum Stand von Wissenschaft und Forschung	103
3.1.1 <i>Einleitung</i>	103
3.1.2 <i>Anwendungsgebiete für Erdwärmesonden</i>	106
3.1.3 <i>Forschungsgebiete</i>	111
3.1.4 <i>Aktuelle Forschungsfragen im Feldtest</i>	114
3.2 TRT-Standardauswertung nach VDI 4640-5	118
4 Auswertung der durchgeführten Versuche	119
4.1 Fehleranalyse	119
4.1.1 <i>Fehler der messtechnischen Datenerfassung</i>	119
4.1.2 <i>Weitere Fehlerquellen</i>	120
4.1.2.1 Fehler durch variierende saisonale Zone	120
4.1.2.2 Modellfehler	121
4.1.2.3 Bias durch halblogarithmische Auswertung	121
4.1.2.4 Fehler durch Fluidmitteltemperatur	121
4.2 Thermal Response Tests	122

4.3	Reproduzierbarkeit	122
4.3.1	<i>Einfluss der Leistungsregelung</i>	122
4.3.2	<i>Einfluss Mitteltemperatur bei Standardauswertung</i>	123
4.3.3	<i>Einfluss Resampling</i>	123
4.3.4	<i>Einfluss saisonale Zone</i>	123
4.4	Taktzeitversuche	124
5	Zusammenfassung	126
	Literaturverzeichnis	127
	Anhang B.1: TRTs an der 100 m-Sonde	132
	(A) Auswertung des TRTs vom 23.09.2019	132
	(B) Auswertung des TRTs vom 17.03.2020	135
	Anhang B.2: TRTs an der 70 m-Sonde	137
	(A) Auswertung des TRTs vom 04.02.2020	137
	(B) Auswertung des TRTs vom 21.09.2020	140
	Anhang B.3: TRTs an der 40 m-Sonde	142

Abbildungsverzeichnis

Abb. B-2.1	Anlagenschema der Versuchsanlage am Standort Zittau (aus HAIN et al. 2014).	96
Abb. B-2.2	Numerische Modellrechnung von Leistungsverlusten bei Annahme einer 7 m langen nicht isolierten Anbindeleitung während eines TRT mit einer Heizleistung von 6 kW an Sonde EWS 1.....	98
Abb. B-2.3	Kugelhahn im Einbauzustand und Detail Leckage.	100
Abb. B-3.1	Übersicht der verwendeten Messtechnik (aus MIARA et al. 2010).	113
Abb. B-3.2	Thermische Regeneration (aus RYBA et al. 2009).....	117
Abb. B-4.1	Vergleich der Steigung k (links) mit und (rechts) ohne Resampling. ...	123
Abb. B-4.2	Vergleich der Tiefentemperaturprofile jeweils vor Versuchsbeginn.	124
Abb. B-4.3	Rücklauftemperaturen für verschiedene Taktzeiten.	125

Tabellenverzeichnis

Tab. B-2.1	Tatsächliche Längen der Sonden.	97
Tab. B-2.2	Anforderungen an TRT nach VDI 4640-5:2020-07.....	102
Tab. B-4.1	Fehlergrenzen der verwendeten Sensoren.	120

Symbolverzeichnis

Symbol	Parameter	Einheit
α	Thermische Diffusivität, $\alpha = \lambda/c_v$	[m ² /s]
γ	Euler-Mascheroni-Konstante, $\gamma \approx 0,5722$	[-]
γ_A	Ausdehnungskoeffizient	[1/K]
c_p	Spezifische Wärmekapazität	[J/(kg·K)]
c_v	Spezifische volumetrische Wärmekapazität des Untergrundes	[J/(m ³ ·K)]
COP	Leistungszahl der Wärmepumpe (Coefficient Of Performance)	[-]
H	Sondenlänge	[m]
JAZ	Jahresarbeitszahl	[-]
k	Steigung	[-]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m·K)]
m	Achsenabschnitt	[-]
η_{sp}	Speichernutzungsgrad	[%]
ρ	Dichte	[g/cm ³]
\dot{Q}	An die Erdwärmesonde angelegte thermische Leistung	[W]
r_b	Bohrlochradius	[cm]
R_b	Thermischer Bohrlochwiderstand	[K/(W/m)]
Re	Reynolds-Zahl	[-]
t	Zeit	[min]
T	Temperatur	[°C]
$ T $	Betrag der Temperatur	[°C]
T_b	Ungestörte Temperatur des Untergrundes	[°C]
T_f	Fluid-Mitteltemperatur	[°C]
T_i	Sondeneintrittstemperatur (Vorlauf)	[°C]
T_o	Sondenaustrittstemperatur (Rücklauf)	[°C]
ΔT	Temperatur-Unterschied	[K]
\dot{V}	Volumenstrom	[m ³ /s]
ΔV	Volumenänderung	[g/cm ³]
$ \dot{V} $	Betrag des Volumenstroms	[m ³ /h]

Abkürzungsverzeichnis

Kürzel	Wortlaut
BHKW	Blockheizkraftwerk
EEWärmeG	Erneuerbare-Energien-Wärmegesetz
EFH	Einfamilienhaus
EnEV	Energieeinsparverordnung
EWS	Erdwärmesonde
GOK	Geländeoberkante
GRD	Geothermal Radial Drilling
HSZG	Hochschule Zittau-Görlitz
ISE	Fraunhofer Institut für Solare Energiesysteme
LWP	Luftwärmepumpe
LZWS	Langzeitwärmespeicher
MFH	Mehrfamilienhaus
MID	Magnetisch-induktiver Durchflussmesser
ORC	Organic-Rankine-Cycle Kraftwerk
PE-Xa	Peroxidvernetztes Polyethylen
PID	Proportional-integral-derivative
PV	Photovoltaik-Anlage
TRT	Thermal Response Test
RL	Rücklauf
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VL	Vorlauf
WMZ	Wärmemengenzähler
WP	Wärmepumpe

1 Einleitung und Motivation

In die Auslegung von Erdwärmesonden (EWS) gehen die Eigenschaften des Untergrunds als zentrale Rechengröße ein. Besonders die mittlere Wärmeleitfähigkeit sowie der Bohrlochwiderstand sind entscheidende Größen. In der Praxis wird nach erfolgter erster Bohrung eine Bohrlochcharakterisierung mittels thermischer Beaufschlagung des Untergrunds durchgeführt, was zu höherer Sicherheit der zu erwartenden Untergrundeigenschaften führt und eine Feinauslegung der Anlage ermöglicht.

Um die Planungssicherheit a priori zu erhöhen, wird vielfach mit Untergrundmodellen gearbeitet. So kann der Betrieb der EWS über die Lebenszeit simuliert werden. Für den Standort der Versuchsanlage ist ein detailliertes Modell erstellt worden. Für die Verallgemeinerung dieses Modells (vgl. Kap. C) ist es notwendig, zunächst eine Kalibrierung durchzuführen. Dafür wurden an der Versuchsanlage Thermal Response Tests (TRT) durchgeführt. Um Aussagen zur internen Validität des Modells treffen zu können, ist es von entscheidender Bedeutung, die durchgeführten Versuche ihrerseits auf Validität und Reproduzierbarkeit zu prüfen. Zu diesem Zwecke werden in vorliegendem Kapitel Fehlerrechnungen für die bestimmten Untergrundeigenschaften durchgeführt und anhand von Vergleichs- und Wiederholungsmessungen Aussagen zur Wiederholbarkeit der Versuche abgeleitet.

Neben den erwähnten simulativen Langzeitbetrachtungen kann auch das instationäre Verhalten von EWS modelliert werden. Dies ist z. B. die Taktung von Wärmepumpen betreffenden Untersuchungen der Fall. Aus diesem Grund wurden an der Versuchsanlage eine Reihe von Taktzeitversuchen mit variiertem Takt durchgeführt, bei denen die Aufzeichnung der Rücklauftemperaturen zur Ableitung weiterer Aussagen verwendet werden kann.

2 Anlagenbeschreibung

Am Standort in Zittau existiert eine Geothermie-Versuchsanlage, welche in den Jahren 2012-2014 im Rahmen des Projekts „Wärmepumpen zum Heizen und Kühlen von Gebäuden“ (HAIN et al. 2014) aufgebaut und für eine Vielzahl von Untersuchungen mit dem Fokus auf Wärmetransportvorgängen im Umfeld thermisch aktivierter Sonden genutzt wurde. Um dabei unabhängig von den Gegebenheiten des praktischen Betriebs realer Gebäude zu sein, wurde der Wärmepumpen- bzw. Gebäudekühlbetrieb mit einem Kaltwassersatz respektive einem Wärmeerzeuger abgebildet.

Das Anlagenschema, auf dessen Komponenten im Folgenden näher eingegangen wird, ist in Abb. B-2.1 dargestellt. Zusätzlich zum vorgefundenen Ist-Stand wird in den folgenden Abschnitten auch auf durchgeführte notwendige Änderungen an der Versuchsanlage eingegangen.

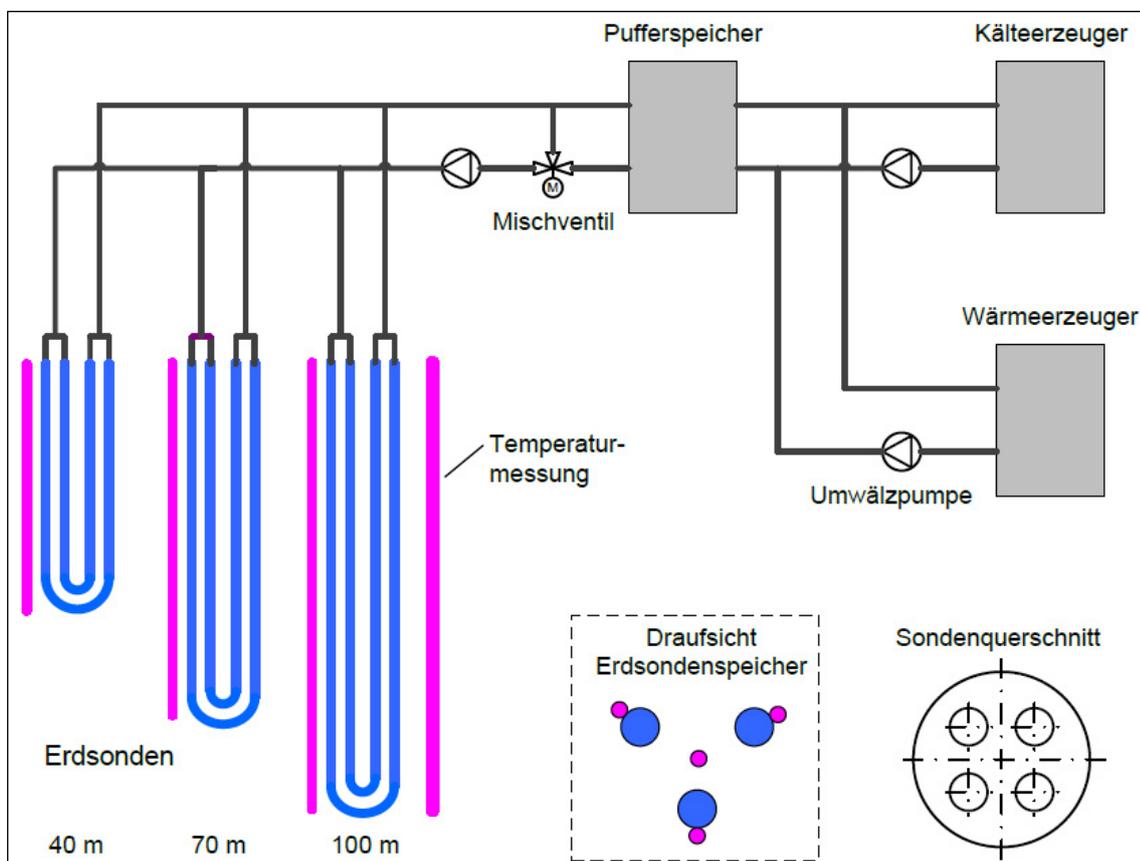


Abb. B-2.1 Anlagenschema der Versuchsanlage am Standort Zittau (aus HAIN et al. 2014).

2.1 Sonden

Das installierte Sondenfeld besteht aus drei EWS unterschiedlicher Länge. Sie sind in einem gleichseitigen Dreieck von 5 m Seitenlänge angeordnet. Der geringe Abstand wurde ursprünglich gewählt, um durch die gegenseitige thermische Beeinflussung von Energiespeichervorgängen im Untergrund beobachten zu können. Die Sonden sind in der Doppel-U-Bauweise ausgeführt. Die Sondenlängen ab Sondenkopf in 0,6 m unter GOK

sind in Tab. B-2.1 aufgeführt. Verbaut wurden Rohre aus PE-Xa mit 32 mm Außendurchmesser und einer Wandstärke von 2,9 mm. Sie sind mit einem laut Herstellerangabe 40 %-igen Ethylenglykol-Wasser-Gemisch gefüllt (zur Ermittlung relevanter Stoffwerte vgl. Kap. C). Der Anschluss am Rohrende ist jeweils 11-13 m vom eigentlichen Bohrloch in einem nahen Gebäude realisiert. Die Sondenverrohrung wurde zu diesem Zweck in einer Tiefe von 0,6 m unter GOK waagrecht geführt. Die Bohrlöcher weisen jeweils einen Radius von 7,6 cm auf, sind allerdings bis zu einer Tiefe von 17 m mit einer Schutzverrohrung ausgestattet, was zu einem für jede Sonde eigenen mittleren Bohrlochdurchmesser führt (Tab. B-2.1). Sie wurden mit Verfüllmaterial der Art HDG Thermo HS verfüllt. Des Weiteren ist an jeder Sonde und im Schwerpunkt des Dreiecks ein Temperaturmesskabel verbaut (vgl. Abschnitt 2.3).

Als Betriebspunkt wurde für einen Volumenstrom von 1,3 m³/h eine Reynoldszahl von $Re \sim 3000$ errechnet. Damit würde sicher eine turbulente Strömung vorliegen, was Grundlage für den effektiven Wärmeaustausch ist. In der Sonde liegt die Strömungsgeschwindigkeit dann theoretisch bei 3,35 m/s.

Tab. B-2.1 Tatsächliche Längen der Sonden.

Sonde	Tatsächliche Länge [m]	Mittlerer Bohrlochdurchmesser [mm]
40 m	37,1	
70 m	67,1	158,6
100 m	96,3	156,6

2.2 Messtechnik

Im Technikum ist die nachfolgend beschriebene Messtechnik verbaut.

Temperaturmesskabel: Jede Sonde ist mit einem Temperaturmesskabel ausgestattet. Zusätzlich befindet sich im Schwerpunkt des gleichseitigen Dreiecks ein weiteres Messkabel. In Abständen von jeweils einem Meter wird so in einem Takt von zwei Minuten für jedes Messkabel ein tiefenaufgelöstes Temperaturprofil aufgenommen.

Temperatursensoren an den Sondenköpfen: Ein grundlegendes Problem stellte die fehlende Isolierung der horizontalen Anbindung des Sondentestfeldes dar. Ohne Isolation der Anbindeleitungen war in Abhängigkeit des ΔT zwischen Wärmeträgerfluid und Einsandung auf der Strecke zwischen den Fluidtemperatur-Sensoren (VL, RL) und dem jeweiligem Sondenkopf je nach Versuchsdurchführung mit Wärmeverlusten oder -gewinnen zu rechnen (numerische Beispielrechnung für mögliche Fehlinterpretation der tatsächlichen Sondenbelastung bei einem TRT in Abb. B-2.2). Zur Lösung des Problems wurden zusätzliche Temperatursensoren an den Sondenköpfen installiert.

Temperatursensoren unter der Grasnarbe: Anhand der aufgezeichneten Untergrundtemperaturen zeigten sich insbesondere in den Sommermonaten auf kleinem Raum Unterschiede bei der Temperaturentwicklung der saisonalen Tiefenzone in Abhängigkeit der jeweiligen Beschattung. Zum besseren Verständnis der Temperaturentwicklung im

oberflächennahen Bereich (nahe GOK) und zur einfacheren Implementierung von Temperaturrandbedingungen an der Oberkante von FEFLOW- oder TRNSYS-Modellen wurden nachträglich zwei Temperaturfühler unter der Grasnarbe des Versuchsareals verlegt. Hierbei soll die Temperaturentwicklung in einem schattigen sowie einem stark sonnenexponierten Bereich erfasst und kontinuierlich aufgezeichnet werden. Die für den verschattet verlegten Sensor aufgezeichneten Messwerte werden jeweils in den TRT-Auswertungen im Anhang mit angegeben.

Volumenstromsensoren: Jeweils im Rücklauf jeder Sonde ist ein Turbinen-Durchflusssensor verbaut. Für die temperaturabhängige Bestimmung der Dichte (vgl. Kap. C) ist in unmittelbarer Nähe ein Temperatursensor PT100 verbaut. So kann für jeden Zeitpunkt der Messung der Massenstrom ermittelt werden.

Drucksensoren: Jeweils vor und nach dem Mischventil sind Drucksensoren verbaut, mit denen der Druckabfall über die komplette Sonde plus Anbindeleitung ermittelt werden kann.

Messsystem: Zur Erfassung und online-Auswertung der Sensorwerte steht ein digitales Messsystem zur Verfügung.

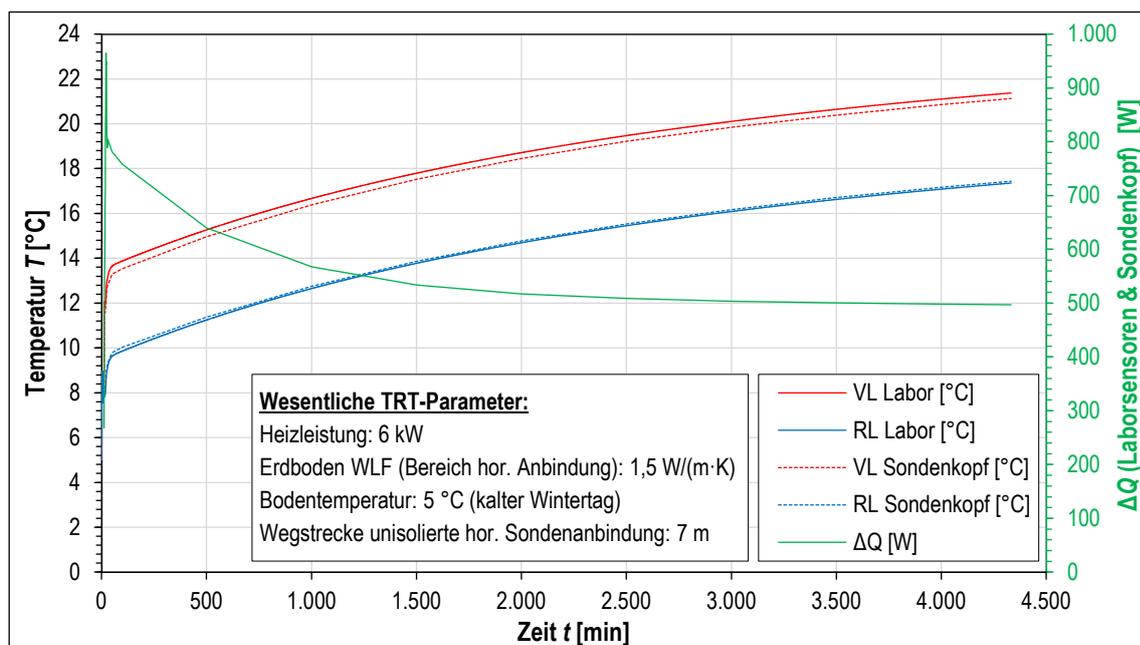


Abb. B-2.2 Numerische Modellrechnung von Leistungsverlusten bei Annahme einer 7 m langen nicht isolierten Anbindeleitung während eines TRT mit einer Heizleistung von 6 kW an Sonde EWS 1.

2.3 Regelung der Sondenleistung

Nach VDI 4640-5:2020-07 ist die Konstanz der Wärmeleistung eine wichtige Voraussetzung für die Güte eines TRTs mit Standardauswertung nach dem Linienquellenmodell. Welche Ansprüche an die Konstanz gestellt werden, wird aber nicht näher spezifiziert. BEIER & SMITH (2003) präzisieren, dass sowohl hochfrequentes Rauschen als auch Variation in größeren Zeitskalen stattfinden können. Zum Rauschen bemerken sie, dass eine Berücksichtigung in der Auswertung zu hohen Rechenzeiten führt. Sie argumentieren, dass

das Rauschen vernachlässigt werden kann, da es nicht in den Temperaturdaten wiedergefunden werden kann. Für Fälle, bei denen über die Versuchszeit eine Variation der Leistung beobachtet werden konnte, schlagen sie Methoden zur Ermittlung einer Ersatztemperaturantwort vor, die bei konstanter Leistungszufuhr zu erhalten gewesen wären.

Im Normalfall wird die in den Untergrund eingespeiste Leistung durch den Betrieb einer elektrischen Heizpatrone erzeugt. In erster Näherung reicht es, die Leistungsaufnahme dieser konstant zu halten und nach Erfahrungswerten an die zu vermessende Sonde anzupassen, sodass sich eine entsprechende Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf einstellt. Für die Ermittlung zuverlässiger Untergrundparameter kommen BADENES et al. (2017) zu dem Ergebnis, dass eine Regelung der Sondenleistung notwendig ist. Sie implementieren einen einfachen PID-Regler um diese Aufgabe zu lösen.

Im hier verwendeten Versuchsstand stellte sich die Situation zu Projektbeginn wie folgt dar. Die in die Sonden einzubringende Leistung wird hier durch die Temperatur im Vorlauf eingestellt. Dazu wird ein Mischventil verwendet, das einen Teil des Rücklaufs mit wärmerem Fluid aus dem Pufferspeicher mischt (Abb. B-2.1). Da sich das Mischventil vom Sondenkopf entfernt befindet (vgl. Abschnitt 2.2), stellen Totzeiten ein wesentliches Problem dar. Erschwerend kommt hinzu, dass der Heizkessel, der die Wärme im Pufferspeicher bereitstellt, aufgrund seiner Dimensionierung im Hysteresebetrieb arbeitet. Dadurch kommt es während des Betriebs wiederholt zu großen Temperaturgradienten im Pufferspeicher, welche auf die Sonden durchschlagen. Die so auftretenden Leistungsspitzen sind für die TRT-Durchführung unzulässig. Aus der Anforderungsanalyse ergibt sich für die geplanten Taktzeitversuche zusätzlich der Bedarf, innerhalb kurzer Zeiträume¹ die Sondenleistung ausregeln zu können.

Aufgrund der großen Totzeiten im System brachte ein einfacher PID-Regler keine zufriedenstellenden Ergebnisse. Daher wurde eine modellbasierte prädiktive Regelung auf Basis eines Smith-Prädiktors erstellt. Als Modell kommt dabei ein einfacher Mischungsansatz zum Einsatz. Auf Basis der Rücklauf- und Speichertemperaturen sowie des Öffnungsgrades des Mischventils wird eine resultierende Mischtemperatur berechnet. Diese statische Berechnung wird um das Zeitverhalten dieser Temperaturänderung bis zu ihrer messtechnischen Registrierung ergänzt. Dafür wurde aus einer Sprungantwort bei repräsentativen Volumenstrom und Systemtemperaturen DITTMAR & PFEIFFER (2004) folgend eine Folge von Sprungantwortkoeffizienten berechnet, welche fest in das Messsystem implementiert wurden.

Mit dieser Methode können auch bei schnellen Zustandsänderungen relativ gute Ausregelzeiten erreicht werden, während das System gleichzeitig dazu geeignet ist, die großen Totzeiten im System auszugleichen. Da die Sprungantworten nur für einen Betriebsfall ermittelt wurden, sinkt die Regelgüte mit davon abweichenden Betriebsparametern. Da es sich bei der Implementierung um eine Regelung der Vorlauftemperatur handelt, muss die in die Sonden einzubringende Leistung gesteuert werden. Zukünftig sollte dieser Teil ebenfalls durch einen Regler ersetzt werden, da z. B. Verlustleistungen auf den Rohrstrecken derzeit durch einen manuellen Offset berücksichtigt werden müssen.

¹ Als kurze Zeiträume werden hier Zeiten in Größenordnung der Umlaufzeit einer Sonde bei gegebenem Volumenstrom verstanden.

2.4 Zur Druckdichtigkeit der verbauten Kugelhähne

Im Rahmen der Instandsetzungsversuche wurden wiederholt Undichtigkeiten an den Kugelhahnarmaturen registriert. War anfangs von herstellerseitigen Mängeln und falschen Betriebsbereichen auszugehen, ist inzwischen klar, dass es eine andere Ursache für die auftretenden Leckagen geben muss. Die Vermutung liegt in der Wiederholung des Defekts nach mehrfachem Wechsel der Armaturen(-hersteller) begründet. Im Folgenden werden die Untersuchungen von sogenannten Totvolumen bei Temperaturänderung und deren Druckauswirkung dargestellt.

Zur hydraulischen Schaltung der erforderlichen Volumenströme werden handelsübliche Kugelhähne DN50/PN25 eingesetzt. Nachdem diese nach der Installation erste Undichtigkeiten aufwiesen, wurden sie nochmals ausgewechselt. Es bestand der Verdacht, dass entweder herstellerseitig oder von Seiten der Betriebsparameter ein Problem vorliegt.

Um dieses zu lösen, wurden die Anforderungen (insb. Glykolbeständigkeit und Temperaturspreizung) nochmals überprüft und Armaturen eines anderen Herstellers ausgewählt. Trotz der Bemühungen können die Leckagen nicht beseitigt werden. Abb. B-2.3 zeigt die Leckagen des Kugelhahns im Einbauzustand: An der Gewindedichtung des Herstellers tritt deutlich sichtbar das grün eingefärbte Wärmeträgermedium aus.

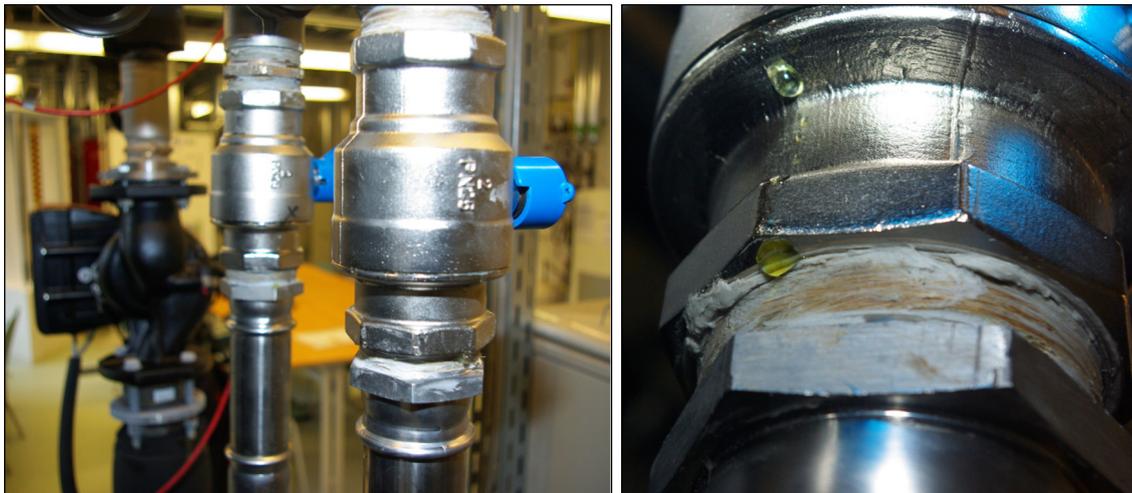


Abb. B-2.3 Kugelhahn im Einbauzustand und Detail Leckage.

Infolge des erneuten Auftretens desselben Fehlers, wurden weitere mögliche Ursachen in die Betrachtung einbezogen. Eine mögliche Begründung für die Undichtigkeiten kann die Wärmedehnung des eingeschlossenen Fluids im Totraum des Kugelhahns sein. Der Totraum entsteht zwischen Kugelwand und Gehäuse durch die Bewegung der Kugel. Die Wärmedehnung entsteht aufgrund von Temperaturänderungen (Abkühlung/Aufheizung). Diese kann verschiedene Gründe haben:

- Abkühlung des eingeschlossenen Fluids:
Umgebung ist kälter, als eingeschlossenes (warmes) Fluid
- Erwärmung des eingeschlossenen Fluids:
Umgebung ist wärmer, als eingeschlossenes (kaltes) Fluid

Im Folgenden soll der Aufbau des Kugelhahns kurz erläutert und veranschaulicht werden. Kugelhähne sind Armaturen mit einer durchbohrten Kugel als Absperrkörper, die den Kugelhahn innerhalb einer 90°-Drehung vollständig schließt. Durch das Schließen wird innerhalb des durchbohrten Kugelvolumens, sowie im Totraum Fluid eingeschlossen. Werden Wärmeströme übertragen, ist das eingeschlossene Fluid durch Wärmeübertragung nach oder von außen einer ständigen Temperaturänderung ausgesetzt. Durch die Temperaturänderung erfolgt eine Änderung der Dichte und (bei konstanter Masse) eine Volumenänderung. Da diese Volumenänderung in einem abgeschlossenen Raum nicht kompensiert werden kann, ergibt sich ein Unter- bzw. Überdruck. Im Falle eines Unterdruckes wird das den Kugelhahn umgebende Fluid (Luft) in den Totraum hineingezogen. Im Falle eines Überdruckes wird das umgebende Fluid aus dem Totraum herausgedrückt. Hierbei entstehen vermutlich sichtbare Leckagen.

Ein starker Druckanstieg bei Temperaturerhöhung konnte im Experiment nachgewiesen werden. Daher ist davon auszugehen, dass bei Abkühlung im Gehäuse ein starker Unterdruck entsteht. Die durch den Unterdruck entstehenden Undichtigkeiten sind schwer nachweisbar, da das den Kugelhahn umgebende Fluid (meist Luft) in die Kugel gezogen wird. Die Volumenänderung ΔV des Wärmeträgermediums lässt sich nach Gleichung B.1 berechnen.

$$\Delta V = \gamma_A \cdot \Delta T \cdot V \quad (\text{B.1})$$

Dabei ist V das eingeschlossene Fluidvolumen, ΔT dessen Temperaturänderung zwischen Anfangs- und Endzustand und γ_A der Ausdehnungskoeffizient, ein Kennwert, der das Verhalten eines Stoffes bezüglich Veränderungen seiner Abmessungen bei Temperaturveränderungen beschreibt. Dieser ist temperaturabhängig und beträgt für 40 Vol.-% Glykol $\gamma_A(\text{Glykol}, 60^\circ\text{C}) = 0,00062 \text{ 1/K}$. Für Wasser beträgt der Ausdehnungskoeffizient $\gamma_A(\text{Wasser}) = 0,00021 \text{ 1/K}$. Aufgrund des rund dreifach größeren Koeffizienten ist bei gleichem Versuchsaufbau mit Glykol ein dreifach höherer Druck zu erwarten.

Im normalen Betriebszustand ist bei geöffnetem Kugelhahn das Totraumvolumen sehr klein, sodass die Undichtigkeiten ggf. unbemerkt bleiben. Deutlich wird das Phänomen, wenn die Kugelhähne bei einer Temperaturdifferenz geschlossen werden: Hierbei ist das eingeschlossene Volumen sehr viel größer, weshalb auch die resultierenden Undichtigkeiten (bei Überdruck) deutlich sichtbar werden. Die Undichtigkeiten entstehen an der Stelle geringster Druckfestigkeit. Typische Schwachstellen sind dabei:

- Kugeldichtungen
- Spindeldichtung
- Gehäuseverbindung

Es ist herstellerseitig darauf zu achten, dass die Schwachstelle nicht die Sicherheit der bedienenden Personen sowie der Anlage gefährden. Ein Versagen der Dichtungen im Gehäuseinneren muss also beispielsweise vor der Zerstörung des Gehäuses eintreten. Einige Hersteller von Armaturen empfehlen bei hohen, sowie stark schwankenden Medientemperaturen die Verwendung von Kugelhähnen mit Druckausgleichsbohrung. Deren Einsatz ist im vorliegenden Fall unbedingt erforderlich. Zur Vermeidung von Undichtigkeiten sollten Kugelhähne mit Druckausgleichsbohrung standardmäßig eingesetzt

werden, da im Normalfall zwischen Medium und Umgebung Temperaturdifferenzen herrschen. Insbesondere, wenn geschlossene Kugelhähne größeren Temperaturänderungen oder gar Dampfbildung ausgesetzt sind, ist der Einsatz von Kugelhähnen mit Ausgleichbohrung aus sicherheitstechnischer Sicht unerlässlich.

2.5 Konformität der Versuchsanlage nach VDI 4640

In Tab. B-2.2 sind die Anforderungen an TRT nach VDI 4640-5:2020-07 zusammengestellt.

Tab. B-2.2 Anforderungen an TRT nach VDI 4640-5:2020-07.

Anforderung nach VDI 4640-5:2016-08	Ist	Kommentar
„Hierfür werden Temperaturfühler in jedes Rohr direkt eintauchend in den Fluidkreis eingebaut. Um äußere thermische Einflüsse auf die Temperaturmessung zu minimieren, sind die Sensoren unmittelbar am Sondenkopf zu platzieren. Tauchhülsen dürfen – wegen der großen Unsicherheit der thermischen Ankopplung – nicht eingesetzt werden. “	Nur Sensoren im Labor	Ausgeführt als Anlegefühler
„Um den Einfluss des Wärmeaustauschs mit der Umgebung zu minimieren, ist eine gute und fachgerechte Wärmedämmung des TRT-Geräts und der Verbindungsrohre zur Erdwärmesonde unabdingbar. Insbesondere ist auf gute Dämmung der Temperaturmessstellen am Sondenkopf zu achten. Verbindungsleitungen müssen so kurz wie möglich gehalten werden.“	Die Anschlussleitungen zum Gebäude sind nicht gedämmt.	Um eine Verbesserung der Situation zu erreichen wurden nachträglich Anlegefühler am Sondenkopf verbaut. Somit spielen unisolierte Rohrleitungen als Quelle nicht erfassten Wärmetransports keine Rolle mehr.
„Die Messung der Umgebungstemperatur ist unbedingt erforderlich, um eventuelle Störungen durch Umgebungseinflüsse identifizieren zu können.“	Die Umgebungstemperatur wird nicht erfasst.	In unmittelbarer Nähe zu den EWS wurden nachträglich Sensoren in Oberflächennähe verbaut.
„Die Temperatur- und Durchflussmessung muss kontinuierlich erfolgen, mit einem Zeitintervall der Aufzeichnung von maximal einer Minute.“	Die Messeinrichtung ist dafür geeignet.	
„Die Durchflussmenge und damit die Strömungsgeschwindigkeit im Sondenrohr sollte so gewählt werden, dass turbulente Strömung (Reynoldszahl $Re > 3.000$) herrscht. Diese muss während des gesamten Tests konstant gehalten werden“	Dies kann für alle Versuche sichergestellt werden.	
„Gleichzeitig muss auf eine ausreichende Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf der Sonde ($\Delta T \sim 5 \text{ K}$, aber zwingend $\Delta T > 3 \text{ K}$) geachtet werden, um eine hinreichende Messgenauigkeit zu erreichen.“	Z. T. musste der Volumenstrom über das später beim Betrieb nötige Maß angehoben werden, um die Temperaturspreizung einzuhalten.	
„Um mit der Gesamtmessgenauigkeit im einstelligen Prozentbereich zu bleiben, muss die Genauigkeit der Temperaturdifferenzmessung im Bereich $\pm 0,01 \text{ K}$ bis $\pm 0,05 \text{ K}$ liegen. Um dies zu erreichen, sollen die Pt100-Fühler ausgesucht und gegeneinander kalibriert sein.“	Die Messeinrichtung erfüllt diese Voraussetzung.	
„Unter Beachtung der Gesamtgenauigkeit sollen deshalb MID- und Ultraschall-Durchflussmesser eingesetzt werden.“	Es ist ein Flügelradanemometer verbaut.	Z.T. wurde mit höherem Volumenstrom durchströmt, um im Betriebsbereich des Sensors zu bleiben
„Dabei ist für die Dichte die Temperatur am Messort des Volumenstroms heranzuziehen, für die spezifische Wärmekapazität [...] der jeweilige Wert bei Eintritts- und Austrittstemperatur. Alternativ ist der arithmetische Mittelwert oder, noch besser, der integrale Mittelwert der spezifischen Wärmekapazität zwischen beiden Temperaturen zu verwenden.“	Die Messsensoren sind vorhanden.	Um das Vertrauen in die Stoffwerte für die spezifische Wärmekapazität zu erhöhen, wurden a) die Stoffwerte des Fluids bestimmt und b) der integrale Mittelwert im Messsystem implementiert.

3 Theoretische Grundlagen

3.1 Erdwärmesonden – Literaturanalyse zum Stand von Wissenschaft und Forschung

3.1.1 Einleitung

Vor der Forderung steigender Energieeffizienz, verbunden mit der zunehmenden Heterogenität der Energieträger, sind Innovationen im Energiebereich wichtiger denn je. Die nachhaltige Bereitstellung von Elektroenergie konnte im Bewusstsein von Politik und Wirtschaft bereits erfolgreich etabliert werden. Dieser Trend lässt sich bei der Wärmebereitstellung bisher lediglich erahnen, stellen doch erdgasbetriebene Heizungsanlagen nach wie vor den Stand der Technik dar. Ein sparsamer und effizienter Umgang ist nur ein kleiner Ansatz vor der Herausforderung, eine stabile Bereitstellung bei steigenden Komfortansprüchen zu gewährleisten. In diesem Zusammenhang setzt die Nutzung des Erdwärmepotenzials ein deutliches Zeichen. Beim Vergleich der installierten Leistung in der Erdwärmennutzung zwischen 2007 und 2013, hat sich diese von 60 auf 130 MW mehr als verdoppelt (HOFMANN 2014). Die Nutzung oberflächennaher Geothermie mittels Erdwärmesonden stellt bei der Gebäudeenergieversorgung eine effiziente Alternative zu konventionellen Heiz- und Kühlanwendungen dar. Hierbei steht der schonende Umgang mit den natürlichen Ressourcen im Vordergrund, wobei gleichzeitig dem steigenden Komfortanspruch Rechnung getragen werden kann, denn ihr Leistungsvermögen kann diese Technologie vor allem im kombinierten Heiz- und Kühlbetrieb entfalten.

Als „Oberflächennahe Geothermie“ bezeichnet man die Nutzung der Erdwärme bis zu einer Tiefe von 400 m. Die darunterliegenden Bereiche werden der „Tiefen Geothermie“ zugeordnet (KUMMER et al. 2013). Die Potenziale tiefer geothermischer Ressourcen werden durch Bohrungen erschlossen und nach QUASCHNING (2011) in folgende drei Gruppen unterschieden:

- Heißwasser-Aquifere,
- Störungszonen und
- Heiße, trockene Gesteine (Gneis / Granit).

Während Heißwasser-Aquifere² aufgrund eines hohen Risikos und großer Bohrkosten relativ selten umgesetzt werden, bieten heiße Tiefengesteine (Hot Dry Rock, 3.000-5.000 m Tiefe) die mit Abstand größten Potenziale. Nach der Schaffung unterirdischer Hohlräume wird hierbei kaltes Wasser injiziert und nach Erwärmung wieder zur Erdoberfläche gefördert. Die anstehenden Temperaturen eignen sich sowohl für die direkte Deckung eines Heizbedarfs, als auch für die Nutzung in geothermischen Kraftwerken. Während in Heizwerken ausschließlich Heizwärme zur Verfügung steht, wird bei der geothermischen Stromerzeugung ein Kraftwerksprozess zur Elektroenergieerzeugung genutzt. Die Kraftwerksprozesse unterscheiden sich aufgrund der niedrigen anstehenden Temperaturen deutlich von den konventionellen Dampfkraftprozessen. Folgende Konzepte werden häufig umgesetzt:

² Aquifer (lat. *aquifer* „wassertragend“ aus *aqua* „Wasser“ und *ferre* „tragen“) Grundwasserleiter

- Direktdampfnutzung,
- Flash-Kraftwerke,
- ORC-Kraftwerke,
- Kalina-Kraftwerke.

Details zum Aufbau, sowie zur Funktionsweise der Prozesse finden sich in der Studie zu Elektroenergieerzeugung aus Niedertemperaturwärme in STÖCKMANN (2017), sowie QUASCHNING (2011) und BVG (2017).

Technologien der oberflächennahen Geothermie: Während in 5.000 m Tiefe bereits rund 150 °C herrschen (Standort: Deutschland gemittelt, geothermischer Gradient: 3 K/ 100 m), die direkt zur Bereitstellung von Wärme- oder elektrischer Energie genutzt werden können, sind die nutzbaren Temperaturen an der Erdoberfläche relativ niedrig. In 100 m Tiefe herrschen lediglich Temperaturen im Bereich von 7-12 °C. Dennoch lassen sich diese Temperaturpotenziale indirekt zur Bereitstellung von Heizwärme nutzen, wenngleich hierfür im Normalfall neben dem Wärmeentzugssystem ein sekundäres System zur Wärmebereitstellung verwendet wird. Diese, als „Wärmepumpen“ bezeichneten Systeme, dienen der Gebäudeheizung und/oder der Warmwasserbereitung. Für die primärseitigen Wärmeübertragungssysteme im Erdboden wurde eine Vielzahl technischer Lösungen entwickelt, deren Funktion im Folgenden überblicksweise dargestellt werden soll:

- Grundwasserwärmepumpen
- Erdwärmekollektoren
- GRD-Verfahren
- Erdberührte Betonbauteile, Energiepfähle
- Erdwärmesonden

Grundwasserwärmepumpen zeichnen sich durch mindestens zwei notwendige Bohrungen aus: Aus dem Förderbrunnen wird Grundwasser entnommen und an der Erdoberfläche thermisch genutzt. Im Anschluss wird das Wasser über die zweite Bohrung, den Schluckbrunnen, wieder in den Untergrund geleitet. Damit stellt die Grundwasserwärmepumpe ein offenes System dar. Je nach Leistung der Anlage können mehrere Brunnen zur Deckung des Energiebedarfs notwendig sein. Aufgrund der Fremd- und Inhaltsstoffe des Grundwassers, bedürfen Grundwasserwärmepumpen einer gewissen Pflege, um bspw. Verschmutzungen der Filtereinrichtung vorzubeugen. Insbesondere in größeren Leistungsbereichen (ab 35 kW) lassen sich Wärmeentzugssysteme mit Grundwassernutzung wirtschaftlich sinnvoll darstellen. Dann können jedoch vergleichsweise hohe Wärmeleistungen entnommen werden, da die Wärmekapazität des Wassers sehr groß ist (4,19 kJ/(kg·K)). Entsprechend eignen sich diese Systeme zur Versorgung von Mehrfamilienhaus oder ganzen Wohngebieten (QUASCHNING 2011).

Erdwärmekollektoren werden im Gegensatz zu allen anderen Erdwärmeübertragern horizontal in 80-160 cm Tiefe verlegt. Damit entfallen etwaige Bohrarbeiten. Spiralkollektoren bilden eine Variante der Erdwärmekollektoren und benötigen weniger Aushubarbeiten. Aufgrund der geringen Verlegetiefe sind Erdwärmekollektoren deutlich den Schwankungen der Außentemperaturen ausgesetzt. Feuchte Untergründe schwächen diesen Effekt aufgrund der größeren Speicherfähigkeit etwas ab.

Das *GRD-Bohrverfahren* (Geothermal Radial Drilling) bezeichnet das radiale Einbringen von Erdwärmesonden. Hierbei wird von einem zentralen Schacht aus strahlenförmig in verschiedene Richtungen gebohrt. Bei Neigungen zwischen 35 und 65 °, werden Tiefen von 30 bis 40 m erreicht. Die Bohrungen können in ihren Dimensionen (Länge, Lage und Neigung) den Gegebenheiten vor Ort angepasst werden. Auch eine Installation der Sonden unter Gebäuden ist möglich. Dabei bleibt der Zentralschacht zugänglich, um Service und Wartung, sowie die Installation weiterer Erdwärmesonden zu ermöglichen.

Als „*Energiepfähle*“ werden Betonbauteile bezeichnet, die neben ihrer tragenden Funktion zusätzlich das Heiz- und Kühlsystem des zukünftigen Gebäudes beinhalten. Hierfür werden bei der Errichtung des Gebäudes Wärmeübertragerrohre in den Beton eingebracht, weshalb auch von „thermischer Bauteilaktivierung“ gesprochen wird. Da hierfür ausschließlich Bauteile genutzt werden, die aus statischen Gründen sowieso erforderlich sind, ist der Mehraufwand relativ gering, da weder zusätzliche Bohr- noch Aushubarbeiten anfallen.

Erdwärmesonden bilden in Mittel- und Nordeuropa den am häufigsten verbauten Anlagentyp. In senkrechten Bohrungen werden Erdwärmesonden in Tiefen von typischerweise 50 bis 160 m ins Erdreich eingebracht. In den meisten Fällen werden Doppel-U-Rohre aus vernetztem Kunststoff eingesetzt, sodass sich je Sonde zwei Vor- und Rückläufe ergeben. In jedes Bohrloch wird nur eine Sonde eingebracht. Die mit einer Wärmeträgerflüssigkeit (i. A. Wasser-Frostschutzmittel-Gemisch, auch als „Sole“ bezeichnet) gefüllten Sonden fördern in einem geschlossenen System Wärme aus dem Erdreich an die Oberfläche und übergeben sie dort an die Wärmepumpe. Neben den klassischen Sole-Wärmepumpen gibt es auch Systeme, die auf der Direktverdampfung des Wärmeträgermediums basieren. Dabei werden im Erdreich Kupferrohre verlegt, in denen das flüssige Kältemittel direkt in die Erde strömt und dort verdampft. Bei diesem System entfallen beide Wärmetauscher, sowie die Soleumwälzpumpe, wodurch eine bessere Energieumsetzung erreicht wird. Die Störanfälligkeit des erdseitigen Kältekreislaufes hat jedoch die Verwendung dieses Systems weitgehend Technik vom Markt verdrängt. Die Einsatzgebiete von Erdwärmesonden sind vielfältig und decken unterschiedliche Leistungsbe- reiche ab, wobei die Leistung durch folgende Faktoren maßgeblich bestimmt wird:

- Massestrom in der Sonde,
- Geothermischer Gradient und daraus resultierende treibende Temperaturdifferenz,
- Strömungsform (laminar / turbulent),
- Anzahl und Anordnung der Sonden,
- Wärmekapazität des Wärmeträgerfluids,
- Bohrtiefe und Bodenbeschaffenheit.

Das Einsatzgebiet von Erdwärmesonden deckt die Beheizung kleiner Wohngebäude, bis hin zu Systemen zur Versorgung von Büro- und Gewerbebauten, sowie Wohnanlagen ab. Auch Großwärmepumpen für die Industrie sind bereits erfolgreich in Betrieb genommen worden. Sollen mit einer Erdwärmesondenanlage große Leistungen übertragen werden, werden mehrere Bohrungen abgeteuft. Hierbei ergeben sich verschiedene hydraulische Schaltungsvarianten (Reihen-, Parallel-, Mischschaltung) sowie verschiedene Anordnungen der Sonden im Sondenfeld (rechteckig, kreisförmig, etc.). Die durchschnittliche Wärmeentzugsleistung ergibt sich aus dem thermodynamischen Gleichgewicht zwischen der

Regeneration des Erdbodens einerseits und der abgeführten Wärmemenge durch die Sonden andererseits. Um zu vermeiden, dass das umliegende Erdreich auf Dauer auskühlt (und damit die Anlageneffizienz sinkt), ist darauf zu achten, dass die Wärmeentzugsleistung immer kleiner ist, als die natürliche Regeneration. Eine Besonderheit bilden dabei Systeme, die die Speicherfähigkeit des Erdreiches, bzw. allgemein des umliegenden Speichermediums, zum wechselseitigen Ausgleich von Wärme- und Kältelasten verwenden. Hierbei wird der Entzug von Wärme aus dem Speichermedium durch die aktive Zufuhr überschüssiger Wärmepotenziale kompensiert. Die Nutzung von Erdwärmesonden zur Speicherung thermischer Energie wird in der Forschung detailliert untersucht. Im Folgenden sollen diese Systeme mit ihrem aktuellen Entwicklungsstand vorgestellt werden.

3.1.2 Anwendungsgebiete für Erdwärmesonden

Erdwärmespeicher: Als Erdwärmespeicher (auch: Untergrund-Wärmespeicher, engl. Underground Thermal Energy Storage, UTES nach SCHMIDT & MÜLLER-STEINHAGEN (2005)) werden thermische Speichersysteme bezeichnet, die entweder das Erdreich selbst oder einen in das Erdreich eingelassenen Behälter als Speichermedium nutzen. Die Be- und Entladung der Speicher erfolgt über Erdwärmesonden, die das Wärmeübertragungssystem darstellen. Als Wärmeträgermedium kommt ein frostsicheres Wasser-Glykol-Gemisch zum Einsatz. Von einer Wärmespeicherung wird gesprochen, wenn der Eintrag der Erdsonden abzüglich deren Verluste größer ist, als die Entnahme durch die Wärmepumpe (ERB 2016). Der Zeitfaktor bestimmt die Bezeichnung der Speichertechnologien: Es werden saisonale Speicher (Langzeitspeicher) und Kurzzeitspeicher unterschieden. Die komplementäre Bezeichnung der Kurzzeitspeicher als „diurnale Speicher“ ist nicht verbreitet, wäre jedoch wünschenswert. Die diurnale Wärmespeicherung erfolgt in den weitaus meisten Fällen mit Wasser als Speichermedium (NUßICKER-LUX 2010). Erdwärmespeicher eignen sich für lange Speicherzeiten und große Wärmemengen, weshalb sich folgende Ausführungen ausschließlich auf die Betrachtung von Langzeitwärmespeichern beziehen. Hierbei kommen als Speichermedien in erster Linie Flüssigkeiten (Wasser) oder Feststoffe (Erdreich, Kies) zur Speicherung sensibler Wärme infrage.

Prinzip des geothermischen Erdsonden-Wärmespeichers: Bei der oberflächennahen Nutzung der Geothermie durch Erdsonden erfolgt die Wärmeübertragung meist über vertikale U-Rohr-Sonden, die mit einem speziellen Fertigmörtel an das umgebende Erdreich thermisch angebunden sind. Das Erdreich selbst stellt dabei das Speichermedium dar. Hierbei werden mehrere Sonden in einem Abstand von 2 bis 5 m in das Erdreich eingebracht, um das Speichervolumen zu erschließen. Der geringe Abstand sorgt für eine gegenseitige thermische Beeinflussung der Sonden, die für die Effizienz des Speichers wichtig ist. Dadurch steht im Zentrum ein hoher Exergieanteil zur Verfügung. Von einem Wärmespeicher wird gesprochen, wenn sensible Wärme über längere Zeiträume im Erdreich gespeichert wird. Vorteil dieser Technologie ist die kostengünstige Erschließung großer Volumina und der damit verbundenen großen Speicherkapazitäten (SCHMIDT & MÜLLER-STEINHAGEN 2005). Der mit Erdsonden-Wärmespeichern zu erreichende Speichernutzungsgrad η_{sp} wird in MANGOLD et al. (2001) mit 50 bis 60 % für Volumina $< 30.000 \text{ m}^3$ und mit 80 bis 90 % für Volumina $> 150.000 \text{ m}^3$ angegeben. Diese Werte

sind jedoch stark abhängig vom Temperaturniveau des Speicherbetriebs und werden erst nach einigen Betriebsjahren erreicht.

Weiterhin bieten Erdwärmespeicher die Möglichkeit das Speichervolumen entsprechend den Anforderungen zu dimensionieren. Die VDI 4640-5:2020-07 stellt dazu fest, dass die Sonden in einer möglichst kompakten Geometrie zueinander angeordnet werden sollten. Dabei ist zur Vermeidung thermischer Verluste durch die Deckflächen des Speichers darauf zu achten, dass das Verhältnis von Oberfläche zu Speichervolumen möglichst klein ist (ideal wäre ein Zylinder). Weiterhin wird empfohlen, die Deckfläche zu dämmen. In Anbetracht der in jüngerer Zeit umgesetzten Projekte ist festzustellen, dass anstelle einer Oberflächendämmung häufig zuerst der Erdwärmespeicher gebaut wird und direkt im Anschluss darauf Wohngebäude auf der „Deckfläche“ des Speichers errichtet werden. Thermische Speicherverluste können so direkt im Gebäude für Heizzwecke genutzt werden. Zudem wurden zahlreiche Projekte umgesetzt, bei denen Erdwärmesondenfelder mittlerer Größe nicht im reinen Speicherbetrieb, sondern zeitlich versetzt als Wärmequelle und Wärmesenke für den kombinierten Heiz- und Kühlbetrieb von Gebäudekomplexen eingesetzt werden. Hierbei lässt sich festhalten, dass für eine effiziente Speicherung eine schlechte Wärmeleitung des Erdreichs vorteilhaft ist. Demgegenüber sind für Heiz- und Kühlzwecke gute Wärmeübertragungseigenschaften des Erdreiches notwendig. Die gleichzeitige Umsetzung beider Betriebskonzepte sorgt daher zwangsläufig für Effizienz- einbußen des Gesamtsystems. Die konträre Anordnung der Sonden in den genannten Betriebsfällen (Speicherung gegenüber Wärmeübertragung) ist eine bisher nur unzureichend diskutierte Optimierungsfrage in der Wissenschaft.

Nachteilig für die Dimensionierung wirkt sich zudem die Unsicherheit bei der Kenntnis der (hydro-)geologischen Verhältnisse des Untergrundes aus. Die Abhängigkeit der für die thermodynamische Auslegung wichtigen Stoffwerte, wie Wärmeleitfähigkeit und -kapazität vom Schichtenprofil, den Grundwasserverhältnissen etc. stellt eine bisher nur unzureichend behandelte Fragestellung in Forschung und Entwicklung dar. Einen theoretischen Ansatz zur Lösung bietet die rechnergestützte Simulation der Wärmeübertragungsvorgänge. Ein praktischer Ansatz findet sich im Anlegen einer Probebohrung und der anschließenden experimentellen Vermessung der einzelnen geologischen Schichten. Beide Verfahren werden zunehmend miteinander gekoppelt, sodass genauere Vorhersagemodelle in Bezug auf die geologischen Verhältnisse entstehen. Eine diesbezügliche Erweiterung des Vorhersagemodells stellt einen Schwerpunkt eines Forschungsprojektes an der Hochschule Zittau/Görlitz (HSZG) dar. Mit der Untersuchung des Einflusses von Wetterdaten auf die Eigenschaften der oberflächennahen Schicht können beispielsweise Randbedingungen der Erdbodensimulation angepasst und präzisiert werden. Auch eine Kopplung zwischen thermischer Gebäudesimulation und der Simulation des Erdbodens ist eine bisher ungelöste Herausforderung, mit der sich aktuelle Projekte in der Forschung beschäftigen. Um dieser Planungsunsicherheit zu entgehen, werden seit den 1990er Jahren (MANGOLD et al. 2001; NUBICKER-LUX 2010) Langzeit-Wärmespeicher entwickelt und erprobt, die anstelle der direkten Nutzung des Erdreiches einen großen, mit einem Wärmeträger gefüllten, Behälter als Wärmequelle nutzen. Diese Systeme werden als saisonale Langzeitwärmespeicher bezeichnet.

Saisonale Langzeitwärmespeicher (LZWS): Hauptgrund für die Entwicklung von LZWS ist die zeitliche Verschiebung von Solarstrahlungsangebot und Heizwärmebedarf. Große Solaranlagen dienen neben der Trinkwassererwärmung vorrangig der Bereitstellung von Raumheizwärme. Um diese im Winter zur Verfügung zu stellen, sind saisonale Speichersysteme erforderlich. Dafür bieten sich große Behälter an, die sowohl oberirdisch, halb-oberirdisch oder vollständig unterirdisch gebaut werden. Die Behälter sind in ihrer Ausführung variabel zu dimensionieren. Als Wärmeträgermedium kommt ein Fluid oder Fluidgemisch zum Einsatz. Hierbei eignet sich Wasser aufgrund seiner hohen spezifischen Wärmekapazität und guten Verfügbarkeit besonders gut. Auch die Dynamik des Be- und Entladeverhaltens, sowie die sich einstellende Temperaturschichtung erweisen sich als Vorteil. Neben reinem Wasser werden auch Wasser-Kies-Gemische als Wärmeträgermedium eingesetzt (MANGOLD et al. 2001; SCHMIDT & MÜLLER-STEINHAGEN 2005; NUßICKER-LUX 2010). Dies erfolgt insbesondere dann, wenn der Speicher statisch belastbar sein soll (OCHS 2013). Nachteilig erweist sich die geringere spezifische Wärmespeicherkapazität sowie die ausschließlich indirekte Beladung.

Insgesamt erlaubt die Befüllung des Speichers mit einem exakt bekannten Fluid eine Auslegung mit (im Vorfeld) bekannten Stoffeigenschaften. Nachteilig wirken sich bei Langzeitwärmespeichern die hohen Investkosten aus. Die Größe bereits realisierter Behälter reicht von 100 bis 10.000 m³ (OCHS et al. 2015). Eine direkte Definition, ab welchen Volumina (oder Deckungsgraden) von einem saisonalen Wärmespeicher zu sprechen ist, gibt es nicht. Da der Zeitfaktor das wesentliche Kriterium für die Bezeichnung als saisonalen LZWS darstellt, wäre es wünschenswert, die Bezeichnung anhand des Deckungsgrades (von beispielsweise 50 %) zu definieren. Zur Erzielung solcher hohen solaren Deckungsanteile muss Wärme im Sommer gesammelt und bis zur Heizperiode im Winter gespeichert werden. Die dafür notwendigen Wärmekapazitäten bedingen die große Trägheit der Speichersysteme.

Bereits seit den 1990er Jahren befinden sich diese Speichersysteme zumeist in Kombination mit solar unterstützten Nahwärmesystemen (SuN) in der Umsetzung (MANGOLD et al. 2001). Während einzelne Erdwärmesonden meist als Wärmequelle oder -senke betrieben werden, wird bei der Speicherung ein möglichst adiabates System angestrebt. Entsprechend werden die Sonden kompakt in den Speicher eingebracht. Dazu bemerken OCHS et al. (2015), dass „*bei der Mehrzahl der bisher ausgeführten Pilotanlagen zur solar unterstützten Nahwärmeversorgung mit vergrabenen Langzeit-Wärmespeichern die Wärmeverluste höher sind, als bei der Planung berechnet*“ wurde. Aufgrund dessen befinden sich Dämmungen und deren Eigenschaften im Fokus der aktuellen Forschung und Entwicklung. Insbesondere schüttfähige Dämmstoffe, wie Schaumglasschotter oder Blähglasgranulat (Wärmeleitfähigkeit $\lambda(10^\circ\text{C}) = 0,06 - 0,12 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, 50 – 80 €/m²) bilden aufgrund des geringen finanziellen Aufwands bei der Herstellung und Einbringung einen Schwerpunkt der Untersuchungen (MARX et al. 2012; OCHS 2013).

Da die Suche nach Energiespeichern ein Kernproblem der Energiewende darstellt, lohnt sich ein Blick auf alternative Speicherkonzepte. Dabei stellt besonders die Ausnutzung der Phasenwechselenthalpie einen Schwerpunkt in der aktuellen Forschung und Entwicklung dar (RASCHPER 2016). Auch für die Langzeitspeicher ist die Nutzung latenter Wärme und ein damit verbundenes Vereisen des Speichers in der Entwicklung. Hierbei

wird das Speichermedium im Speicherbehälter im Sommer durch regenerative Energiequellen auf ca. 10-15 °C erwärmt, im Winterbetrieb entzieht die Wärmepumpe dem Speicher die Energie mit einem Wasser-Glykol-Gemisch (Siedepunkt -51 °C). Dies führt zu einem kontrollierten Einfrieren von innen nach außen am Entzugswärmetauscher (RASCHPER 2016). Der Hauptvorteil der Ausnutzung der Phasenwechselenthalpie ist die weitgehend gleichbleibende Temperatur, trotz der Umsetzung großer Energiemengen. Damit bieten Phasenwechselspeicher eine Möglichkeit der verlustarmen und effizienten Langzeitspeicherung von Wärme. Bisher wurden nur wenige Projekte realisiert, sodass Praxiserfahrungen rund um die Speichertechnologie fehlen. Einen umfangreichen wissenschaftlichen Beitrag zur Entwicklung von Eisspeichern liefert seit 2007 das Institut für Luft- und Kältetechnik in Dresden (ALBRING 2009): Der dort erforschte Einsatz pumpfähiger Latentwärmeträger (sogenannte „Slurries“) in Langzeit-Wärmespeichern ist eine wünschenswerte Herausforderung für die weitere Entwicklung. Hierbei kann vermieden werden, dass die bei Speicherentladung wachsende feste Schicht um die Wärmeübertragerrohre dämmende Eigenschaften aufweist. Derzeit bietet die Firma Viessmann lediglich ein Eisspeichersystem an, welches jedoch ausschließlich für die Gebäudeenergieversorgung im Bereich von Einfamilienhäusern geeignet ist.

Gebäudeenergieversorgung: In der Gebäudeenergieversorgung nehmen Wärmepumpen in Bezug auf die Heizenergieversorgung eine bedeutende Rolle ein. Der BUNDESVERBAND WÄRMEPUMPEN (2018) gibt an, dass insgesamt 800.000 Heizungswärmepumpen in Deutschland Heizwärme aus vorwiegend regenerativen Energien liefern. Obwohl zurzeit Luftwärmepumpen den Markt dominieren (Marktanteil 2017: 71 %), nimmt der Absatz von erdgekoppelten Systemen beständig zu. Hierbei kommen in erster Linie sole- und grundwassergekoppelte Systeme zum Einsatz. Damit stellt die Anwendung von Erdwärmesonden im Bereich der Wärmeversorgungstechnik ein weiteres wichtiges Einsatzgebiet dar.

Die EnEV hat sich „*die Einsparung von Energie in Gebäuden*“ zum Ziel gesetzt, um „*die energiepolitischen Ziele der Bundesregierung, insbesondere (bis 2050) einen nahezu klimaneutralen Gebäudebestand zu erreichen*“ (EnEV 2013). Ziel des EEWärmeG ist es, „*im Interesse des Klimaschutzes, der Schonung fossiler Ressourcen und der Minderung der Abhängigkeit von Energieimporten, eine nachhaltige Entwicklung der Energieversorgung zu ermöglichen*“. In §5 Abs. 4 des EEWärmeG heißt es, dass bei Neubauten „*bei Nutzung von Geothermie und Umweltwärme [...] die Pflicht nach anteiliger Nutzung erneuerbarer Energien erfüllt wird, wenn der Wärme- und Kälteenergiebedarf zu mindestens 50 % aus den Anlagen zur Nutzung dieser Energien gedeckt wird*“ (EEWärmeG 2014). Vor dieser Forderung, verbunden mit der Förderung des Bundesamts für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle (BAFA), haben die Wärmepumpen mittlerweile einen Ruf als wartungsarme und energieeffiziente Energiequelle erlangt. Insbesondere die Kombination mit Gasbrennwertkesseln verbindet die Vorteile beider Technologien in einem bivalenten Heizsystem. Es steht jedoch nicht ausschließlich die Wärmeversorgung im Vordergrund. Auch die geothermische Stromerzeugung, die direkte Nutzung von Thermalwässern in der therapeutischen Anwendung, sowie die Gebäudekühlung sind Bestandteil aktueller (Forschungs-) Projekte. Die Dimensionierung (Anzahl, Anordnung, Länge) der EWS ist stark vom späteren Betriebsfall und den lokalen Gegebenheiten abhängig, wobei sich die geothermische Entzugsleistung in einem Schwankungsbereich von bis zu 100 % bewegen kann.

Ungenügende Qualität bei Planung und Errichtung erdgekoppelter Wärmequellenanlagen haben der Technologie in den letzten Jahren einen Ruf als kostenintensives Heizmedium eingebracht. Um aus diesen Fehlern zu lernen, setzt die Branche derzeit auf eine Erhöhung der Qualitätsstandards, sowie eine sichere Umsetzung in der Praxis. Hieraus resultieren unter anderem die aktuellen Aufgaben für Forschung (BVG 2017). Für eine korrekte Funktion der Erdsondenanlage ist die Entwicklung von Optimierungsverfahren zur Positionierung und Verteilung von an den entsprechenden Untergrund angepassten Sondenfeldern von essentieller Bedeutung. Dies könnte beispielsweise durch die Bereitstellung öffentlich zugänglicher Untergrundinformationen ermöglicht werden.

Weiterhin sollten die Hauptkostenfaktoren verringert werden. Hierbei ist eine Kostensenkung durch Verbesserung der Bohrverfahren denkbar. Die Entwicklung von Technologien, die schneller, kostengünstiger und speziell auf die Bedürfnisse der Geothermie abgestimmt sind, steht hierbei im Fokus. Neben den Maßnahmen zur Kostenreduktion, bildet die Effizienzsteigerung ein dauerhaftes Forschungsgebiet. BVG (2017) sieht eine Steigerung der Effizienz vorrangig auch in der Weiterentwicklung von

- Kompressoren (z. B. Drehzahlregelung),
- anderer WP-Konzepte (Gaswärmepumpe),
- alternativer Wärmeentzugsmittel,
- bei der Optimierung der verbauten Komponenten sowie
- bei der Einbindung in smarte und intelligente Netze.

Weiterhin begleitet die Forschung Anlagen und Projekte, die eine Kombination mit PV-Anlagen zur CO₂-neutralen Bereitstellung von Heizwärme und die Einbindung von Wärmepumpensystemen in „*smarte und intelligente Netze/Systeme*“ zum Ziel haben (z. B. Projekt „WPsmart im Bestand: Wärmepumpenfeldtest – Fokus Bestandsgebäude und smarter Betrieb“ am Fraunhofer-Institut für Solare Energiesysteme ISE). Damit kann eine weitere Dekarbonisierung des Wärmemarktes erfolgen.

Neben den angesprochenen Verbesserungen beim Betrieb von erdgekoppelten Heizungswärmepumpen in Wohngebäuden, ist auch die Erweiterung der Einsatzfelder ein Anliegen der aktuellen Entwicklung. So liegt ein großes Erweiterungspotenzial in der Wärmeversorgung von Bestandsbauten mit Vorlauftemperaturen > 50 °C. Hierbei ist die Einbindung weiterer Energieerzeuger (z. B. Biomasse-BHKW, Stirling-Motoren oder Solarwärme) wesentlicher Untersuchungsschwerpunkt. Demonstrationsvorhaben dazu wären wünschenswert. Hierbei ist es denkbar, in Zeiten des Wärmeüberschusses (Sommerhalbjahr), die Motoren als Generatoren zur Elektroenergieerzeugung zu betreiben. In den Zeiten großen Wärmebedarfs (Winterhalbjahr) könnten die Motoren die Funktion des Spitzenlastkessels übernehmen. Auch die Schaffung völlig neuer Anwendungen, wie zum Beispiel die Eisfreihaltung von Weichen, Straßen, Schienen, Brücken, Start- und Landebahnen (HOFMANN 2014) ist denkbar.

Weiterhin sind in Bezug auf die im Erdreich verbauten Komponenten Umwelt- und Konstruktionsaspekte von Bedeutung. Insbesondere die Frost- / Tauwechselbeständigkeit des Füllmaterials und der Erdwärmesonde unter Einbeziehung des Langzeitverhaltens und des geologischen Umfeldes ist hierbei Gegenstand aktueller Untersuchungen

(ANBERGEN 2014). Umwelttechnisch ist der schadstofffreie Rückbau von Erdwärmesondenanlagen ein bisher ungelöstes Problem. Die fest mit dem Gestein verbundenen PE-Rohre sind schwer entfernbar, zudem sind die als Wärmeträgerfluid eingesetzten Medien Monopropylenglykol und Monoethylenglykol schwach wassergefährdend und gesundheitsschädlich (STANKOWIAK 2012). Diese und weitere wissenschaftliche Fragestellungen beschäftigen in großem Umfang die Forschungseinrichtungen in Deutschland.

3.1.3 Forschungsgebiete

Prüfmessstände und Zertifizierung: Wärmepumpen hoher Qualität und Effizienz können mit dem EHPA-Gütesiegel der Europäischen Wärmepumpen Vereinigung (European Heat Pump Association) zertifiziert werden. Hierbei sind technische, planerische sowie service-spezifische Qualitätsrichtlinien zu erfüllen, um eine hohe Energieeffizienz und Betriebssicherheit von Wärmepumpenanlagen zu gewährleisten. In Deutschland sind für bislang fünf Testinstitute für die Vergabe autorisiert:

- TÜV Rheinland Immissionsschutz und Energiesysteme GmbH
- TÜV SÜD Industrie Service GmbH
- VDE Prüf- und Zertifizierungsinstitut
- ILK Dresden, Institut für Luft- und Kältetechnik gGmbH
- Universität Stuttgart, Lehrstuhl für Heiz- und Raumluftechnik

Diese Testeinrichtungen verfügen über umfangreiche Versuchsstände zur Bestimmung der Heiz- und Kühlleistungen von Wärmepumpen mit Wärmequellen aller Art. Weiterhin nimmt die akustische Untersuchung einen wichtigen Platz in den Prüfnormen ein. Eine Beschreibung der einzelnen Versuchsstände ist nach Kenntnisstand des Autors nicht vorhanden. Lediglich die Prüfnormen, sowie die Leistungsverzeichnisse der jeweiligen Institutionen lassen Rückschlüsse auf die Untersuchungs- und Messtechnik zu. Dabei werden insbesondere folgende Normen zur Leistungsmessung herangezogen (LANGNER 2017):

- DIN EN 14511: Kompressions-Wärmepumpen
- DIN EN 14825: Prüfung bei Teillast
- DIN EN 16147: Brauchwasser-Wärmepumpen
- DIN EN 13771: Kältemittel-Verdichter, Verflüssigungssätzen
- DIN EN 328: Wärmeübertrager
- DIN EN ISO 354: Akustische Messungen im Hallraum
- DIN EN ISO 9614: Schallintensität

Insbesondere die DIN EN 14825 gewinnt an Bedeutung, da Wärmepumpen zunehmend mit Leistungsregelung angeboten werden. Für eine realitätsnahe Abbildung des Betriebsverhaltens reichen die bisherigen Prüfverfahren nicht aus, da leistungsgeregelte Wärmepumpen sich dadurch auszeichnen, dass sie im Teillastbetrieb ihre höchste Leistungszahl (COP) erreichen, wohingegen die Prüfungen bisher unter stationärer Volllast durchgeführt werden. Dies führt zu einer Unterbewertung leistungsgeregelter Wärmepumpen. Um diese Herausforderung zu lösen, beschäftigt sich ein aktuelles Projekt am

Institut für Gebäudetechnik der Universität Stuttgart mit der Entwicklung eines instationären, dynamischen Prüfverfahrens, dass es ermöglicht mit vertretbarem Aufwand eine realitätsnahe Jahresarbeitszahl (JAZ) für leistungsgeregelte Wärmepumpen zu bestimmen. Damit kann perspektivisch eine präzisere Prognose der JAZ erfolgen. Seit April 2017 ist ein überarbeiteter Entwurf der DIN EN 14825:2019-07 zur Diskussion freigegeben. Aufgrund der großen Dynamik in Forschung und Entwicklung werden die Normen laufend aktualisiert. An dieser Stelle sei auf die aktuelle Fassung der DIN EN 14511-2:2018-05 verwiesen. Die DIN EN 14511-3:2019-07 bestimmt im Wesentlichen die Prüfverfahren für Luftkonditionierer, Flüssigkeitskühlsätze und Wärmepumpen mit elektrisch angetriebenen Verdichtern für die Raumbeheizung und -kühlung.

Wärmepumpen werden neben der Vermessung auf dem Prüfstand häufig im Einbauzustand über einen längeren Zeitraum vermessen. Dies ermöglicht die realistische Bewertung der Anlageneffizienz. Diese meist umfangreichen Monitoring-Feldtests von Erdwärmepumpen werden wissenschaftlich intensiv begleitet und sollen im Folgenden vorgestellt werden.

Feldmessungen: Die Lokale Agenda 21 – Energiegruppe Lahr hat umfangreiche Monitoring-Feldtests von Erdwärmepumpen durchgeführt. Parallel dazu lief ein groß angelegtes Monitoring Projekt des Fraunhofer Instituts für Solare Energiesysteme (ISE), welches die Ermittlung der Leistungsfähigkeit von Wärmepumpen in ganz Deutschland zum Ziel hatte.

LA21-Energie Lahr. Von 2006 bis 2014 untersuchte die Agenda-Gruppe in einem groß angelegten „Feldtest Wärmepumpen“ in zwei Phasen insgesamt 53 Heiz- und 13 Warmwasser-Wärmepumpen den Stand der Wärmepumpentechnik, deren Energieeffizienz und Wirtschaftlichkeit. Darunter wurden 16 Erdreichwärmepumpen vermessen und mit anderen Systemen verglichen. Die primäre Zielstellung ist dabei das Erreichen des volkswirtschaftlichen Ziels der Ressourcenschonung und des Klimaschutzes. Privatwirtschaftliche Zielstellungen bleiben beim Vergleich zweitrangig (AUER & SCHOTE 2018). Ziel der Untersuchungen ist es „mit wenig Strom maximalen Beitrag zum Klimaschutz“ (AUER 2014) zu leisten. Ausgangsbasis für die Untersuchungen im Feld waren erhebliche Unterschiede zwischen den Leistungsmessungen auf den Testständen und der Ermittlung von Arbeitszahlen unter realistischen Betriebsbedingungen. In der Hauptaussage lässt sich festhalten, dass erdgekoppelte Wärmepumpen das Energieeffizienzziel der Deutschen Energieagentur (dena) und des EEWärmeG deutlich übertreffen, wohingegen Luft-Wärmepumpen im Hinblick auf den Beitrag zum Klimaschutz kritisch zu bewerten sind. Die Datenbasis wurde durch den Einbau von Wärme- und Elektrozählern generiert (AUER & SCHOTE 2014). Die Jahresarbeitszahl war dabei das ausschlaggebende Kriterium für die Anlagenbewertung ($JAZ > 3,5 =$ „nennenswert energieeffizient“), wobei zu Beginn der Untersuchungen keine der untersuchten Anlagen älter als vier Jahre sein durfte. Die Datenbasis wurde anonym erzeugt, sodass Nachbesserungen seitens des Herstellers ausgeschlossen waren. Im Rahmen der messtechnischen Untersuchungen haben sich Erdsonden- und Erdkollektor-Wärmepumpen bei fachgerechter Planung und Ausführung als besonders effizient erwiesen. Dabei spielt der Punkt der „fachgerechten Planung“ eine besonders große Rolle. Grundsätzlich gilt dabei, dass die Anlage in ihrer Komplexität so einfach, wie möglich gestaltet werden soll (AUER & SCHOTE 2014).

Dazu zählt beispielsweise, nicht zu viele verschiedene Energiequellen miteinander zu kombinieren und Umwälzpumpen, sowie Stellventile zu vermeiden um damit Hilfsenergie zu sparen. Unter Berücksichtigung ökologischer Aspekte, wie JAZ und CO₂-Ausstoß, sowie letztlich auch ökonomischer Aspekte (Investitions-, und Betriebskosten) haben Erdreichwärmepumpen im Vergleich mit anderen Wärmeerzeugern am besten abgeschnitten (AUER & SCHOTE 2014).

Fraunhofer ISE. Das Fraunhofer Institut für Solare Energiesysteme (ISE) führt seit 2005 intensive Langzeittests zur Beurteilung der Effizienz von Wärmepumpen unter realen Nutzungsbedingungen durch (MIARA et al. 2011). Im Zeitraum von 2005 bis 2010 wurden dabei insgesamt 112 Wärmepumpenanlagen messtechnisch überwacht. Der Untersuchungsschwerpunkt liegt dabei bei Sole-Wasser-Wärmepumpen und Luft-Wasser-Wärmepumpen in überwiegend neuen, energieeffizienten Gebäuden (Leistungsbereich zwischen 5 und 12 kW). Das zentrale Ziel der Studie war eine unabhängige Erfassung der Effizienz elektrischer Kompressionswärmepumpen im realen Betrieb. Weiterhin bildete die Erfassung von Kältemittelverlustmengen ein Teilziel der Untersuchungen.

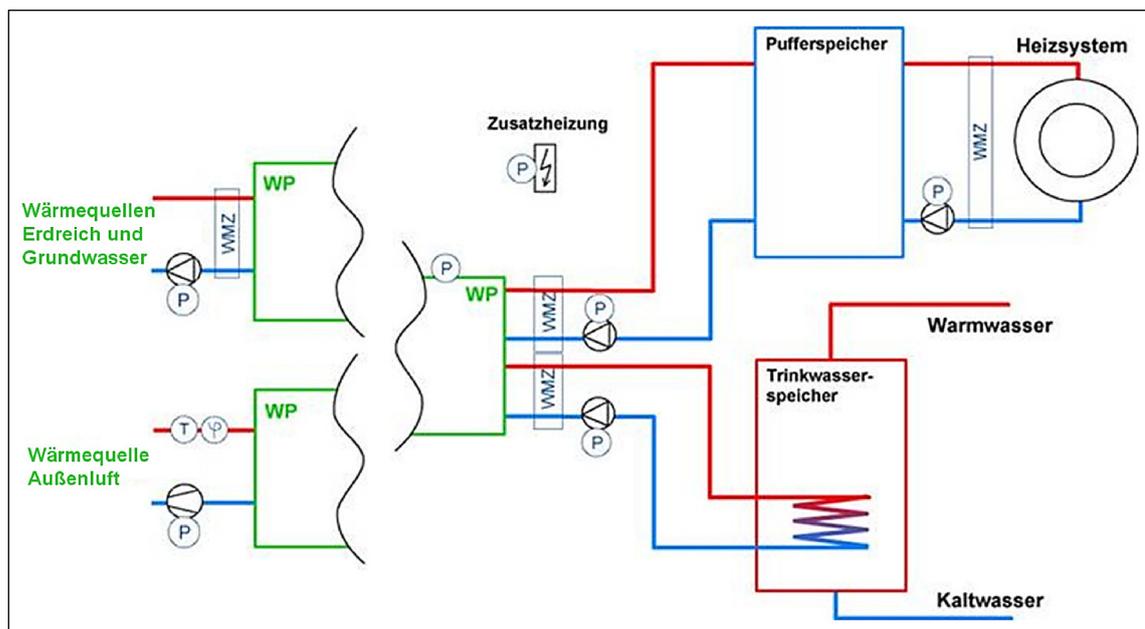


Abb. B-3.1 Übersicht der verwendeten Messtechnik (aus MIARA et al. 2010).

In Abb. B-3.1 ist die vom Fraunhofer ISE verwendete Messtechnik überblicksweise dargestellt. Die mit „P“ gekennzeichneten Elemente repräsentieren die elektrischen Verbraucher. Bei den erdgekoppelten Systemen zählen dazu die Wärmepumpe (Verdichter und Steuerung), die Solepumpe, ggf. der verbaute Notheizstab sowie etwaige Zirkulationspumpen. Individuelle Anlagenschaltungen (Trinkwasserentnahme, Solarkreis, aufgetrennte Solekreise etc.) wurden bei der Vermessung berücksichtigt. Die elektrischen Messgrößen werden mit einem mechanischen Zählwerk erfasst, wobei die Nennleistung der zu vermessenden Komponente die notwendige Auflösung hinsichtlich der Impulse pro Kilowattstunde vorgab (MIARA et al. 2010). Damit konnten Minutenwerte erfasst werden, die eine präzise Abbildung des Systemverhaltens erlauben. „WMZ“ steht für Wärmemengenzähler.

Hier werden strömende Medien mit ihrer Temperatur vermessen. Die Wärmemengenzähler bestehen aus einem Durchflusssensor und dem Rechenwerk. Es wurden dabei WMZ im Industriestandard der Bauart MTH-I und dem Rechenwerk MF4 verwendet. Das Rechenwerk ermittelt dabei über die Messgrößen Temperaturdifferenz (zw. VL und RL) und Volumenstrom die Energie- und Leistungsgrößen. Die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte wurde dabei mitberücksichtigt. Die WMZ wurden nach dem Messbereich, ihrer Genauigkeit, dem Platzbedarf, sowie dem Einsatzbereich hinsichtlich der zu vermessenden Medien ausgewählt.

Hinsichtlich der Auswertung der jeweiligen Leistungs- und Arbeitszahlen der untersuchten Anlagen, kommt das Fraunhofer-Institut zu ähnlichen Ergebnissen, wie die Untersuchungen der Energie-Gruppe Lahr: Die COPs der Luftwärmepumpen (LWP) liegen mit einem Durchschnitt von 3,48 deutlich hinter den Erdwärmesondenanlagen (EWS) mit einem COP von 4,49. In Anbetracht der Werte-Streuung ($3,2 < COP_{LWP} < 4,2$ und $4,2 < COP_{EWS} < 4,7$) ist festzustellen, dass trotz aller Unbekannten hinsichtlich der geologischen Eigenschaften die Erdwärmeeinrichtungen eine wesentlich geringere Streuung aufweisen. Eine mögliche Begründung findet sich in den realitätsnahen, aber dennoch verschiedenen Betriebspunkten (A2/W35, B0/W35 nach DIN EN 14511). Ein Vergleich ist daher nur schwer möglich. Die JAZ ist für einen direkten Anlagenvergleich wesentlich besser geeignet: Während Erdwärmeeinrichtungen hier mit Werten von $JAZ_{EWS} = 4,09$ aufwarten, schneiden die Luft/Wasser-Wärmepumpen mit einer $JAZ_{LWP} = 2,89$ wesentlich schlechter ab. Grund dafür ist die starke Abhängigkeit der Effizienz der LWP von den Außentemperaturen: Sinken diese ab, steht dem Verdampfer eine geringere Verdampfungsenthalpie zur Verfügung. Gleichzeitig wird jedoch mehr Heizenergie benötigt. Dies führt zwangsweise zu einem größeren Wärmeträgermassenstrom, welcher sich negativ auf die Antriebsleistung des Verdichters auswirkt. Abschließend kommen beide Feldstudien zu dem Schluss, dass die korrekte Auslegung einen wesentlichen Einfluss auf die Effizienz der Anlage hat. Auch die Forderung, die Anlagenkomplexität so einfach wie möglich zu halten, teilen beide Studien.

Ergänzend führt das Fraunhofer ISE an, dass sich in der energetischen Gebäudesanierung große Energieeinsparpotenziale finden. Daraus lässt sich ableiten, dass der Erfolg der Energiewende maßgeblich von der Sanierung des Gebäudebestandes abhängt. Hierbei steht neben den baulichen Maßnahmen zur Verringerung des Heizwärmebedarfs die Verbesserung der Effizienz des Heizungssystems im Fokus. Eine zweckmäßige Kopplung der Sektoren „Strom“ und „Wärme“ ist in diesem Zusammenhang wünschenswert.

3.1.4 Aktuelle Forschungsfragen im Feldtest

In aktuellen Projekten des Fraunhofer-Institutszentrums stellt die Kopplung zwischen Strom- und Wärmesektor eine wesentliche Forschungsfrage dar (GÜNTHER et al. 2020). Dabei soll, neben der Ableitung weiterer Erkenntnisse über die Effizienz von Wärmepumpen in unterschiedlich sanierten EFH, insbesondere deren Flexibilität beim Lastmanagement untersucht werden. Die Feldstudie wird messtechnisch (im Minutentakt) und über einen längeren Zeitraum durchgeführt. Untersuchungsgegenstand bilden neben monovalenten oder monoenergetischen Außenluft- und Erdreich-Wärmepumpen auch bivalente Systeme, die zusätzlich über Öl- oder Gas-Kessel verfügen. 20 Wärmepumpen verfügen über eine

Smart-Grid-fähige Regelungstechnik („SG Ready-Label“), die die Einbindung in ein intelligentes Stromnetz erlaubt. Das SG Ready-Label schreibt vor, dass die Regelungstechnik Sperrzeiten, Einschalttempfehlungen, sowie Anlaufbefehle verarbeiten kann (BUNDESVERBAND GEOTHERMIE e. V. 2013). Quellen, wie die dafür notwendigen Informationen übertragen werden, finden sich nach Kenntnisstand des Autors nicht.

Im Rahmen der laufenden Untersuchungen des Fraunhofer-Instituts wäre es wünschenswert, die Frage nach der Einbindung eigenerzeugten Solarstroms zu klären: Häufig werden Wärmepumpen nicht über den Haushaltsstromzähler betrieben und bekommen einen speziellen Stromtarif des Energieversorgers (Bezeichnung als „Wärme-(pumpen)- oder Nachtstrom“). Dagegen werden Photovoltaik-Anlagen (PV) am Haushaltsstromzähler betrieben. Diese Stromkreise dürfen nicht miteinander elektrisch ohne Trennung verbunden werden. Daher müsste eine separate Verbindung zwischen PV und Wärmepumpe geschaffen werden, nebst Steuerleitungen und Programmierung. Für Endanwender stellt diese Herausforderung meist ein unüberwindbares Hindernis dar. Eine Lösung der Fragestellung nach einer intelligenten PV-Einbindung im Rahmen der Erarbeitung von „Empfehlungen für systemkompatible Regelung und Design zukünftiger WP-Systeme“ (GÜNTHER et al. 2020) ist anzustreben.

Neben direkten Messungen an Wärmepumpenanlagen selbst, beschäftigen sich viele Institutionen mit Untersuchungen, die mit einzelnen Themengebieten im Einsatzfeld von Erdwärmesonden im Zusammenhang stehen. Untersuchungen

- von Bodenparametern,
- des Verhaltens der saisonalen Zone und
- der Stoffwerte von Wärmeträgerflüssigkeiten

sollen an dieser Stelle beispielhaft genannt werden. Im Folgenden werden einige dieser Projekte insbesondere im Hinblick auf ihre Versuchsstände vorgestellt.

Im **Geo-Sole Projekt der Hochschule Biberach** (RYBA et al. 2009) wurden in Zusammenarbeit mit dem Karlsruher Institut für Technologie Campus Süd (KIT) verschiedene Wärmeträgermedien auf ihre ökologische Eignung (Rohrleckagen) und praktischen Betriebseigenschaften (thermische und fluiddynamische Eigenschaften) überprüft. Es wurden Ethylenglykol, Kaliumformiat und Kaliumkarbonat als Frostschutz-Wasser-Gemische getestet. Zusätzlich wurde reines Wasser in die Betrachtung einbezogen.

Hierfür kommt eine erdgekoppelte Wärmepumpenanlage mit zwei Erdwärmesonden, einem Bodenabsorber und weiteren Wärmequellen/-senken zum Einsatz. Die Wärmepumpenanlage ist über einen Zwischenkreis zwischen Heiz- und Kühlbetrieb umschaltbar. Die Hydraulik ist mitsamt der Wärmepumpe/Kältemaschine modulartig zusammengefasst, sodass nach außen hin lediglich vier Rohranschlüsse bleiben (jeweils Vor- und Rücklauf zur Geothermie und zum Gebäude). Zudem besteht ein Anschluss an die Gebäude(-leit)-technik. Die Schaltung der Hydraulik kann manuell oder automatisiert (SPS) erfolgen und erlaubt die Betriebsarten „Heizung“, „Kühlung mit Kältemaschine“ und „direkte Kühlung ohne Kältemaschine“. Die Doppel-U-Rohr-Sonden reichen jeweils 99 m in den Erdboden und befinden sich in einem Abstand von 5 m zueinander. Eine Sonde ist in mit

Temperaturmesstechnik in unterschiedlichen Tiefen ausgestattet. Die Messwerterfassung fix installierter Fühler erfolgt automatisiert. Zusätzlich werden temporäre, lokale Messungen von Druckverlusten und elektrischen Leistungen durchgeführt.

Die Konzeption der experimentellen Untersuchungen umfasst zwei wesentliche Forderungen (RYBA et al. 2009):

- (1) Der Versuchsablauf sollte weitgehend dem realen Wärmepumpenbetrieb entsprechen.
- (2) Die Ergebnisse sollten vergleichbar und reproduzierbar sein (auch zu verschiedenen Jahreszeiten).

Langzeitversuche, die eine gesamte Heizperiode abbilden, scheiden aufgrund des vorgegebenen Zeitrahmens aus. In der Praxis entziehen Wärmepumpen zumeist taktend für einige Stunden mit maximaler Leistung Wärme aus dem Untergrund. Vor diesen Rahmenbedingungen wurde ein Standardversuch abgeleitet, der eine Sondenreaktion ähnlich einem Thermal Response Test (TRT) erzwingt (Laufzeit: 15 h). Die Versuchszeit ergibt sich dabei aus einem Kompromiss zwischen der Auswertbarkeit des Versuchs und einem kalten Tag mit entsprechend langer Wärmepumpenlaufzeit. Die Heizwärme wurde der Sonde entzogen und dem Bodenabsorber zugeführt. Die Regeneration erfolgt umgekehrt in bilanziell identischen Energiemengen. Dabei ist zu beachten, dass die der Wärmepumpe zugeführte elektrische Energie zusätzlich ausgeglichen werden muss. Dies erfolgt mit der unbelasteten Sonde. Es ergibt sich Abb. B-3.2. Man erkennt, dass die Versuchsdauer (Wärmeentzug) etwas länger, als die Regeneration (Wärmezufuhr) ist. Daraus lässt sich schließen, dass der Bilanzausgleich nicht zwangsweise mit einem identischen Temperaturniveau erfolgen muss. Die Zeit von Beginn des Experiments bis zur Regeneration beträgt rund drei Tage. Zur Sicherung des wissenschaftlichen Anspruches wurden die Versuche im Wochenrhythmus durchgeführt. Während der Sondenbelastung mit Wärmeenergie, erhöht sich die Temperatur des umliegenden Erdreiches. Soll nach der Belastung ohne Rückkühlung auf das ursprüngliche Temperaturniveau zurückgekehrt werden, braucht der Untergrund rund zwei bis vier Wochen Regenerationszeit (BADOUX et al. 2017), wobei diese Dauer stark von der eingebrachten Energiemenge abhängig ist. Der Richtwert bezieht sich auf einen Standard-TRT (9 kW Heizleistung, Durchsatz: 28 l/min, 4-5 Tage Versuchsdauer). Die VDI 4640-5:2020-07 bemerkt dazu lediglich, dass sich *„die Durchführung des TRT möglichst nah an den späteren Betriebsparametern der geplanten Anlage orientieren muss“*.

Im Ergebnis der Untersuchung verschiedener Wärmeträgerflüssigkeiten wird festgestellt, dass der korrekten Bestimmung der Stoffeigenschaften eine besondere Rolle zukommt (RYBA et al. 2009). Leichte Verdünnungen mit Wasser können zu großen Verschiebungen des Gefrierpunktes führen. Die Bestimmung der Stoffwerte erfolgt herstellerseitig häufig nicht auf der Basis einer labortechnischen Untersuchung, sondern vielmehr rechnerisch aus der Untersuchung anders konzentrierter Lösungen. Daher stellt die eigene messtechnische Untersuchung der Stoffeigenschaften einen wesentlichen Punkt zur Validierung der Messergebnisse dar.

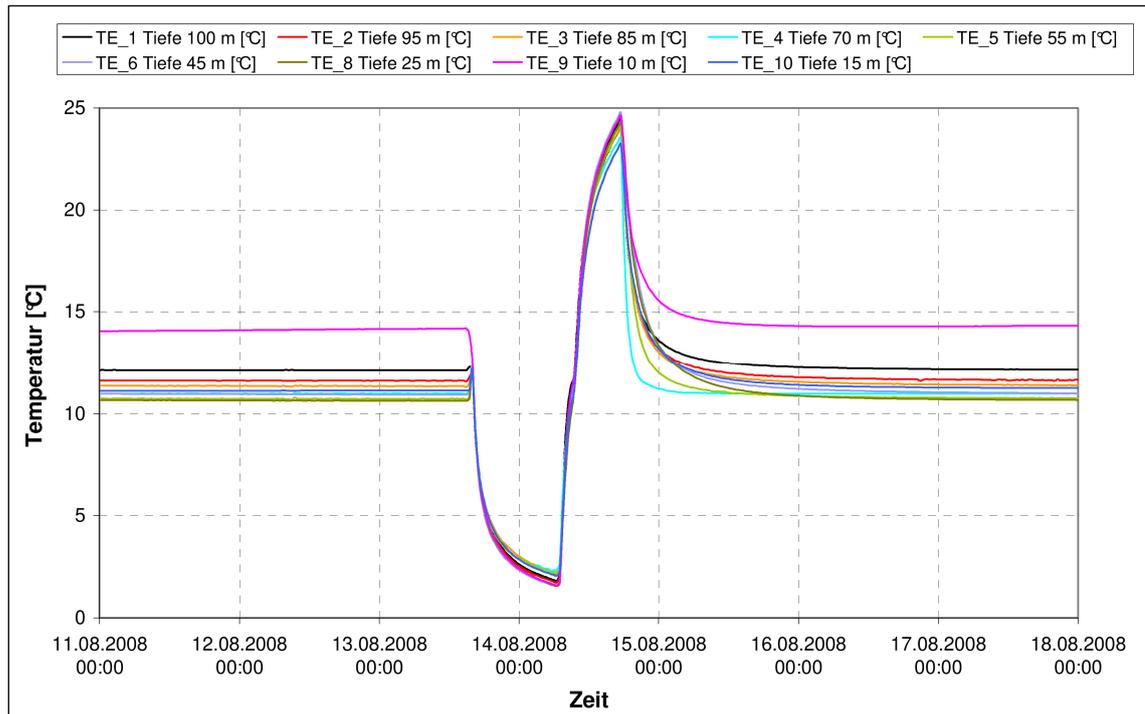


Abb. B-3.2 Thermische Regeneration (aus RYBA et al. 2009).

Testanlage Herbrachhofen. Im Rahmen der Untersuchungen des Grundwassereinflusses auf Erdwärmesonden (KÖLBEL 2010) wurde bei Leutkirch im Jahr 2010 eine Erdwärmesondenanlage mit acht Sonden mit einer Bohrtiefe von jeweils rund 100 m gebaut. Die Temperaturerfassung an den Sonden erfolgt hier über ein faseroptisches Messwerterfassungssystem (engl. Distributed Temperature Sensing (DTS)-System) der Firma GESO. Die Messgenauigkeit schwankt nach Angaben der Fa. GESO in Abhängigkeit von der Messdauer zwischen 2 K (1 min Messdauer) und 0,1 K (20 min Messdauer). Zusätzlich wurden PT100-Elemente der Firma Ahlborn (1/3 Klasse B) eingebaut. Mit den Systemen gelang eine erfolgreiche Aufnahme tiefenorientierter Temperaturprofile – sowohl über die jeweilige Erdwärmesonde insgesamt, aber auch getrennt nach Vorlauf und Rücklauf. Aus diesen Daten lassen sich weitere Kennwerte ableiten, die die Grundwasserströmungen charakterisieren und die anschließend erstellte Modellrechnung validieren konnten. Mit Ausnahme von Handhabungsfehlern lief die faseroptische Messwerterfassung störungsfrei. Die PT100-Elemente erwiesen sich als störanfällig gegenüber Tagwasser-Eintritt: An einzelnen undichten Schächten konnte Wasser in das Anschlusskabel gelangen und sorgte dort vereinzelt für Fehlmessungen. Dies ist bei der Vermessung der Saisonalen Zone besonders zu beachten. Es lässt sich dennoch abschließend festhalten, dass mit den PT100-Sensoren im Vergleich zum optischen System eine bessere Messgenauigkeit bei kurzen Messintervallen gegeben war. Erst die Kombination beider Messtechniken hat einen ausreichend qualifizierten Datensatz hervorgebracht (KÖLBEL 2010).

3.2 TRT-Standardauswertung nach VDI 4640-5

In der VDI 4640-5:2016-08 wird die Standardauswertung nach Linienquellentheorie beschrieben, die auch hier Anwendung findet. Im Folgenden werden die durchzuführenden und zu dokumentierenden Rechenschritte zusammenfassend dargestellt.

Aus der Theorie des Kelvin'schen Linienquellenmodells ergibt sich folgender Zusammenhang

$$T_f = k \cdot \ln(t) + m \quad (\text{B.2})$$

Die Fluid-Mitteltemperatur ist somit eine lineare Funktion des natürlichen Logarithmus der Zeit mit der Steigung k und dem Achsenabschnitt m . Die Wärmeleitfähigkeit wird nun mit der eingebrachten Leistung \dot{Q} und der Länge der Sonde H zu

$$\lambda = \frac{\dot{Q}}{H \cdot 4 \cdot \pi \cdot k} \quad (\text{B.3})$$

und der Bohrlochwiderstand zu

$$R_b = \frac{H}{\dot{Q}} \cdot (m - T_b) - \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \left(\ln \left(\frac{4 \cdot \alpha}{r_b^2} \right) - \gamma \right) \quad (\text{B.4})$$

berechnet (Variablenerläuterung vgl. Symbolverzeichnis). Die thermische Diffusivität wird dabei gemäß $\alpha = \lambda/c_v$ ermittelt. Die ungestörte Temperatur des Untergrunds T_b kann entweder aus einer einmaligen Umwälzung durch Mittelung der dabei aufgenommenen Temperaturwerte am Sondenrücklauf oder durch die Auswertung eines Tiefen-temperaturprofils bestimmt werden.

Da es sich beim Linienquellenmodell um eine theoretische Beschreibung der Wärmeübertragungsvorgänge im stationären Zustand handelt, ist bei der Auswertung der TRT-Messung sicherzustellen, dass der Auswertzeitraum auf einen zumindest quasi-stationären Bereich begrenzt wird. Dazu wird im weiteren Vorgehen zunächst ein Mindestzeitkriterium berechnet. Dies wurde hier mittels sequentieller Rückwärtsauswertung umgesetzt. Die Wärmeleitfähigkeit wird dabei nach Gleichung B.3 mit einem zu Versuchsende beginnenden und schrittweise früher im Versuchszeitraum endenden Auswertintervall berechnet. Die so erhaltene Konvergenzkurve wird mittels eines Konvergenzkriteriums geprüft. Dieses ist mit einer Konstanz der Wärmeleitfähigkeit über 20 h von $\Delta\lambda / \lambda = \pm 5\%$ vorgegeben. Eine Mindestdauer des Gesamttests von 48 h darf aber nicht unterschritten werden. Die so erhaltene Mindestzeit dient anschließend für eine Berechnung der Wärmeleitfähigkeit von diesem Zeitpunkt bis zu einem Schrittweise zu vergrößernden Auswertintervallende (sequentielle Vorwärtsauswertung). Diese Konvergenzkurve liefert dann das Ergebnis der Wärmeleitfähigkeitsberechnung.

4 Auswertung der durchgeführten Versuche

Für die Versuche am EWS-Versuchsstand sollte zunächst ein Versuchsprogramm entwickelt werden, welches unter Berücksichtigung der Regenerationszeiten und weiterer technischer Randbedingungen alle durchzuführenden Versuche spezifiziert und terminiert. Dies konnte so nicht umgesetzt werden. Zwei Hauptgründe konnten als ursächlich identifiziert werden. Zum einen brachte die technische Seite der Versuchsdurchführung Unsicherheiten in die Terminpläne. Neben ungeplanten Umbaumaßnahmen sind besonders Sensorausfälle hervorzuheben, die immer wieder zu Verzögerungen führten. Zum anderen stellte sich heraus, dass gerade bei den Taktzeitversuchen durch veränderliche Randbedingungen Wiederholungsversuche nötig wurden. Trotz aktivem Wärmemengenausgleich im Anschluss an die jeweiligen Versuche kam es so in Verbindung mit den notwendigen Regenerationszeiten zu erheblichen Planungsänderungen. Im Kern basierten also Entscheidungen zu durchzuführenden Versuchen auf Ergebnissen vorangegangener Versuche. Schlussendlich wurde ein agiler Ansatz umgesetzt, bei dem ‚aufgelaufene‘ Versuche priorisiert und zum nächstmöglichen Zeitpunkt durchgeführt wurden. Da die Auslastung der Versuchsanlage ab dem Moment der Freigabe zur Versuchsdurchführung durchgängig hoch war, ist der geänderte Ansatz als gängig einzuschätzen.

Sowohl für den Praktiker als auch für den Wissenschaftler ist es von entscheidender Bedeutung, die Belastbarkeit der durch TRTs erzeugten Daten einschätzen zu können. Für die Belastbarkeit ist die Exaktheit der Messwerte im Sinne der Fehlergrenzen genauso entscheidend wie die Konsistenz, die z. B. durch variable Randbedingungen beeinflusst wird. Daher werden die durchgeführten TRTs im folgenden Kapitel auf diese beiden Gesichtspunkte hin untersucht. In Abschnitt 4.1 wird eine detaillierte Fehlerbetrachtung durchgeführt. Diese resultiert in Grenzwertabweichungen für die durch Berechnung ermittelten Werte der mittleren Wärmekapazität des Untergrunds. Die verschiedenen durchgeführten Versuche werden in Abschnitt 4.3 verwendet, um Aussagen zur Konsistenz der Ergebnisse durch Variation beeinflussbarer sowie nicht beeinflussbarer Randbedingungen während der Messung sowie durch Anwendung unterschiedlicher Auswertevarianten zu machen.

4.1 Fehleranalyse

Um Aussagen zur Belastbarkeit der durchgeführten Versuche und ermittelten Ergebnisse machen zu können, ist eine Fehlerrechnung notwendig. Diese Aussagen können auf Basis von Fehlerschranken angegeben und aus den Fehlergrenzen der verwendeten Sensoren getroffen werden. Neben diesen ‚harten‘ Fehlern geht WITTE (2012) umfassend auf weitere mögliche Fehlerquellen ein. Diese werden in Abschnitt 4.1.2 diskutiert.

4.1.1 Fehler der messtechnischen Datenerfassung

Für die Auswertung der durchgeführten TRTs werden Abschnitt 3.2 folgend Messdaten für die Ermittlung der in die Sonden eingebrachten Leistung benötigt. Diese wird nach

Gleichung B.5 ermittelt. Der Volumenstrom \dot{V} wird direkt mittels eines Turbinen-Durchflussmessers bestimmt. Die Sondereintritts- (T_i) und Austrittstemperatur (T_o) wird durch Pt100 Widerstandselemente der Klasse B gemessen. Für die Stoffwerte des Wärmeträgerfluids, nämlich der Dichte ρ und Wärmekapazität c_p , sind im Messsystem temperaturabhängige Polynome hinterlegt.

$$\dot{Q} = \dot{V} \cdot \rho(T) \cdot c_p|_{T_o}^{T_i} \cdot (T_i - T_o) \quad (\text{B.5})$$

In Tab. B-4.1 sind für die zur Messwerterfassung verwendeten Sensoren jeweils die Fehlergrenzen angegeben.

Tab. B-4.1 Fehlergrenzen der verwendeten Sensoren.

Sensor	Parameter	Fehlergrenze / Genauigkeit	Quelle
Pt100	Temperaturen, T	$\pm (0,3 \cdot K + 0,005 \cdot T)$	DIN EN 60751:2009-05
VTR 1025	Volumenstrom, \dot{V}	$\pm 0,005 \cdot \dot{V} $	Herstellerdatenblatt

Für die Ergebnisse der Sondenleistung kann nach Gleichung B.6 für jeden Zeitpunkt der maximale Fehler der Sondenleistung berechnet werden.

$$F_{max}(\dot{Q}) = |\rho \cdot c_p \cdot (T_i - T_o) \cdot (\dot{V} \cdot \Delta\dot{V})| + |\rho \cdot c_p \cdot \dot{V} \cdot ((T_i - T_o) \cdot \Delta\vartheta)| \quad (\text{B.6})$$

Unberücksichtigt bleiben hier die Fehlerfortpflanzung der Temperaturfehler bei Anwendung dieser Werte zur polynombasierten Bestimmung der Dichte und Wärmekapazität. Ebenso unberücksichtigt sind dynamische Messfehler der Sondenkopfsensoren, die durch die baulich bedingt erhöhte Trägheit dieser entstehen können. Bei beiden wird angenommen, dass sie vernachlässigbar klein sind.

Des Weiteren wird davon ausgegangen, dass der Fehler der Sondenleistung ausreicht, den Fehler der Wärmeleitfähigkeit zu bestimmen. Damit wird die Sondentiefe als bekannte Konstante und die Steigung k der Regressionsgeraden als fehlerfrei behandelt, sodass gilt:

$$F_{max}(\lambda) = \frac{\dot{Q} \cdot \Delta\dot{Q}}{H \cdot 4 \cdot \pi \cdot k} \quad (\text{B.7})$$

4.1.2 Weitere Fehlerquellen

4.1.2.1 Fehler durch variierende saisonale Zone

Je nach Jahreszeit der TRT-Durchführung ist in der saisonalen Zone ein abweichender Verlauf der Tiefentemperaturen festzustellen. Wie allerdings die Auswirkungen dieser Randbedingung auf das Ergebnis ist, wird bisher in der Literatur nicht eindeutig angegeben. Zum einen kommt es eher selten vor, dass Wiederholungs-TRTs an bereits beprobten Bohrungen durchgeführt werden. Zum anderen liegt es sicherlich auch darin begründet, dass der Einfluss durch unterschiedliche Mächtigkeit der saisonalen Zone und klimatische Bedingungen von Standort zu Standort variiert. Ein weiterer Haupteinflussfaktor

muss die Sondenlänge sein. Mit längerer Sonde und damit anteilmäßig kleinerem Sondenabschnitt in der saisonalen Zone muss zwangsläufig auch der Einfluss schwinden. Für eine TRT-Auswertung wird beispielhaft in Abschnitt 6.3.4 gezeigt.

4.1.2.2 Modellfehler

Der Auswertung nach Linienquelle liegen einige immanente Annahmen zugrunde. So wird z. B. angenommen, dass es sich bei den Wärmetransportvorgängen um reine Konduktion handelt. Da ein Modell immer nur Annäherung an die Wirklichkeit sein kann, sind auch die erhaltenen Ergebnisse nur eine Annäherung an den wahren Wert. Dies wird durch die Ergebniskonvergenzrechnung abgefangen. Im Ergebnis wird den berechneten Werten eine Konvergenzqualität zugeordnet, welche zusätzlich zu den Messunsicherheiten ein Maß für das Vertrauen in die Auswertung darstellt.

4.1.2.3 Bias durch halblogarithmische Auswertung

WITTE (2012) weist in seiner Fehleranalyse für TRT-Auswertungen auf den Sachverhalt hin, dass die aufgenommenen Messwerte einer Regression über der logarithmischen Zeit zugeführt werden. Dies führt dazu, dass sich die Dichteverteilung ändert und die in logarithmischer Zeit späteren Bereiche stärker gewichtet werden. Welche Auswirkungen dies auf das Ergebnis einer TRT-Auswertung hat, wird beispielhaft in Abschnitt 6.3.3 untersucht.

4.1.2.4 Fehler durch Fluidmitteltemperatur

In der Literatur werden verschiedene Möglichkeiten für die Ermittlung der mittleren Fluidtemperatur angegeben (MARCOTTE & PASQUIER 2008), die vom einfachen in der VDI verwendeten arithmetischen Mittel abweichen. Fraglich ist hier, wie groß der Einfluss auf das Ergebnis der TRT-Auswertung ist. Die Verfahren sind

$$(A) \text{ Arithmetisches Mittel: } T_f = \frac{T_{RL} - T_{VL}}{2} \quad (B.8)$$

$$(B) \text{ Logarithmisches Mittel: } T_f = \frac{|T_{RL} - T_U| - |T_{VL} - T_U|}{\ln(|T_{RL} - T_U|/|T_{VL} - T_U|)} \quad (B.9)$$

$$(C) \text{ Lineares P-Mittel: } T_f = \frac{p \cdot (|T_{VL} - T_U|^{p+1} - |T_{RL} - T_U|^{p+1})}{(1 + p) \cdot (|T_{VL} - T_U|^p - |T_{RL} - T_U|^p)} \quad (B.10)$$

und werden beispielhaft an einem TRT angewendet (vgl. Absatz 6.3.2).

4.2 Thermal Response Tests

Im Anhang werden die an den verschiedenen Sonden durchgeführten TRTs und deren Auswertungen zusammenfassend beschrieben. Dabei werden sowohl die Betriebsparameter als auch die Ausgangs- und Randbedingungen jeweils vergleichend gegenübergestellt. Die angegebenen Ergebnisse für die effektive Wärmeleitfähigkeit wurden nach dem in Abschnitt 3.2 beschriebenen Verfahren ermittelt. Ausgewählte Zwischenergebnisse werden ebenfalls für alle Versuchsauswertungen dargestellt. Die jeweils mit den Ergebnissen angegebenen Unsicherheiten wurden durch Fehlerfortpflanzungsrechnung berechnet.

Für die ungestörte Untergrundtemperatur wurde entschieden, das tiefenaufgelöste Temperaturprofil zu verwenden. Eine vergleichende Untersuchung zwischen diesem Ansatz und der Ermittlung aus Umwälzung zeigte nur geringe Unterschiede, für die Wärmetransport während der Umwälzung und die Trägheit der Sondenkopfsensoren als Ursache angegeben werden können.

Bei allen Auswertungen wurden die Messdaten für die Auswertung über der logarithmischen Zeit neu gesampelt. Dieses Vorgehen wird von der VDI abweichend von WITTE (2012) empfohlen. Hintergrund ist die durch Datenstauchung entstehende Übergewichtung der späteren Zeiten in der TRT-Auswertung. Durch die Gleichverteilung von durch Mittelwertbildung erhaltenen Stützpunkten in der halblogarithmischen Darstellung wird dies wirksam verhindert. Ein weiterer Vorteil der implizierten Datenreduktion sind schnellere Rechenzeiten vor Allem in den sequentiellen Auswertungen.

Das ermittelte Mindestzeitkriterium kann in allen Auswertungen anhand des Beginns der sequentiellen Vorwärtsauswertung abgelesen werden. Zusätzlich werden zu den grafischen Darstellungen der Vorwärtsauswertungen die Verläufe der Konvergenzkriterien dargestellt.

Zentrale Motivation der durchgeführten Versuche ist eine Analyse der Reproduzierbarkeit der durch die Auswertung erhaltenen Ergebnisse.

4.3 Reproduzierbarkeit

4.3.1 Einfluss der Leistungsregelung

Zwischen den Versuchen vom 23.09.2019 und 17.03.2020 jeweils an der 100 m-Sonde wurde die Temperaturregelung des Versuchsstands angepasst (vgl. Abschnitt 2.3). Im Ergebnis konnte die Schwankungsbreite der in die Sonden eingebrachten Leistung über die Versuchsdauer reduziert werden. Besonders die durch den Heizkessel verursachten Temperaturspitzen konnten recht wirksam unterdrückt werden. Es stellt sich allerdings heraus, dass für beide Versuche sehr ähnliche Wärmeleitfähigkeiten von 1,4 bzw. 1,42 W/(m·K) bestimmt wurden.

4.3.2 Einfluss Mitteltemperatur bei Standardauswertung

Die Berechnungsvorschrift der Mitteltemperatur wurde variiert. Sie wirkt sich nur verschwindend gering auf die Steigung der Regressionsgeraden der Fluidmitteltemperatur aus und damit auch vernachlässigbar auf die Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit. Unterschiede wie in WITTE (2012) konnten nicht reproduziert werden.

4.3.3 Einfluss Resampling

Durch das Resampling der Messdaten auf äquidistante Verteilung über der logarithmischen Zeit konnte durch Vergleich mit Standardauswertung für den TRT vom 23.09.2020 für das Ergebnis kein relevanter Unterschied festgestellt werden. Gegen Versuchsende weichen zwar die aus der Regression bestimmten Anstiege k leicht ab (Abb. B-4.1), im Ergebnis führt das aber nur zu einer Abweichung der berechneten Wärmeleitfähigkeit von $< 1\%$.

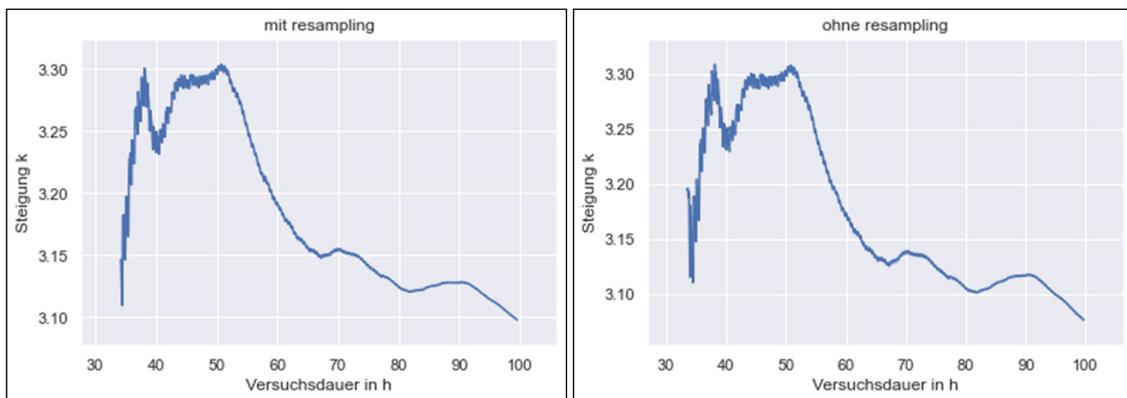


Abb. B-4.1 Vergleich der Steigung k (links) mit und (rechts) ohne Resampling.

4.3.4 Einfluss saisonale Zone

Um den Einfluss der Temperaturen in der saisonalen Zone zu beobachten, wurden im Verlauf des Jahres 2020 jeweils zum Ende des Winters und Sommers ein TRT an der 70 m-Sonde durchgeführt. In Abb. B-4.2 sind die vor Versuchsbeginn beobachteten Tiefentemperaturen vergleichend dargestellt.

Für die Tiefe unterhalb von 10 m unter GOK musste ein mittlerer Unterschied der Tiefentemperaturen von 0,27 K festgestellt werden, welche die Zurückführung eventueller Unterschiede in den Ergebnissen der Auswertung nur auf einen Effekt aus der saisonalen Zone schwierig erscheinen lässt. Besonders zwischen 10 und 50 m unter GOK konnte eine Abweichung der Temperaturen beobachtet werden, die in dieser Tiefe nicht von saisonalen Effekten herrühren kann. Eine mögliche Erklärung könnte Grundwasser in dieser Tiefe sein.

Im direkten Vergleich der errechneten Wärmeleitfähigkeiten lassen sich nach erfolgreicher Konvergenz der sequentiellen Auswertung keine signifikanten Unterschiede feststellen. So wurde für den Versuch vom 21.09.2020 eine Wärmekapazität von 1,64 K/(m·K) und für den 04.02.2020 von 1,63 K/(m·K) ermittelt.

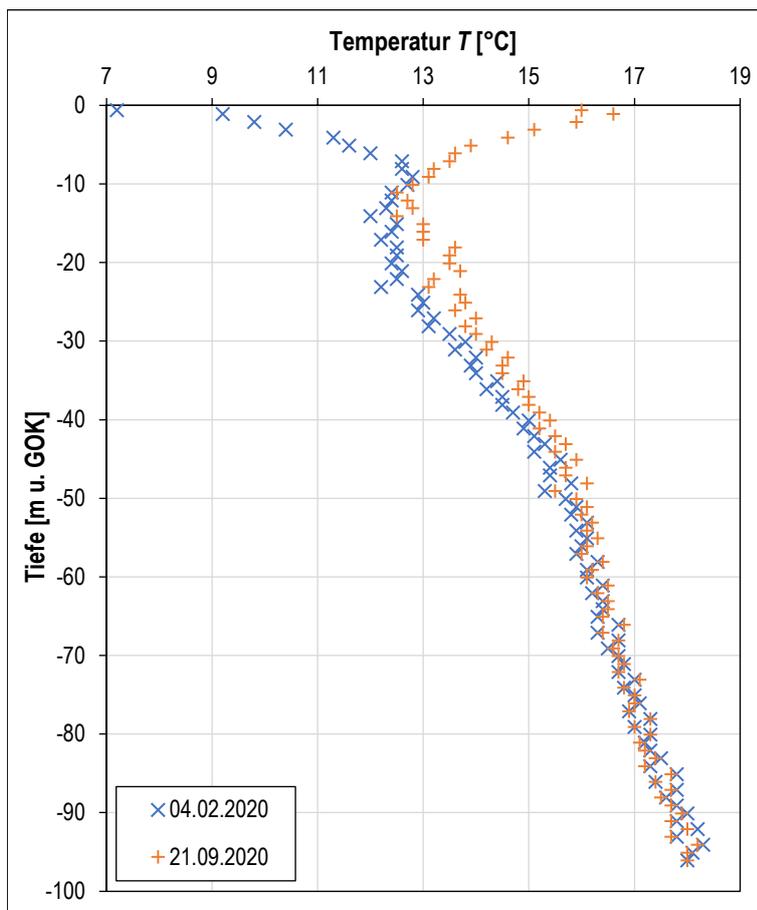


Abb. B-4.2
Vergleich der Tiefentemperaturprofile jeweils vor Versuchsbeginn.

4.4 Taktzeitversuche

Zur Validierung von EWS-Modellen in den instationären Zeitbereichen des Sondenbetriebs wurde eine Versuchsreihe durchgeführt. Instationaritäten bezeichnen in diesem Fall die An- und Abfahrvorgänge und treten insbesondere im Taktbetrieb einer Wärmepumpe auf. Der intermittierende Betrieb tritt bei älteren Wärmepumpen im Teillastbetrieb auf, wenn deren Leistungsregelung noch nicht über einen drehzahlregulierten Kompressor erfolgt. Die Wärmepumpe wird bei Unterschreitung der vorgegebenen Heizwassertemperatur eingeschaltet und läuft dann unter Volllast, bis die Heizwassertemperatur etwas überschritten wird. Die sich zwischen den beiden Werten einstellende Hysterese muss zur genauen Temperaturregelung geringgehalten werden, bewirkt jedoch ein häufigeres Ein- und Ausschalten der Wärmepumpe, was deren Effizienz verringert. Unter Volllast sind die Temperaturgradienten im Verdampfer und im Kondensator höher, als sie beim Betrieb mit reduzierter Kompressorleistung wären. Dies reduziert die erzielbare Leistungs- / Jahresarbeitszahl. Im Rahmen der Anlagenoptimierung muss also ein guter Kompromiss zwischen Temperaturstabilität und Effizienz gefunden werden.

Im Anlauf der Wärmepumpe kommt es zu sogenannten Totzeiteffekten. Als Totzeit bezeichnet man die Zeitspanne, die zwischen einer Änderung am Systemeingang und der entsprechenden Antwort am Systemausgang einer Regelstrecke liegt. Im Falle einer

Wärmepumpe ist dies demzufolge ein kompletter Sondenlauf. Daraus folgt, dass die Totzeit von der Sondenlänge, deren Durchmesser, sowie der Strömungsgeschwindigkeit abhängig ist:

$$t_{Tot} = f(l_{Sonde}, \phi, c) \quad (\text{B.11})$$

Bei sehr kurzen Schaltintervallen kommt es in der Simulation zu einer Überlagerung der Totzeiteffekte. Im Versuch sollen diese Effekte experimentell nachgewiesen werden. Dazu soll bei einer konstanten, praxisüblichen Leistung von 50 W/m Wärme aus dem Erdreich entzogen werden. Zunächst soll dafür die ausschließlich die EWS 100 genutzt werden. Die Reynoldszahl Re muss deutlich im turbulenten Bereich 2.300 liegen. Da die Systemtemperaturen im Laufe der Zeit abnehmen, wodurch die Viskosität zunimmt, wird die Reynoldszahl versuchsgebunden über die Zeit abnehmen. Die Reynoldszahl Re wird mit 3.000 angesetzt. Daraus ergibt sich ein Volumenstrom \dot{V} von 1.500 l/h. Bei 10 °C Systemtemperatur beträgt die Reynoldszahl Re dann 3.180 und sinkt über die Versuchszeit auf 2.700 (bei 6 °C) ab.

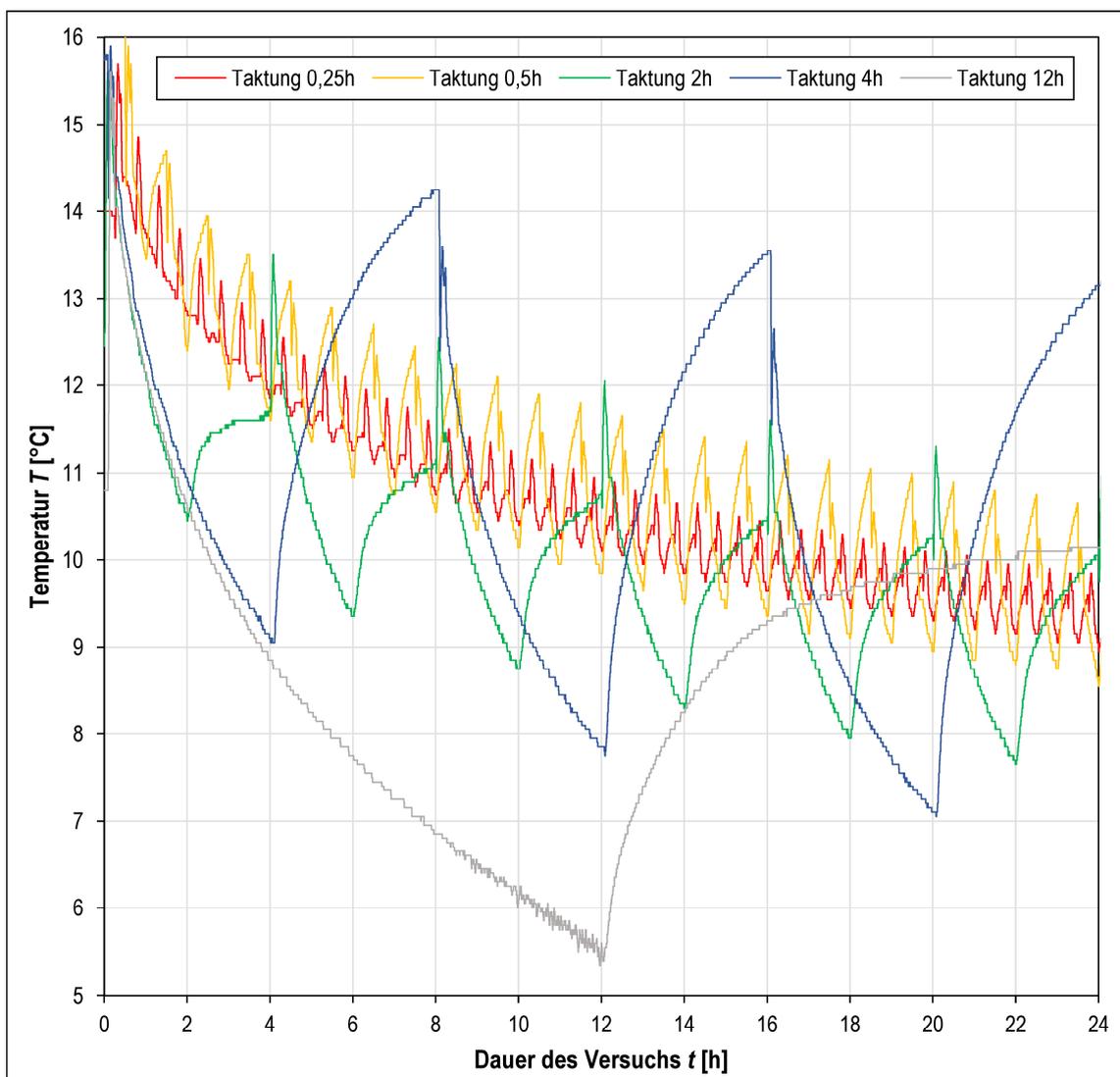


Abb. B-4.3 Rücklauftemperaturen für verschiedene Taktzeiten.

In Abb. B-4.3 sind die verschiedenen für die durchgeführten erhaltenen Rücklauf-temperaturverläufe dargestellt. Alle Verläufe weisen dasselbe charakteristische Verhalten auf. Zu Beginn jeder Betriebsphase der Wärmepumpe ist das Umpumpen des in der Sonde stehenden Fluids als Temperaturspitze beobachtbar. Der durch Simulation prognostizierte Totzeiteffekt ist also auch in der Messung beobachtbar. Die zeitliche Ausdehnung dieser Temperaturspitze ist mit der Durchströmungszeit der Sonde korrelierbar. Die Höhe der Spitze unterscheidet sich allerdings jeweils je nach Länge der Verweildauer des Fluids in der Sonde in den Ruhephasen und damit der für den Wärmeaustausch mit dem umgebenden Erdreich zur Verfügung stehenden Zeit. Anschließend erfolgt erwartungsgemäß eine Abkühlung der Rücklauf-temperatur über die restliche Betriebsphase. In den Ruhephasen der Wärmepumpe kann ein Temperaturanstieg beobachtet werden. Dies ist nur logisch, da sich die Temperatur des nun in der Sonde stehenden Fluids der des umgebenden Erdreichs annähert. Zurzeit der Versuchsdurchführung lagen die Temperaturen in Einbautiefe der Sondenkopfsensoren von 0,6 m unter GOK dabei zwischen 16 und 19 °C. Für eine Auswertung des Mittelwerts der Sondenaustritts-temperatur in Abhängigkeit von der Taktzeit siehe Kap. A. Auch hier wurde versucht, Erkenntnisse zur Reproduzierbarkeit der Versuche zu gewinnen. Dazu wurden ausgewählte Versuche wiederholt.

5 Zusammenfassung

Im Rahmen der hier präsentierten Arbeiten konnten einige Fehlerquellen für TRTs identifiziert und zusammengetragen werden. Diese wurden mittels einfacher Vergleichsversuche auf ihren Einfluss das Ergebnis der Wärmeleitfähigkeit betreffend hin untersucht. Für keine Fehlerquelle wurde großer Einfluss beobachtet. Allerdings lässt sich von den wenigen durchgeführten Versuchen nicht verallgemeinern. Die größte einzelne Fehlerquelle bleibt nach Meinung des Autors das den TRT und dessen Auswertung durchführende Fachpersonal. Gerade eine manuelle Auswertung auf Basis von Tabellenkalkulation kann fehleranfällig sein und benötigt immer des geschulten Sachverständigen um Fehler erkennen und ausräumen zu können.

Literaturverzeichnis

- ALBRING, P. (2009): Eiserzeugung und Eisspeicherung mit Wasser als Kältemittel. – Deutsche Kälte-Klima-Tagung, 18.-20.11.2009; Berlin.
- ANBERGEN, H. (2014): Prüfverfahren zur Bestimmung des Frost-Tau-Wechseleinflusses auf Hinterfüllbaustoffe für Erdwärmesonden. – veröff. Diss., 196 S.; TU Darmstadt.
- AUER, F. (2014): Wärmepumpen auf dem Prüfstand: Wie energieeffizient ist der Betrieb Lahr (Schwarzwald). – Vortrag der LA21-Energie Lahr (Lokale Agenda 21 - Gruppe Energie Lahr).
- AUER, F. & SCHOTE, H. (2014): Wärme aus der Umwelt auch gut für die Umwelt? Ergebnisse einer siebenjährigen Praxisuntersuchung: Erdgekoppelte Wärmepumpen sparen deutlich Primärenergie ein. Kritische Bewertung von Luft-Wärmepumpen – veröff. Abschlussber., LA21-Energie Lahr (Lokale Agenda 21 - Gruppe Energie Lahr): 9 S.; Lahr.
- BADENES, B.; PLA, M. A. M.; LEMUS-ZÚÑIGA, L.; MAULEÓN, B. S. & URCHUEGUÍA, J. F. (2017): On the influence of operational and control parameters in thermal response testing of borehole heat exchangers. – *Energies*, **10** (9): 1328-1343.
- BADOUX, V.; RITTER, U.; FISCHER, H. & SOOM, M. (2017): Qualitätssicherung Erdwärmesonden. Temperatur-, Verlaufsmessungen und Thermal Response Tests in Erdwärmesonden. – veröff. Abschlussber., GEOTEST AG: 36 S.; Zollikofen / CH.
- BEIER, R. & SMITH, M. D. (2003): Removing variable heat rate effects from borehole tests. – *ASHRAE Transactions*, **109**: 463-474
- BUNDESVERBAND GEOTHERMIE e. V. (2013): Regularium für das Label „SG Ready“ für elektrische Heizungs- und Warmwasserwärmepumpen. – Eigenverlag: 5 S.; Berlin.
- BUNDESVERBAND WÄRMEPUMPEN e. V. (2018): Wärmepumpen-Absatz legt weiter zu. BWP-Marktzahlen für 2017. – *Si-Fachmagazin für SHK-Unternehmer*, **44** (3): 32-33.
- BVG, BUNDESVERBAND GEOTHERMIE e. V. (2017): Stand und Forschungsbedarf in der Geothermie. Positionspapier des Bundesverbandes Geothermie e. V. (BVG) zum 7. Energieforschungsprogramm des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi). – veröff. Ber., 19 S.
- DIN EN 328: Wärmeübertrager – Ventilatorluftkühler – Prüfverfahren zur Leistungsfeststellung.
- DIN EN ISO 354:2003-12, Messung der Schallabsorption in Hallräumen.
- DIN EN ISO 9614, Akustik – Bestimmung der Schalleistungspegel von Geräuschquellen aus Schallintensitätsmessungen (3 Blätter, 1996/2009).
- DIN EN 13771, Kältemittel-Verdichter und Verflüssigungssätze für die Kälteanwendung – Leistungsprüfung und Prüfverfahren (2 Blätter, 2017).
- DIN EN 14511, Luftkonditionierer, Flüssigkeitskühlsätze und Wärmepumpen für die Raumbeheizung und -kühlung und Prozess-Kühler mit elektrisch angetriebenen Verdichtern (4 Blätter, 2018/19).

- DIN EN 14511-2:2018-05, Luftkonditionierer, Flüssigkeitskühlsätze und Wärmepumpen für die Raumbeheizung und -kühlung und Prozess-Kühler mit elektrisch angetriebenen Verdichtern – Teil 2: Prüfbedingungen.
- DIN EN 14511-3:2019-07, Luftkonditionierer, Flüssigkeitskühlsätze und Wärmepumpen für die Raumbeheizung und -kühlung und Prozess-Kühler mit elektrisch angetriebenen Verdichtern – Teil 3: Prüfverfahren.
- DIN EN 14825:2019-07, Luftkonditionierer, Flüssigkeitskühlsätze und Wärmepumpen mit elektrisch angetriebenen Verdichtern zur Raumbeheizung und -kühlung – Prüfung und Leistungsbemessung unter Teillastbedingungen und Berechnung der jahreszeitbedingten Leistungszahl.
- DIN EN 16147: Wärmepumpen mit elektrisch angetriebenen Verdichtern – Prüfungen, Leistungsbemessung und Anforderungen an die Kennzeichnung von Geräten zum Erwärmen von Brauchwarmwasser.
- DIN EN 60751:2009-05, Industrielle Platin-Widerstandsthermometer und Platin-Temperatur Sensoren.
- DITTMAR, R. & PFEIFFER, B.-M. (2004): Modellbasierte prädiktive Regelung, Eine Einführung für Ingenieure. – Oldenbourg-Verlag: 333 S.; München.
- EEWärmeG 2014, Erneuerbare-Energien-Wärmegesetz. Gesetz zur Förderung Erneuerbarer Energien im Wärmebereich. EEWärmeG vom 07.08.2008 (BGBl. I S. 1658), zuletzt geändert durch Art. 14 des Gesetzes vom 21.07.2014 (BGBl. I S. 1066).
- EnEV 2013, Energieeinsparverordnung. Verordnung über energiesparenden Wärmeschutz und energiesparende Anlagentechnik bei Gebäuden. EnEV vom 24.07.2007 (BGBl. I S. 1519), zuletzt geändert durch Art. 2 des 4. Gesetzes zur Änderung des EnEV vom 04.07.2013 (BGBl. I S. 2197).
- ERB, C. (2016): Einsatz von Erdsonden für saisonale Energiespeicherung. – veröff. Präsentation, Halter AG, 30.06.2016; Zürich /CH.
- GÜNTHER, D.; WAPLER, J.; LANGNER, R.; HELMLING, S.; MIARA, M.; FISCHER, D.; ZIMMERMANN, D.; WOLF, T. & WILLE-HAUSMANN, B. (2020): Wärmepumpen in Bestandsgebäuden. – Ergebnisse aus dem Forschungsprojekt „WPsmart im Bestand“. – veröff. Abschlussber., Fraunhofer ISE: 258 S.; Freiburg.
- HAIN, A.; HAACK, M.; LUCKE, F.; EBERHARD, P.; REWERK, A.; FLANDERKA, O. & KRIMMLING, J. (2014): Wärmepumpen zum Heizen und Kühlen von Gebäuden. – veröff. Proceed. Abschluss-Symposium, Hochschule Zittau/Görlitz: 106 S.; Zittau.
- HOFMANN, K. (2014): Erdwärmesonden. Informationsbroschüre zur Nutzung oberflächennaher Geothermie. – Sächs. Landesamt für Umwelt, Landwirtschaft und Geologie (LfULG; Hrsg.); Eigenverlag: 35 S.; Freiberg.
- KÖLBEL, T. (2010): Grundwassereinfluss auf Erdwärmesonden: Geländeuntersuchungen und Modellrechnungen. – veröff. Diss., Karlsruher Instituts für Technologie: 146 S.; Karlsruhe.

- KUMMER, S.; BLECKMANN, F.; SCHULZE, M.; MAI, M.; LANDMEYER, N.; WENZEL, D. & LANDGRAF, C. (2013): Oberflächennahe Geothermie. – Bayer. Landesamt für Umwelt (LfU; Hrsg.), Eigenverlag: 12 S.; Augsburg.
- LANGNER, P. (2017): Wärmepumpen - Technologie, Entwicklungen, Bewertung. – veröff. Präsentation Institut für Luft- und Kältetechnik (ILK) Dresden gGmbH.
- MANGOLD, D.; BENNER, M. & SCHMIDT, T. (2001): Langzeit-Wärmespeicher und solare Nahwärme. – BINE profilInfo, 1/01: 12 S; Bonn.
- MARCOTTE, D. & PASQUIER, P. (2008): On the estimation of thermal resistance in borehole thermal conductivity test. – *Renewable Energy*, **33** (11): 2407-2415.
- MARX, R.; BAUER, D. & DRÜCK, H. (2012): Schüttfähige Dämmstoffe für Langezeit-Wärmespeicher. Erfahrungen und Planungsempfehlungen. – OTTI 22. Symposium Thermische Solarenergie, 09.-11.05.2012, Themenschwerpunkt 5: Umsetzungserfahrungen und realisierte Projekte: 14 S.; Bad Staffelstein.
- MIARA, M.; GÜNTHER, D.; KRAMER, T.; OLTERS DORF, T. & WAPLER, J. (2011): Wärmepumpen Effizienz. Messtechnische Untersuchung von Wärmepumpenanlagen zur Analyse und Bewertung der Effizienz im realen Betrieb. – veröff. Abschlussber., Fraunhofer ISE: 151 S.; Freiburg.
- NUßICKER-LUX, J. (2010): Simulation und Dimensionierung solar unterstützter Nahwärmesysteme mit Erdsonden-Wärmespeicher. – veröff. Diss.: 142 S.; Universität Stuttgart.
- OCHS, F. (2013): Stand der Technik erdvergrabener Wärmespeicher. – veröff. Ber.FFG store4grid: 85 S.
- OCHS, F.; JANETTI, M. B. & KLESNIL, O. (2015): Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen aus Glasschaumgranulat: Messtechnische Analyse sowie Analytische und Numerische Modellierung. – veröff. Ber. Leopold-Franzens-Universität Innsbruck; 30 S.; Innsbruck.
- QUASCHNING, V. (2011): Regenerative Energiesysteme. Technologie, Berechnung, Klimaschutz. – Carl Hanser Verlag: 468 S.; München.
- RASCHPER, N. (2016): Eisspeicher als verlustarmer Langzeitwärmespeicher. Einsatzmöglichkeiten und Wirtschaftlichkeit. – veröff. Präsentation, iwv Entwicklungsgesellschaft mbH, KEAN-Tagung Energieautarkes Wohnen, 27.05.2016; Hannover.
- RYBA, M.; KÖHLER, A.; FEUERSTEIN, P. & KOENIGSDORFF, R. (2009): GEO-SOLE – Vergleichende hydrogeologische und anlagentechnische Bewertung von Wärmeträgerflüssigkeiten für oberflächennahe geothermische Anwendungen. Teil A: Thermisch-energetische und anlagentechnische Bewertung von Wärmeträgerflüssigkeiten für oberflächennahe geothermische Anwendungen. – veröff. Abschlussber., Hochschule Biberach: 102 S.; Biberach.
- SCHMIDT, T. & MÜLLER-STEINHAGEN, H (2005): Erdsonden und Aquifer-Wärmespeicher in Deutschland. – OTTI Profiforum Oberflächennahe Geothermie, 14.-15.04.2005: 12 S.; Regenstauf.

- STANKOWIAK, A. (2012): Wärmeträgerflüssigkeiten für oberflächennahe Geothermie. – Fach.Journal (Fachzeitschrift für Erneuerbare Energien & Technische Gebäudeausrüstung), 212-213; München.
- STÖCKMANN, L. (2017): Elektroenergieerzeugung aus Niedertemperaturwärme. – unveröff. Essay., Hochschule Zittau-Görlitz.
- VDI 4640-5:2016-08, Thermische Nutzung des Untergrundes – Thermal Response Test (Entwurf).
- VDI 4640-5:2020-07, Thermische Nutzung des Untergrunds – Thermal Response Test (TRT).
- WITTE, H. J. L. (2012): Error Analysis of Thermal Response Tests (Extended Version). – 12th Int. Conf. Energy Storage, Mai 2012, Conf. Proceed.: 20; Lleida, Spain.

Anhang Kapitel B

Im Folgenden werden für die durchgeführten und ausgewerteten TRTs Zwischenergebnisse dargestellt. Dies sind im Einzelnen die Verläufe der Vor- und Rücklaufemperatur sowie des Volumenstroms und der eingebrachten Leistung, die Fluidmitteltemperatur in teillogarithmischer Darstellung, die durch sequentielle Vor- und Rückwärtsauswertung ermittelten Wärmeleitfähigkeiten und der Verlauf der Konvergenzkriteriums $\Delta\lambda$.

Anhang B.1: TRTs an der 100 m-Sonde

An der 100 m-Sonde wurden zwei TRTs durchgeführt. Diese fanden vom 23.-27.09.2019 sowie vom 17.-22.03.2020 statt. Entscheidender Unterschied und damit Bestandteil späterer Auswertung ist die Art und Weise der Leistungsregelung. Dabei war der spätere Test durch eine verbesserte Regelung der Vorlauftemperatur bezogen auf die Konstanz der zugeführten Leistung stabiler.

(A) Auswertung des TRTs vom 23.09.2019

Der TRT vom 23.09.2019 wurde mit einem mittleren Volumenstrom von $1,37 \text{ m}^3/\text{h}$ durchgeführt. Die mittlere Temperaturdifferenz lag bei $3,76 \text{ °C}$, womit die Sonden mit einer mittleren Leistung von $5,3 \text{ kW}$ beaufschlagt wurden (Abb. B-Anh.1 bis Abb. B-Anh.5).

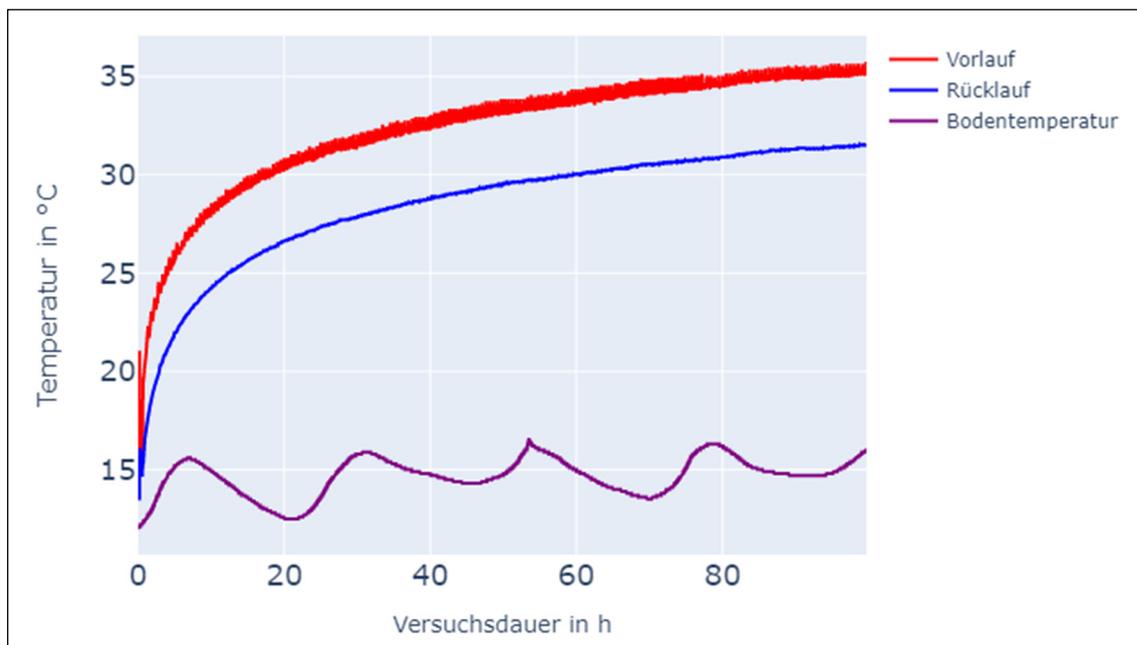


Abb. B-Anh.1 Temperaturverläufe, TRT vom 23.09.2019.

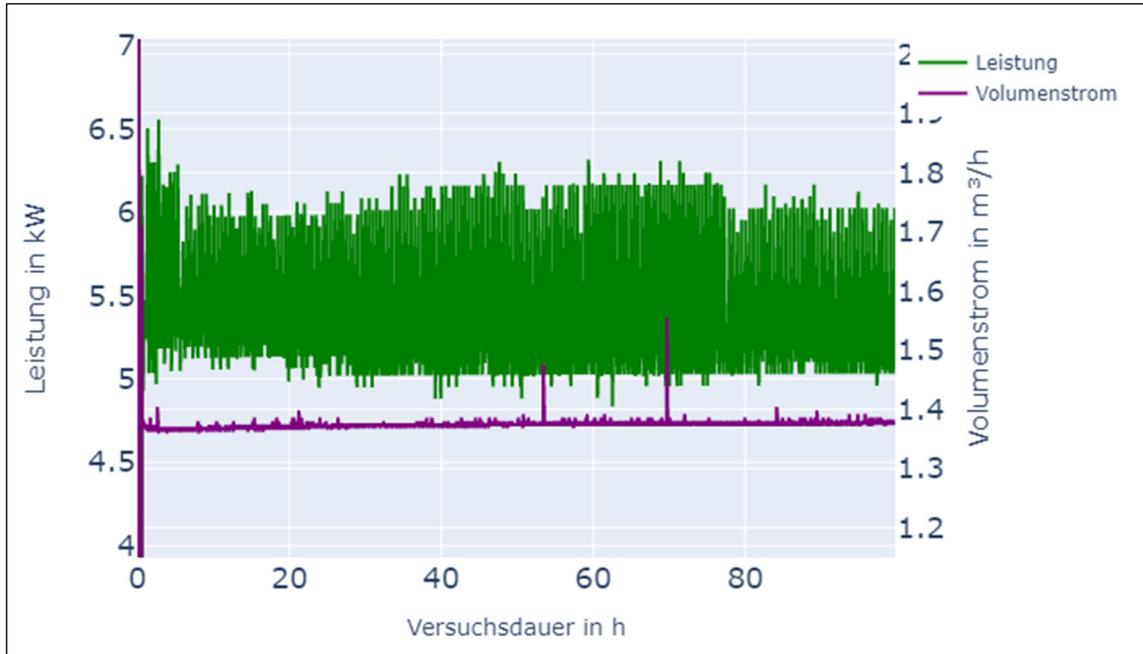


Abb. B-Anh.2 Verläufe Leistung und Volumenstrom, TRT vom 23.09.2019.

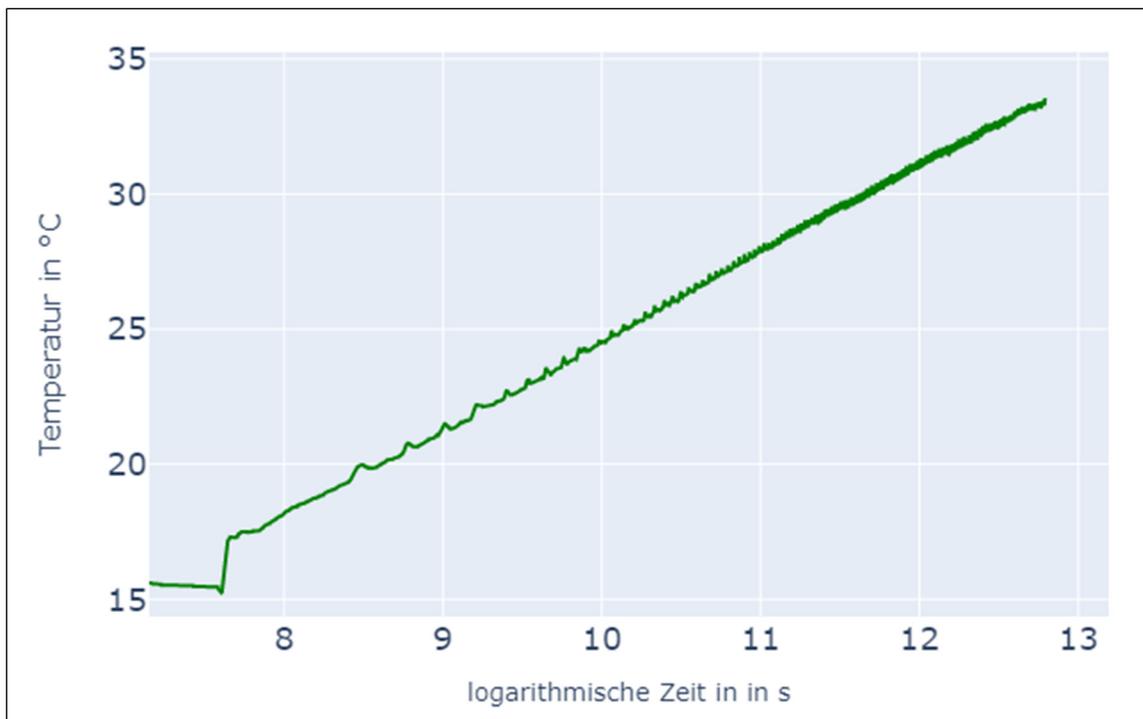


Abb. B-Anh.3 Halblogarithmische Darstellung Mitteltemperaturverlauf, TRT vom 23.09.2019.

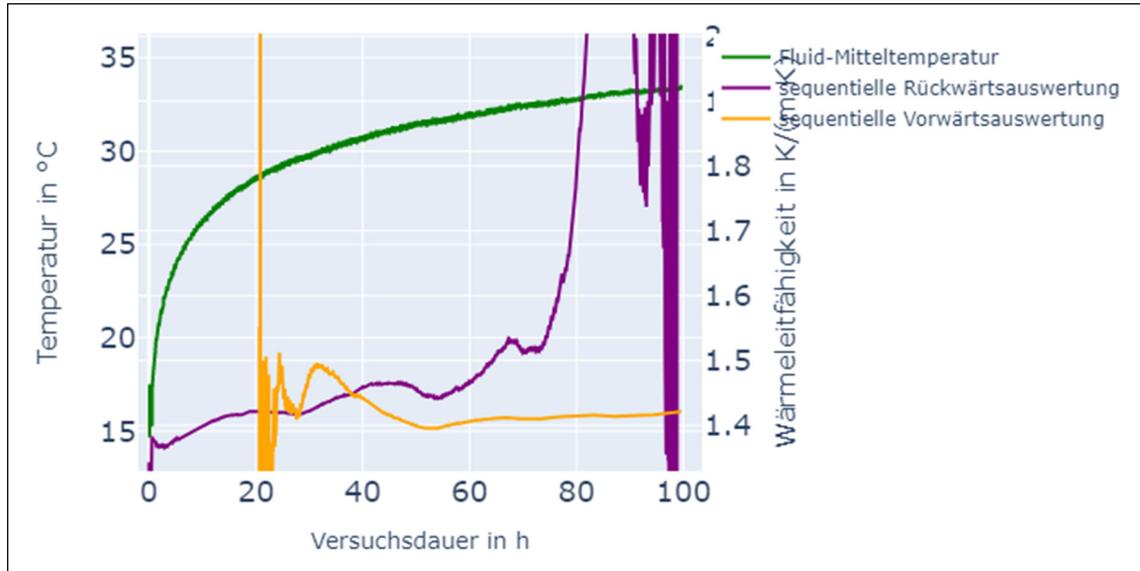


Abb. B-Anh.4 Verläufe der sequentiellen Vorwärts- und Rückwärtsauswertung, TRT vom 23.09.2019.

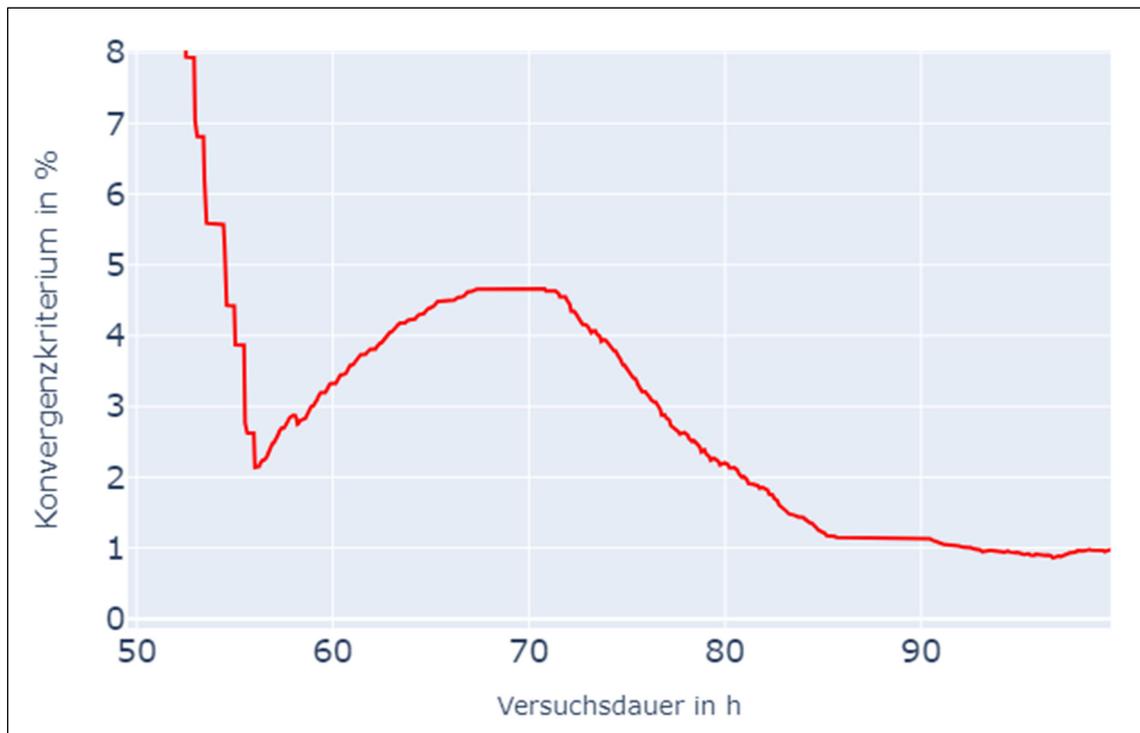


Abb. B-Anh.5 Verläufe der sequentiellen Vorwärts- und Rückwärtsauswertung, TRT vom 23.09.2019.

(B) Auswertung des TRTs vom 17.03.2020

Der TRT vom 17.03.2020 wurde mit einem mittleren Volumenstrom von 1,37 m³/h durchgeführt. Die mittlere Temperaturdifferenz lag bei 3,79 °C, womit die Sonden mit einer mittleren Leistung von 5,34 kW beaufschlagt wurden (Abb. B-Anh.6 bis Abb. B-Anh.9).

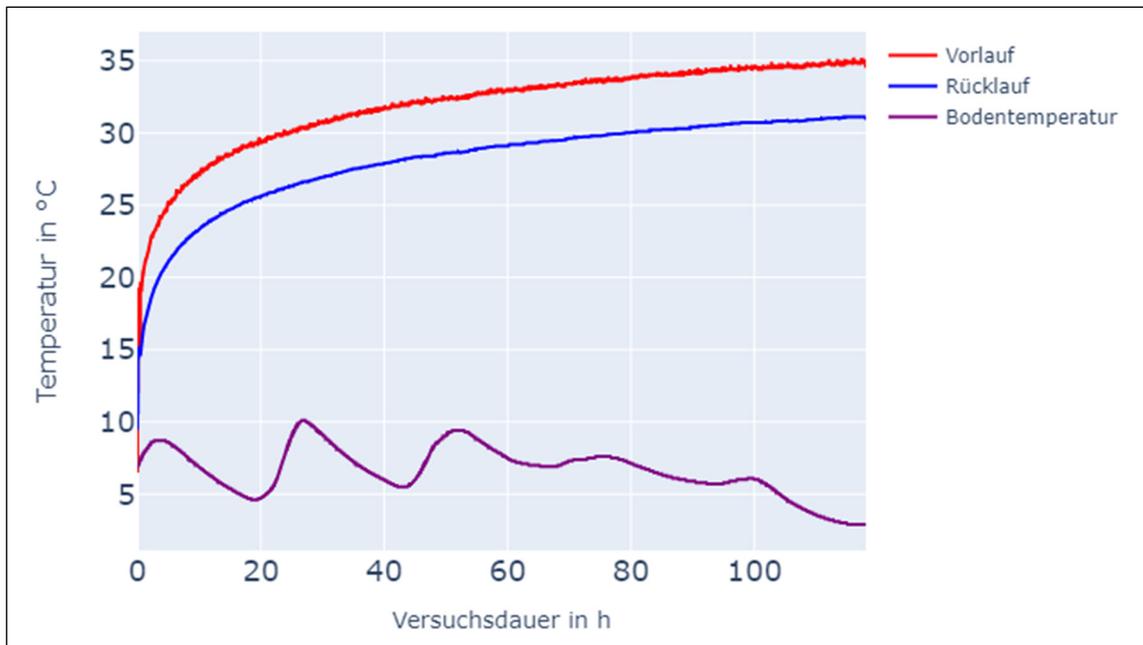


Abb. B-Anh.6 Temperaturverläufe, TRT vom 17.03.2020.

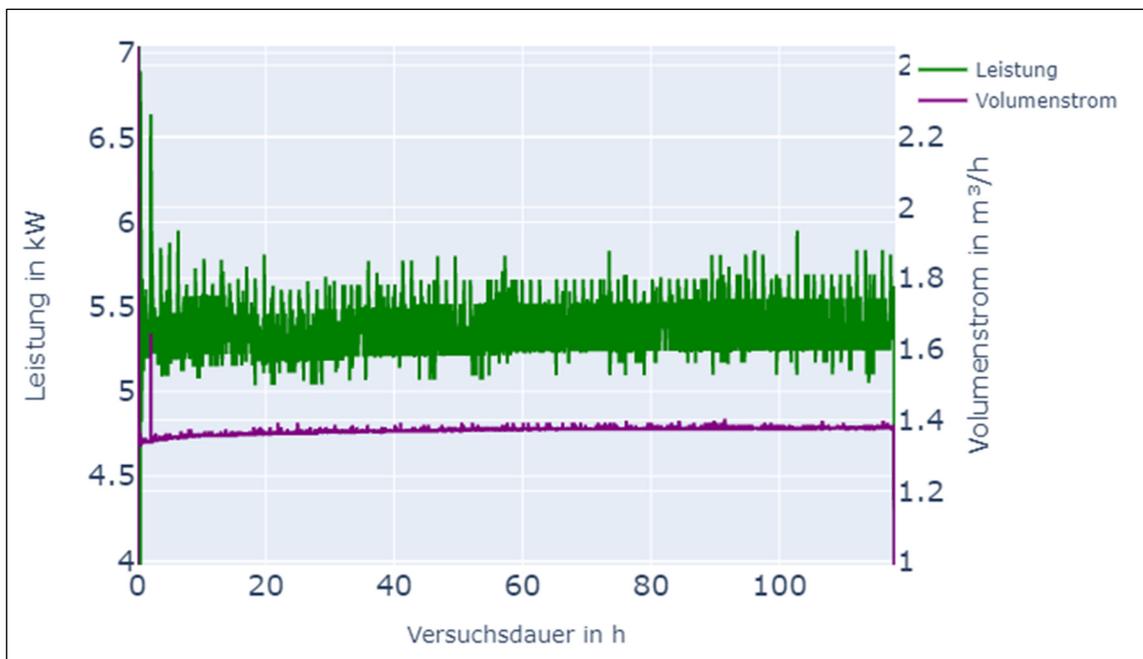


Abb. B-Anh.7 Temperaturverläufe, TRT vom 17.03.2020.



Abb. B-Anh.8 Halblogarithmische Darstellung Mitteltemperaturverlauf, TRT vom 17.03.2020.



Abb. B-Anh.9 Verläufe der sequentiellen Vorwärts- und Rückwärtsauswertung, TRT vom 17.03.2020.

Anhang B.2: TRTs an der 70 m-Sonde

An der 70m-Sonde wurden zwei Versuche durchgeführt. Der erste Versuch wurde am 04.02.2020 und damit im Winter durchgeführt. Der zweite Versuch startete am 21.09.2020 und damit im Sommer.

(A) Auswertung des TRTs vom 04.02.2020

Der TRT vom 04.02.2020 wurde mit einem mittleren Volumenstrom von $1,69 \text{ m}^3/\text{h}$ durchgeführt. Die mittlere Temperaturdifferenz lag bei $3,58 \text{ }^\circ\text{C}$, womit die Sonden mit einer mittleren Leistung von $6,27 \text{ kW}$ beaufschlagt wurden (Zeitverlauf vgl. Abb. B-Anh.11). In Abb. B-Anh.10 sind die Verläufe der Vor- und Rücklauftemperaturen am Sondenkopf dargestellt. Ab Stunde 66 des Versuchs unterschreitet das Konvergenzkriterium (Abb. B-Anh.13).

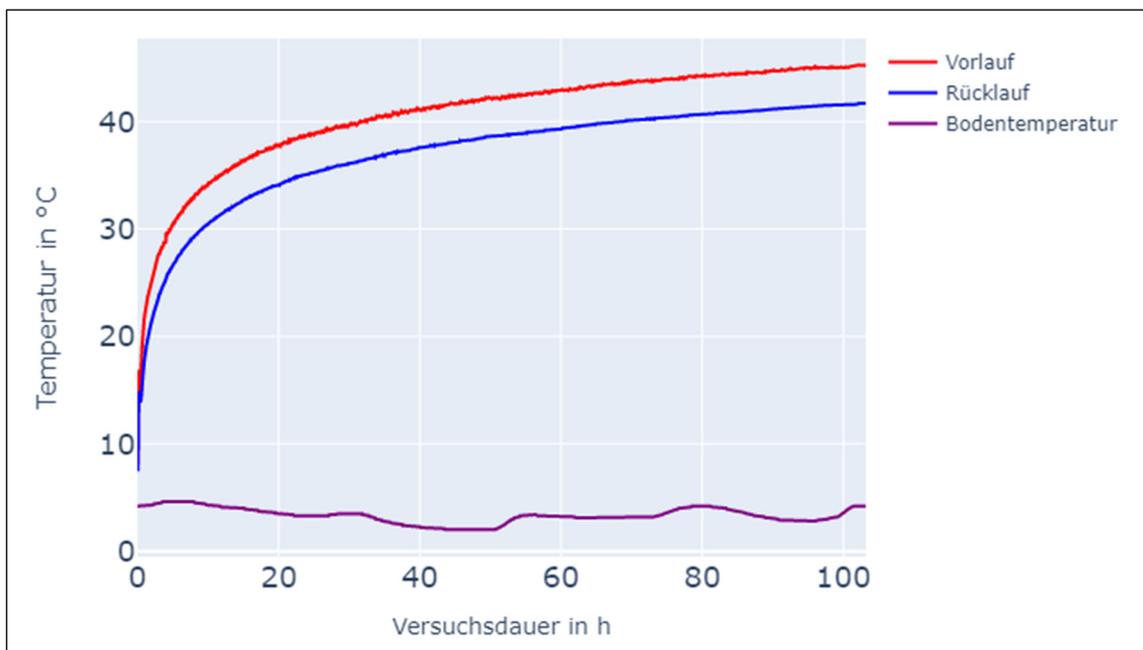


Abb. B-Anh.10 Temperaturverläufe, TRT vom 04.02.2020.

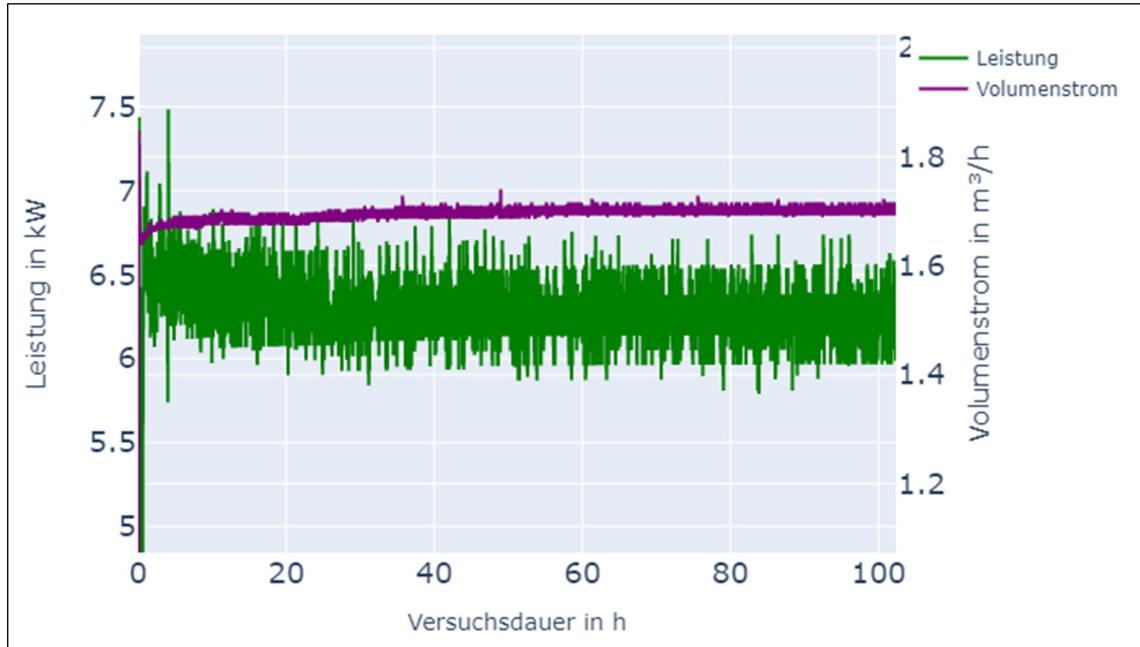


Abb. B-Anh.11 Verläufe Leistung und Volumenstrom, TRT vom 04.02.2020.

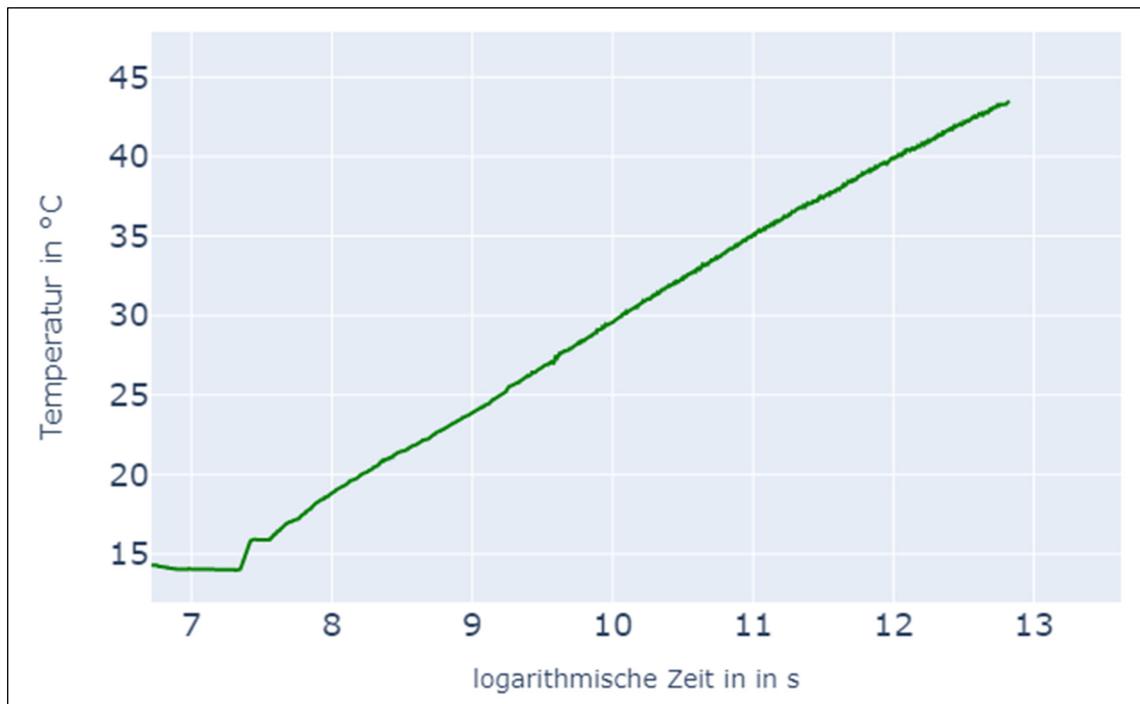


Abb. B-Anh.12 Halblogarithmische Darstellung Mitteltemperaturverlauf, TRT vom 04.02.2020.

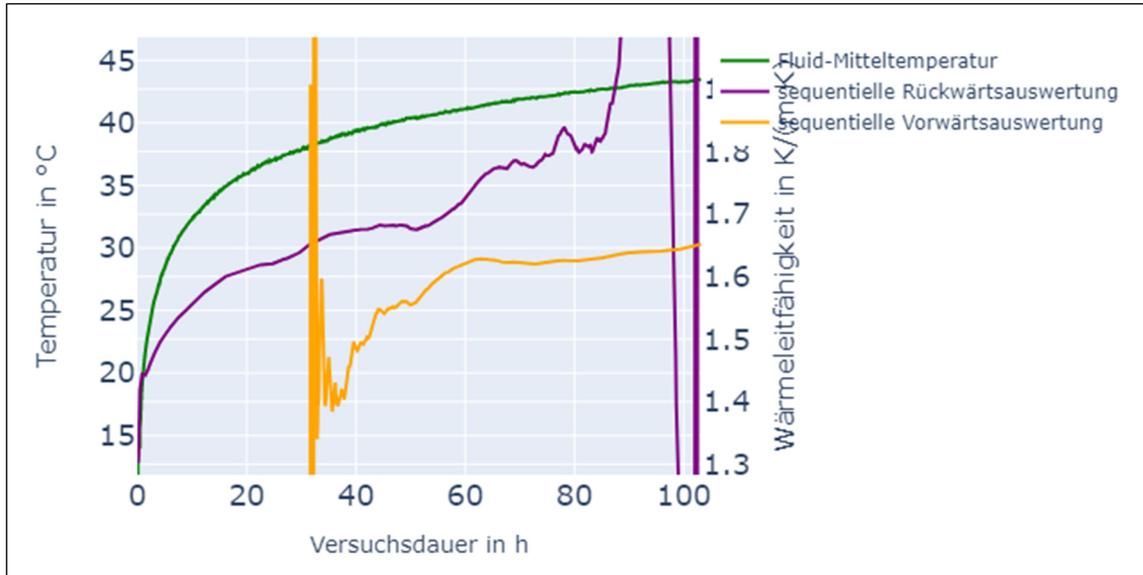


Abb. B-Anh.13 Verläufe der sequentiellen Vorwärts- und Rückwärtsauswertung, TRT vom 04.02.2020.

(B) Auswertung des TRTs vom 21.09.2020

Der TRT vom 21.09.2020 wurde mit einem mittleren Volumenstrom von 1,74 m³/h durchgeführt. Die mittlere Temperaturdifferenz lag bei 3,51 °C, womit die Sonden mit einer mittleren Leistung von 6,32 kW beaufschlagt wurden (Abb. B-Anh.14 bis Abb. B-Anh.17).

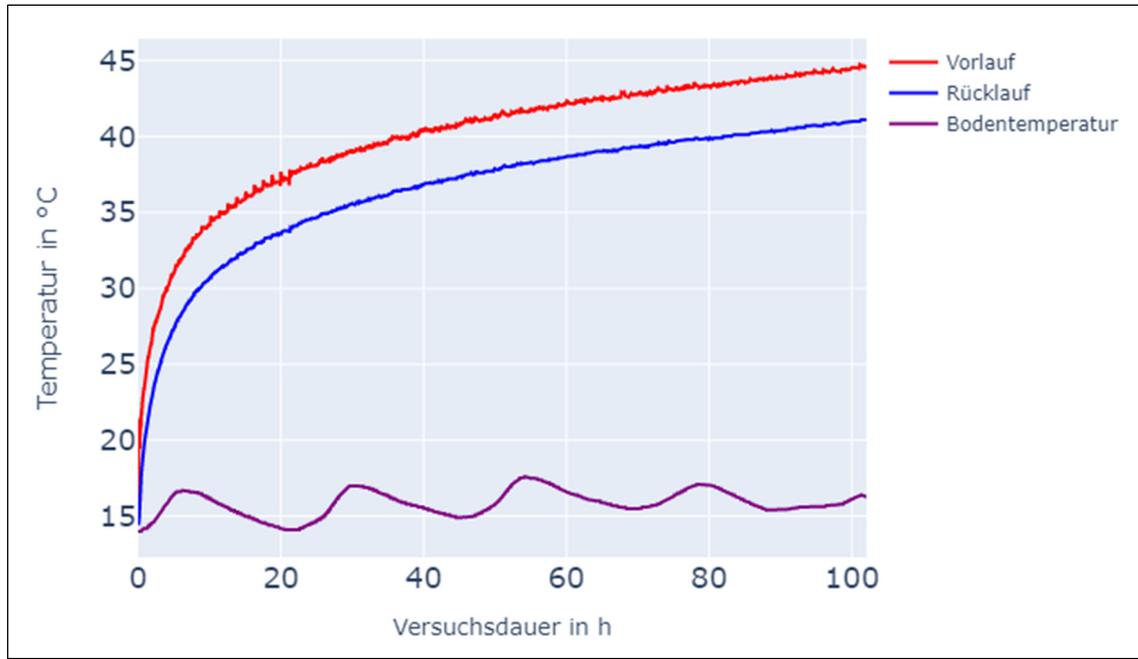


Abb. B-Anh.14 Temperaturverläufe, TRT vom 21.09.2020.

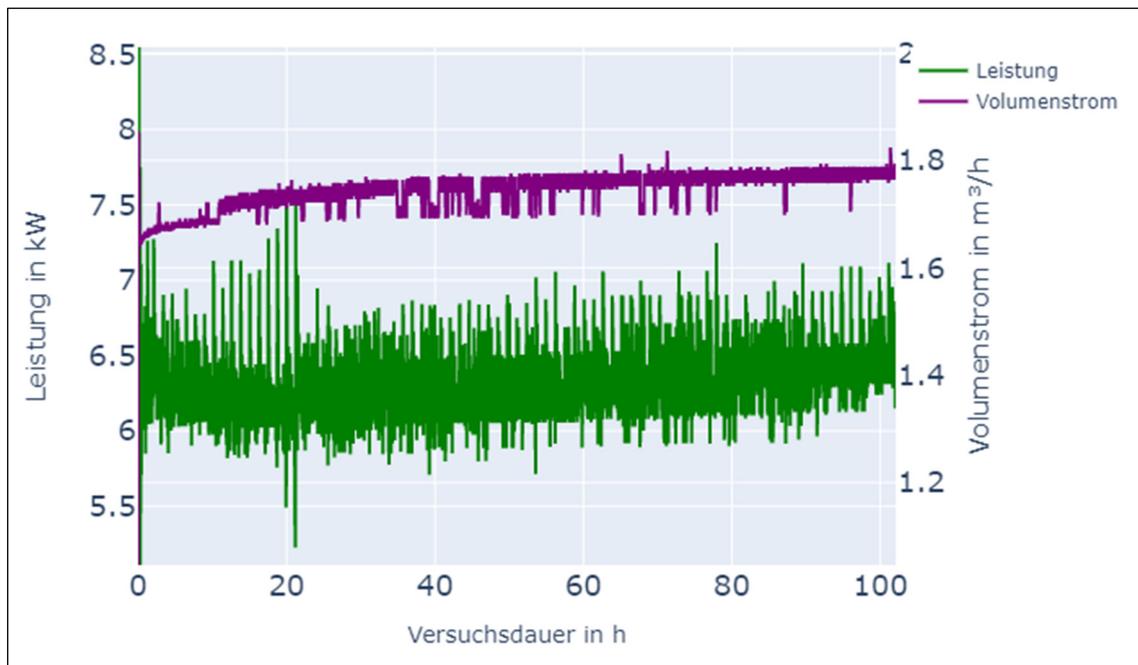


Abb. B-Anh.15 Verläufe Leistung und Volumenstrom, TRT vom 21.09.2020.

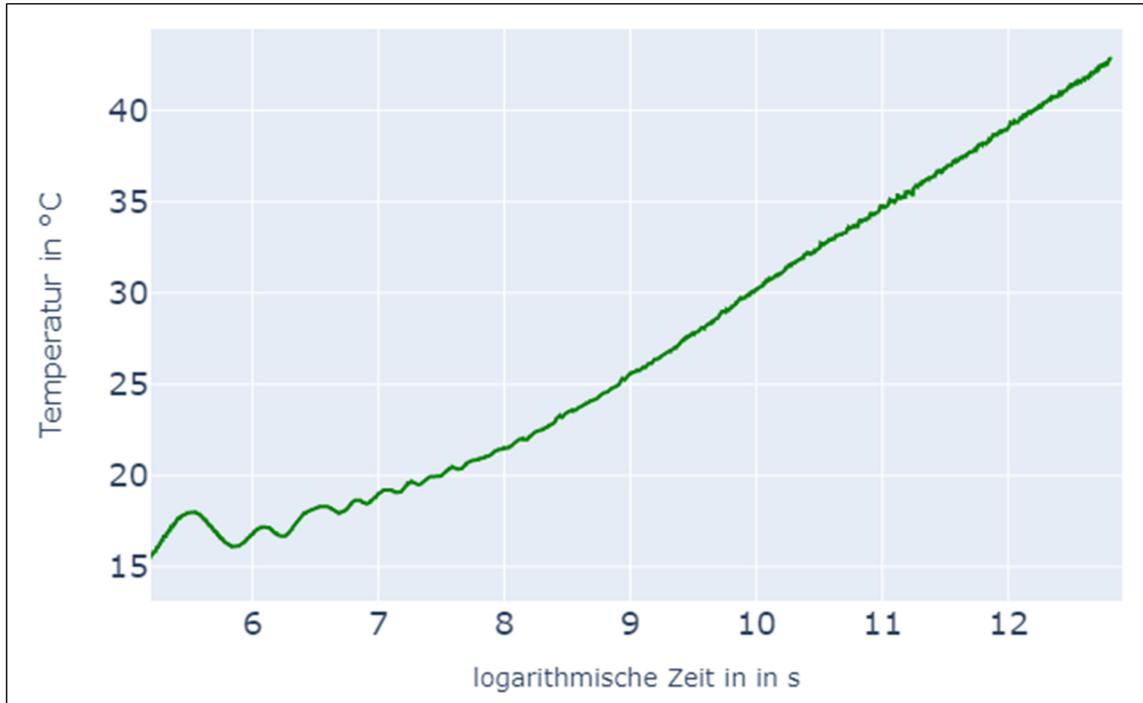


Abb. B-Anh.16 Halblogarithmische Darstellung Mitteltemperaturverlauf, TRT vom 21.09.2020.

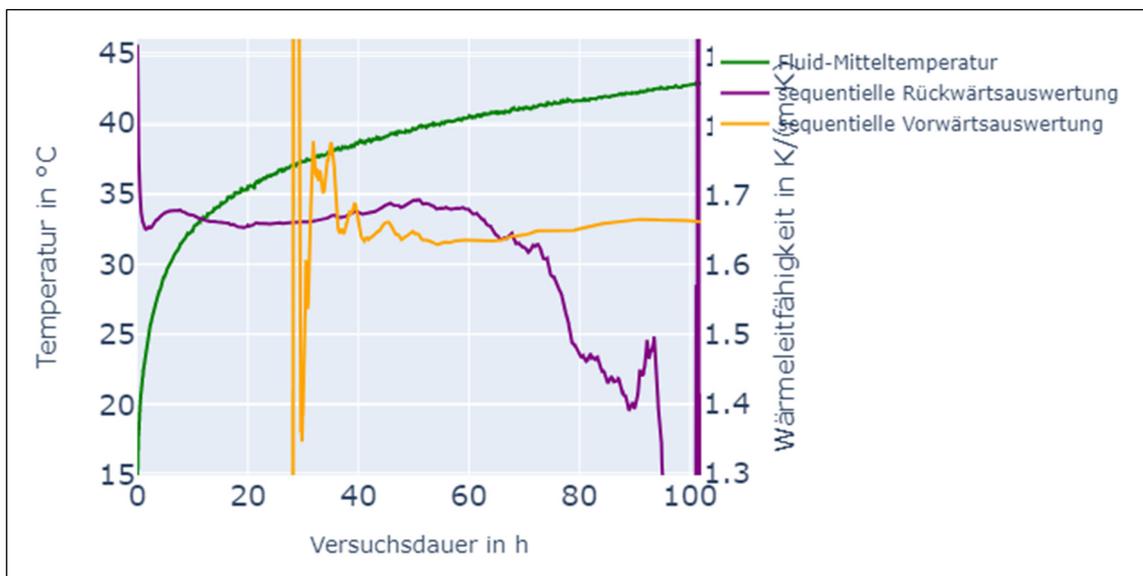


Abb. B-Anh.17 Verläufe der sequentiellen Vorwärts- und Rückwärtsauswertung, TRT vom 21.09.2020.

Anhang B.3: TRTs an der 40 m-Sonde

An der 40 m-Sonde wurden zwei TRTs durchgeführt. Diese fanden vom 25.-28.11.2019 sowie vom 12.-15.06.2020 statt. Bei ersterem musste festgestellt werden, dass die nachträglich am Sondenkopf verbauten Temperatursensoren stark voneinander abweichen. Dies ist in Abb. B-Anh.18 dargestellt. Jeweils ein Sensor im Vorlauf und einer im Rücklauf messen am selben Schenkel des Doppel-U-Rohrs. So bilden die Sensoren 401 und 402 ebenso ein Paar wie die Sensoren 403 und 404. Die Abweichungen hatte regelungstechnisch begründet eine über die Versuchsdauer nicht konstante Leistung zur Folge. Da die Ursache der Sensorabweichung nicht gefunden und behoben werden konnte, wurde an dieser Sonde kein weiterer Versuch durchgeführt.

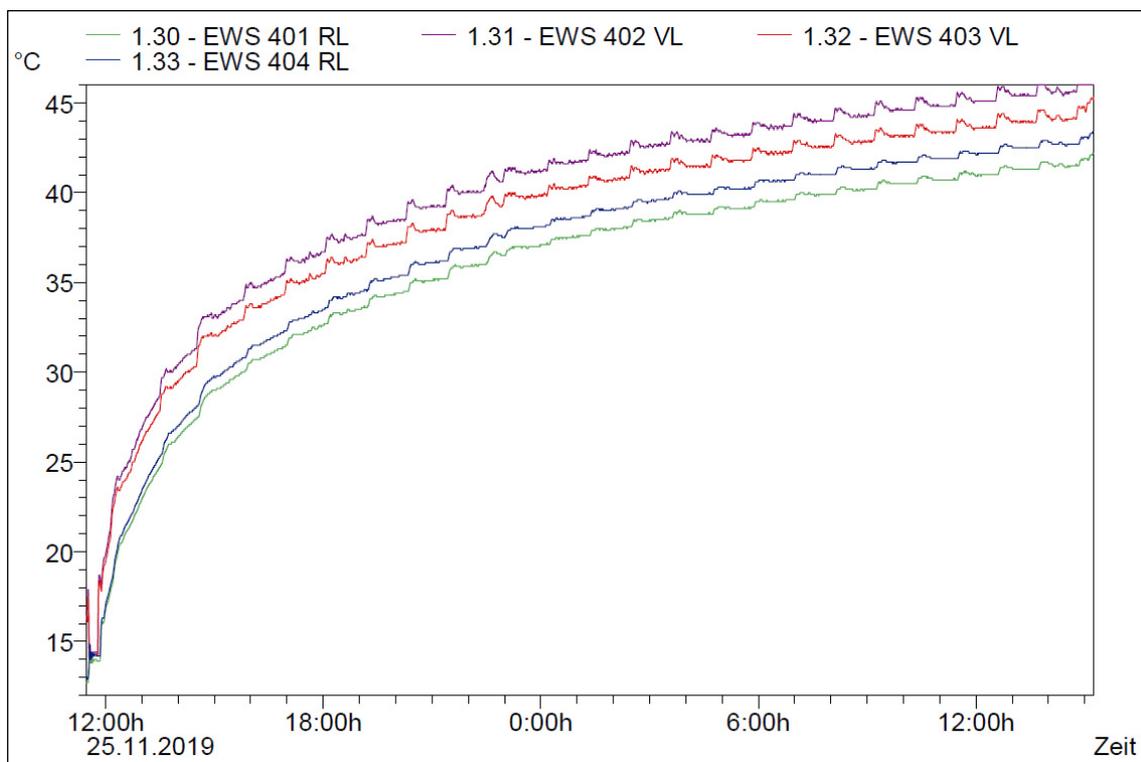


Abb. B-Anh.18 Verlauf der Sondenkopfsensoren, TRT vom 25.11.2019.



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Abschlussbericht zum Forschungsprojekt:

**Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden
beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen**

Kapitel C: Einfluss von Geologie und Hydrogeologie auf das geothermische Standortpotenzial von Erdwärmesondenanlagen

M. Sc. Geol. Axel Gerschel

Fakultät für Wirtschaftswissenschaften und Wirtschaftsingenieurwesen

GERSCHEL, A. (2021): Einfluss von Geologie und Hydrogeologie auf das geothermische Standortpotenzial von Erdwärmesondenanlagen. – in: GERSCHEL, A.; HERLING, M.; SCHÄFER, T.; STÖCKMANN, L.; SUBRAMANI, P.; WALTER, T.; SCHÜTTE, T.; KRIMMLING, J. & MEINERT, J. (2021): Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen. – Abschlussbericht, HSZG (Hrsg.), **2769**: 143-220; Zittau.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	146
Tabellenverzeichnis	149
Symbolverzeichnis	151
Abkürzungsverzeichnis	153
1 Motivation und Zielstellung	154
2 Geologische und hydrogeologische Einflussgrößen bei geothermischen Nutzungen.....	155
2.1 Grundlagen.....	155
2.1.1 Gesteinswärmeleitfähigkeit und -wärmekapazität.....	156
2.1.2 Natürliche Untergrundtemperatur	158
2.1.3 Grundwasserströmung	159
2.1.4 In-situ Bestimmung von Untergrundparametern	161
2.1.5 Auslegungswerkzeuge zur Anlagendimensionierung.....	163
2.2 Zusammenhang zwischen realisierbarer spezifischer Sondenentzugsleistung und Filtergeschwindigkeit	164
2.2.1 Abriss bisheriger Forschungsarbeiten	164
2.2.2 Modellbeschreibung	167
2.2.2.1 Energetischer Lösungsansatz	167
2.2.2.2 Dreidimensionaler Modellaufbau	167
2.2.2.3 Randbedingungen und Untergrundparametrierung.....	168
2.2.2.4 Erdwärmesondenmodell.....	169
2.2.3 Simulationsergebnisse und Diskussion	170
2.2.3.1 Regressions- und Sensitivitätsanalyse des Zusammenhangs von Filtergeschwindigkeit und spez. Sondenentzugsleistung	170
2.2.3.2 Kältefahnausbreitung unterschiedlicher geohydraulischer Szenarien.....	174
2.3 Simulative Abbildung von Grundwassereinfluss durch gesteigerte (effektive) Gesteinswärmeleitfähigkeiten.....	177
2.3.1 Abriss bisheriger Forschungsarbeiten	177
2.3.2 Modellbeschreibung	178
2.3.2.1 Energetik	178
2.3.2.2 Dreidimensionaler Modellaufbau	180
2.3.2.3 Randbedingungen und Untergrundparameter.....	181
2.3.2.4 Erdwärmesondenmodell.....	182
2.3.3 Simulationsergebnisse und Diskussion	182
2.3.3.1 Mittels TRTs bestimmte effektive Gesteinswärmeleitfähigkeiten.....	182
2.3.3.2 Einfluss grundwasserbedingter Konvektion und äquivalent gesteigerter Gesteinswärmeleitfähigkeiten auf den Anlagenbetrieb	183

3	Kleinräumige (hydro)geologisch-geothermische 3D-Modellierung am Standort Zittau.....	187
3.1	Regionalgeologischer Überblick	187
3.2	Datenbasis der Modellierung	190
3.2.1	<i>Recherche hydro-/geologischer Fachdaten für das gewählte Modellgebiet.....</i>	<i>190</i>
3.2.2	<i>Datenerhebung modellrelevanter Parameter an der Erdwärmesondenversuchsanlage der HSZG.....</i>	<i>194</i>
3.2.2.1	Kurzbeschreibung der Erdwärmesondenversuchsanlage.....	194
3.2.2.2	Messung und Interpretation des natürlichen Temperaturregimes im geologischen Untergrund	196
3.2.2.3	Messtechnische Präzisierung der Stoffeigenschaften des Wärmeträgerfluids	197
3.2.2.4	Ergebnisse durchgeführter Thermal Response Tests.....	199
3.2.2.5	Thermisch angeregte Temperaturprofile und bohrlochgeophysikalischer Messungen.....	201
3.3	Modellaufbau mittels Finite-Elemente-Software FEFLOW	202
3.3.1	<i>Geologisches Strukturmodell.....</i>	<i>202</i>
3.3.2	<i>Grundwasserströmungsmodell.....</i>	<i>206</i>
3.4	Modellkalibrierung	208
3.4.1	<i>Modellvorkalibrierung mittels tiefenaufgelöster Profilmessungen der natürlichen Untergrundtemperatur.....</i>	<i>208</i>
3.4.2	<i>Bohrloch- und Gebirgskalibrierung anhand von TRT-Messdaten</i>	<i>210</i>
4	Zusammenfassung und Ausblick.....	214
	Literaturverzeichnis	216

Abbildungsverzeichnis

Abb. C-2.1	Schematische Darstellung der Ausprägung eines Kältetrichters um eine Erdwärmesonde im Heizbetrieb (Wärmeentzug) und resultierende Wärmetransportprozesse im geologischen Untergrund. ...	157
Abb. C-2.2	Schematische Darstellung des natürlichen Temperaturregimes im Tiefenbereich der oberflächennahen Geothermie (nach ETI 2009).	158
Abb. C-2.3	Erläuterung von geohydraulischen Gesetzmäßigkeiten (nach HÖLTING & COLDEWEY 2019) und Geschwindigkeitsbegriffen (nach DIN 4049-1:1954-03).	160
Abb. C-2.4	Thermal Response Test.	162
Abb. C-2.5	Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ bzw. ihres grundwasserbedingten Steigerungspotenzials $\Delta\dot{q}_{EWS,sp}$	166
Abb. C-2.6	Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung der implementierten Erdwärmesonde.....	168
Abb. C-2.7	Anhand numerischer Modellrechnungen ermittelter Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ für eine ungestörte Untergrundtemperatur von 10 °C gegenübergestellt mit dem Kurvenverlauf aus SCHELENZ (2017).	171
Abb. C-2.8	Sensitivitätsanalyse der Einflussnahme verschiedener Parametern auf die spez. Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ bei Betrachtung unterschiedlicher Filtergeschwindigkeiten v_f	173
Abb. C-2.9	Exemplarische Darstellung der maximalen Kältefahnausbreitung am Beispiel von Szenario B-5 im 10. Simulationsjahr (Temperatur-Kolorierung mit durchgezogener Isotherme) sowie jährliche Entwicklung der ersten neun Betriebsjahre (gestrichelte Isothermen).	174
Abb. C-2.10	Szenario- und zeitabhängige Ausbreitung der Kältefahne (0,1 K-Isotherme) in GW-Fließrichtung.	175
Abb. C-2.11	Zusammenhang zwischen maximaler Kältefahnausbreitung (0,1 K-Isotherme) und Filter- bzw. Abstandsgeschwindigkeit im 10. Simulationsjahr.	176
Abb. C-2.12	Gesteinstypabhängiger Zusammenhang zwischen effektiver Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{eff} und Filtergeschwindigkeit v_f (nach HUBER 2013). ..	177
Abb. C-2.13	Thermische Sondenfeldbelastung in Form eines stündlich aufgelösten Lastprofils.	179
Abb. C-2.14	Monatliche Entzugsenergien, getrennt nach Heiz- und Kühlbetrieb. ..	179
Abb. C-2.15	Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung des implementierten Erdwärmesondenfeldes.....	180

Abb. C-2.16	Szenarioabhängige Monatsmittel-Quellentemperaturen für die Betriebsphase Heizen.....	184
Abb. C-2.17	Szenarioabhängige Abweichungen der Monatsmittel-Quellentemperaturen im Vergleich zum Referenzmodell für die Betriebsphase Heizen.	184
Abb. C-2.18	Szenarioabhängige Monatsmittel-Quellentemperaturen für die Betriebsphase Kühlen.....	185
Abb. C-2.19	Szenarioabhängige Abweichungen der Monatsmittel-Quellentemperaturen im Vergleich zum Referenzmodell für die Betriebsphase Kühlen. ...	185
Abb. C-3.1	Regionalgeologische Übersichtskarte der Oberlausitzer Tertiärbecken (nach STEDING et al. 1991).....	187
Abb. C-3.2	Schematische Darstellung der Entwicklungsgeschichte des Zittauer Beckens (aus WAGENBRETH & STEINER 1982).....	188
Abb. C-3.3	Schematischer Schnitt durch das Zittauer Becken (nach HIRSCH et al. 1989 und VULPIUS 2015).	189
Abb. C-3.4	Eingangsdaten für das geologische Strukturmodell: Genutzte Bohrdaten und geologische Schnittverläufe in Relation zur Lage des gewählten Modellgebiets mit der Erdwärmesonden-Versuchsanlage der HSZG.	191
Abb. C-3.5	Positionierung der mit Temperatursensoren ausgestatteten Sondenbohrungen am Versuchsstand der HSZG.....	194
Abb. C- 3.6	Gebäudeseitige Hauptkomponenten der Versuchsanlage.	195
Abb. C-3.7	Natürliches Temperaturregime des geologischen Untergrundes für den Bereich der Erdwärmesondenversuchsanlage (GERSCHEL 2018). ...	196
Abb. C-3.8	Gemessene und nach DIN 12791-3:1983-06 korrigierte temperaturabhängige Dichte-Werte des in der Versuchsanlage genutzten Wärmeträgerfluids sowie zugeordnete Stoffwert-Kennlinie aus LibSecRef (KRETZSCHMER et al. 2018).....	198
Abb. C-3.9	Temperaturabhängige Stoffwert-Kennlinien der spezifischen Wärmekapazität, dynamischen Viskosität und Wärmeleitfähigkeit für ein 41,5 Gew.-%iges Wasser-Ethylenglykol-Gemisch, wie es in der Versuchsanlage genutzt wird (Datenbasis: LibSecRef, KRETZSCHMER et al. 2018).	199
Abb. C-3.10	Exemplarische Aufheizkurve für den TRT an der Testfeldsonde EWS 1 (17.-22.03.2020).	200
Abb. C-3.11	Teufenkorrigiertes geologisches Profil für den Nahbereich des Versuchsstandes, gegenübergestellt mit den tiefenaufgelösten Temperaturabklingprofilen und Bohrlochgeophysikmessungen.	204
Abb. C-3.12	Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung des implementierten Versuchsstandes....	205

- Abb. C-3.13 Überlagerung der Hydroisohypsen für die Grundwasserstockwerke G1 sowie ZiC mit lokal resultierenden Fließrichtungen als Pfeildarstellung (Datenbasis: LfULG, vgl. Abschnitt 3.2.1). 206
- Abb. C-3.14 Natürliches Temperaturregime im Untergrund des Sondentestfeldes (Profilmessungen an unterschiedlichen Sonden) sowie Veranschaulichung von schichtabhängigen Schwankungen des geothermischen Gradienten ab 25 m Tiefe gegenübergestellt mit dem ungestörten Temperaturverlauf des vorkalibrierten FEFLOW-Modells. ... 209
- Abb. C-3.15 Gegenüberstellung der real gemessenen Aufheizkurven von Sondenvor- und -rücklauf mit den Simulationsergebnissen nach erfolgreicher Bohrlochkalibrierung für die ersten 150 min des am 23.09.2019 durchgeführten TRTs an EWS1 sowie Darstellung des gemessenen und für die Modellrechnung geglätteten Verlauf der aufgeprägten Sondenleistung..... 211
- Abb. C-3.16 Gegenüberstellung der real gemessenen Aufheizkurven von Sondenvor- und -rücklauf mit den Simulationsergebnissen nach erfolgreicher Gebirgskalibrierung für den am 23.09.2019 durchgeführten TRT an EWS1 sowie Darstellung des gemessenen und für die Modellrechnung geglätteten Verlauf der aufgeprägten Sondenleistung.... 212

Tabellenverzeichnis

Tab. C-2.1	Gegenüberstellung der Ergebnisse einer exemplarischen Modellrechnung mit Variation der Untergrundparameter für eine mittelgroße Erdwärmesondenanlage.	156
Tab. C-2.2	Wärmeleitfähigkeit und volumenbezogene spezifische Wärmekapazität für einige exemplarische Gesteinstypen (nach VDI 4640-1:2010-06).	157
Tab. C-2.3	Anhaltswerte für die Durchlässigkeit von Lockergesteinen (nach DIN 18130-1:1998-05).	160
Tab. C-2.4	Berechnete spez. Entzugsleistungen in Abhängigkeit der Filtergeschwindigkeit und Gesteinswärmeleitfähigkeit nach Formel C.14.	165
Tab. C-2.5	Gesteinsspezifische Parametrierung der betrachteten Simulationsreihen.	168
Tab. C-2.6	Parametrierung des im FEFLOW-Modellkörper implementierten Erdwärmesondenmodells.	169
Tab. C-2.7	Übersicht der szenarioabhängigen hydraulischen Randbedingungen sowie Gegenüberstellung von Filtergeschwindigkeiten v_f und simulativ resultierenden spez. Entzugsleistungen $\dot{q}_{EWS,sp}$	170
Tab. C-2.8	Maximale Ausbreitungsstrecken der Kältefahnen (0,1 K-Isotherme) in GW-Fließrichtung verschiedener geohydraulischer Szenarien in Abhängigkeit des Simulationsjahres.	175
Tab. C-2.9	Empfehlungen für effektive Gesteinswärmeleitfähigkeiten von wasserführenden Sanden (nach HUBER et al. 2014).	178
Tab. C-2.10	Gebäudetechnische Spezifikation aus im Vorfeld erfolgter Gebäude- und Anlagensimulation mit TRNSYS.	178
Tab. C-2.11	Parametrierung der betrachteten Modellszenarien.	181
Tab. C-2.12	Parametrierung des im FEFLOW-Modellkörper implementierten Erdwärmesondenmodells.	182
Tab. C-2.13	TRT-Ergebnisübersicht für die geohydraulischen Szenarien A.1 und A.2.	183
Tab. C-3.1	Übersicht der für das geologische Strukturmodell ausgewählten Bohrungen.	192
Tab. C-3.2	Vereinfachtes Normalprofil der Grundwasserstockwerke im Zittauer Becken (nach LfULG).	193
Tab. C-3.3	Übersicht verwendeter GW-Messstellen und Stichtagsmessungen.	193
Tab. C-3.4	Übersicht erdseitiger Temperatursensorik der Versuchsanlage.	195
Tab. C-3.5	Ergebnisse der durchgeführten TRTs an den Testfeldsonden EWS 1 und EWS 2.	201
Tab. C-3.6	Lithostratigraphisches Normalprofil für das gewählte Modellgebiet.	203

- Tab. C-3.7 Parametrierung der im Modell implementierten Testfeldsonden. 212
- Tab. C-3.8 Parametrierung des geologischen Modells im Ergebnis des Kalibrierungsprozesses (Wärmeleitfähigkeits- und Wärmekapazitätswerte wurden anhand der jeweiligen effektiven Porosität rechnerisch in einen Fluid- und einen Feststoffanteil aufgesplittet). ... 213

Symbolverzeichnis

Symbol	Parameter	Einheit
α	Temperaturleitfähigkeit (thermische Diffusivität), $\alpha = \lambda/c_v$	[m ² /s]
a	Rohr-Mittenabstand	[mm]
A	Durchströmte Fläche des zugehörigen Grundwasserleiters	[m ²]
b	Breite	[m]
c_p	Spezifische Wärmekapazität	[J/(kg·K)]
c_v	Spezifische volumetrische Wärmekapazität, $c_v = \rho \cdot c_p$	[J/(m ³ ·K)]
COP	Leistungszahl der Wärmepumpe (Coefficient Of Performance)	[-]
d	Durchmesser	[mm]
D	Distanz	[m]
e	Eulersche Zahl, $e \approx 2,7183$	[-]
E	Energie (thermische Entzugs-/Einspeisenergie)	[kWh]
γ	Euler-Mascheroni-Konstante, $\gamma \approx 0,5722$	[-]
G	Geothermischer Gradient	[K/m]
GWF	Grundwasserfluss nach PANTELEIT & REICHLING (2006)	[-]
h	Höhe	[m]
h_D	Druckhöhenunterschied	[m]
H	Erdwärmesondenlänge	[m]
i	Hydraulischer Gradient	[-]
JAZ	Jahresarbeitszahl	[-]
k	Steigung	[-]
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	[m/s]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m·K)]
λ_{eff}	Effektive Untergrundwärmeleitfähigkeit über die Sondenlänge	[W/(m·K)]
l	Fließlänge	[m]
m	Achsenabschnitt	[-]
n	Anzahl	[-]
η_{Fluid}	Dynamische Viskosität des Sondenfluids	[10 ⁻³ kg/(m·s)]
n_{eff}	Nutzbare Gesteinsporosität	[-]
n_{EWS}	Sondenanzahl	[-]
π	Kreiszahl, $\pi \approx 3,1416$	[-]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
\dot{q}	Wärmestromdichte	[J/(s·m ²)]
\dot{q}_{EWS}	Gesamtsondenentzugsleistung	[W]

Symbol	Parameter	Einheit
$\dot{q}_{EWS,sp}$	Spezifische Sondenentzugsleistung	[W/m]
\dot{q}_{Feld}	Erdwärmesondenfeld-Entzugsleistung	[W]
\dot{Q}	An die Erdwärmesonde angelegte thermische Leistung	[W]
\dot{Q}_{WP}	Wärmepumpenheizleistung	[W]
\dot{Q}_V	Wärmepumpenverdampferleistung	[W]
r_b	Bohrlochradius	[m]
R^2	Bestimmtheitsmaß	[-]
R_b	Thermischer Bohrlochwiderstand	[K/(W/m)]
s	Materialstärke	[mm]
t	Zeit	[s]
t_{Heiz}	Heizzeitraum	[s]
t_B	Betriebs- / Jahresvolllaststunden	[h/a]
T	Temperatur	[°C]
T_{in}	Sondenvorlauf-Temperatur	[°C]
T_{out}	Sondenrücklauf-Temperatur	[°C]
ΔT	Temperatur-Unterschied / -Spreizung	[K]
T_b	Über die Sondentiefe gemittelte ungestörte Untergrundtemperatur	[°C]
T_f	Fluidmitteltemperatur (arithmetischer Mittelwert Sondenvor- und -rücklauf)	[°C]
v_a	Abstandsgeschwindigkeit	[m/s]
v_f	Filtergeschwindigkeit	[m/s]
\dot{V}	Volumenstrom / Durchsatz	[m³/s]

Abkürzungsverzeichnis

Kürzel	Wortlaut
DGM	Digitales Geländemodell
DIN	Deutsche Industrie-Norm
DV	Direktverdampfer-Sonde
EWS	Erdwärmesonde
EED	Earth Energy Designer
GOK	Geländeoberkante
GW	Grundwasser
GWL	Grundwasserleiter
HSZG	Hochschule Zittau / Görlitz
LfULG	Sächsisches Landesamt für Umwelt, Landwirtschaft und Geologie
Ma	Millionen Jahre vor heute
NN	Normalnull
PE	Polyethylen
PE-RC	Verstärktes Polyethylen (Resistance to Crack)
PE-Xa	Peroxidvernetztes Polyethylen
TRT	Thermal Response Test
UBG	Unterbegleiter
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WP	Wärmepumpe

1 Motivation und Zielstellung

Vor dem Hintergrund energiepolitischer Zielstellungen der deutschen Bundesregierung (BMWi 2015), stellen erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen bei der Gebäudetemperierung eine effiziente und zukunftsorientierte Alternative zu konventionellen Heiz- und Kühlwendungen dar. Der geologische Untergrund dient hierbei als Wärmequelle bzw. -senke. Dessen geothermische Erschließung kann mithilfe unterschiedlichster Wärmetauschersysteme erfolgen, wie z. B. Flächenkollektoren, Energiekörben oder thermisch aktivierten Pfahlgründungen (Energiepfähle). Häufigste Verwendung finden allerdings untiefe Erdwärmesonden aus Kunststoff (PE), welche in der Regel bis in Tiefen von ca. 100 m in den Untergrund eingebacht werden – in anderen Ländern, wie der Schweiz, sind aber auch deutlich tiefere Bohrungen üblich.

Erdwärmesondenanlagen sollten keinesfalls pauschal, d. h. unabhängig von der standortspezifischen Geologie, ausgelegt werden. Ansonsten besteht die Gefahr einer Unterdimensionierung, die neben einem Totalausfall auch mit irreversiblen Schäden am unterirdischen Wärmetauschersystem (Frostschäden) einhergehen kann. Der in diesem Zusammenhang ebenfalls mögliche Fall einer ungewollten Überdimensionierung hingegen würde mit unnötigen Investkosten zu Buche schlagen und die Anlage somit weniger konkurrenzfähig gegenüber alternativen Heiz- und Kühlkonzepten machen. Eine fachgerechte Auslegung von Erdwärmesondenanlagen ist somit obligatorisch und erfordert eine fundierte Auseinandersetzung mit den jeweiligen geologischen und hydrogeologischen Standortverhältnissen. Hierbei sind insbesondere thermische und hydraulische Gesteinseigenschaften von Interesse, da sie den konduktiven und ggf. auch konvektiven Wärmetransport im Untergrund und somit das geothermische Standortpotenzial direkt beeinflussen. Vorliegender Beitrag soll sich daher im ersten Themenfeld mit geothermisch relevanten Gesteinseigenschaften auseinandersetzen. Der Fokus wird hierbei insbesondere auf hydrogeologische und somit konvektiv wirksame Einflussgrößen gelegt, da diese heutzutage bei der Anlagendimensionierung aufgrund des unverhältnismäßigen Zeitaufwands bzw. mangels geeigneter Auslegungstools meist noch vernachlässigt werden. Hierbei gilt es unter anderem, mittels numerischer Modellrechnungen den Einfluss grundwasserbedingter Konvektion auf das geothermische Standortpotenzial für fiktive Szenarien zu verdeutlichen und die Möglichkeit analytischer Zusammenhänge zu prüfen.

Eine weitere Zielstellung der vorliegenden Arbeit besteht im Aufbau eines detaillierten thermo-hydraulischen 3D-Modells des geologischen Untergrundes im Nahbereich der Erdwärmesondenversuchsanlage der HSZG am Standort Zittau. Hierbei gilt es zunächst, die sehr komplexe Wechsellagerung vor allem tertiärer Sedimentschichten im Zittauer Becken mittels lithologisch-stratigraphischer sowie geophysikalischer Bohrungsdaten strukturell zu erfassen, um diese anschließend in ein räumliches Finite-Elemente-Modell überführen zu können. Die Integration eines realitätsnahen Strömungsmodells soll darüber hinaus sicherstellen, dass neben dem konduktiven Wärmetransport ebenso grundwasserbedingte Konvektion im Untergrund um die Versuchsanlage simulativ abgebildet werden kann. Für zukünftige Forschungsarbeiten am Erdwärmesondenversuchsstand wird somit die Möglichkeit geschaffen, Auswirkungen experimenteller Untersuchungen auf das Untergrundtemperaturregime vorab modelltechnisch zu prüfen bzw. zeitaufwendige

Versuchsdurchführungen grundlegend virtuell durchzuführen. Des Weiteren können erforderliche thermische Regenerationszeiten zwischen einzelnen Versuchsreihen im Zuge von Simulationsrechnungen präzise ermittelt werden. Die umfangreiche Messensorik im Untergrund der Erdwärmesondenversuchsanlage gestattet es darüber hinaus auch, in umgekehrter Weise Modellergebnisse mit realen Messdaten zu validieren. Somit sind auch im Rahmen von Folgeforschungsprojekten die Voraussetzungen geschaffen, direkte Zusammenhänge zwischen Grundwasserströmung und dem geothermischen Standortpotenzial am Fallbeispiel Zittau modelltechnisch zu untersuchen und mit Realdaten zu unterlegen.

2 Geologische und hydrogeologische Einflussgrößen bei geothermischen Nutzungen

2.1 Grundlagen

Im Hinblick auf die Auslegung von Erdwärmesondenanlagen definiert sich das geothermische Standortpotenzial durch die realisierbare Wärmeleistung und -energie, die dem geologischen Untergrund in Abhängigkeit von Betriebszeitraum, Bohrtiefe, Sondenabstand und -anzahl nachhaltig, d. h. unter Berücksichtigung vorgegebener Temperaturgrenzen, entzogen (Heizfall) bzw. zugeführt (Kühlfall) werden kann. Abhängig ist dies vom natürlichen Temperaturregime des thermisch erschlossenen Gesteins sowie vom Wärmetransportvermögen des selbigen. Im geologischen Untergrund vollzieht sich Wärmetransport einerseits durch Konduktion (Wärmeleitung), bei vorhandener Grundwasserströmung allerdings auch mittels Konvektion (STOBER & BUCHER 2020). Vor diesem Hintergrund bestimmen folgende wesentliche Untergrundparameter die geothermischen Standorteigenschaften:

- **Gesteinswärmeleitfähigkeit** und untergeordnet auch -wärmekapazität
- **natürliche Untergrundtemperatur**
- ggf. **Grundwasserströmung** bzw. hydraulische Gesteinseigenschaften

Anhand ausgewählter Modellrechnungen für ein fiktives Fallbeispiel einer mittelgroßen Erdwärmesondenanlage, welche einzig dem Heizzweck dient, zeigt Tab. C-2.1 exemplarisch das Ausmaß der Einflussnahme dieser zentralen Parameter bei der Anlagendimensionierung. Daraus geht hervor, dass eine Erhöhung der mittleren ungestörten Untergrundtemperatur um 2 K (Modell A) im konkreten Fall bereits zu einer Ersparnis von 110 Bohrmetern (~ 17,5 %) führt. Bei einem angesetzten Bohrmeterpreis von 60 €/m ergibt sich im Vergleich mit der Referenzanlage somit ein Kostenunterschied von 6.600 €. Eine höhere Gesteinswärmeleitfähigkeit von 3,7 W/(m·K), ein Wert wie er typisch für den Standort Freiberg/Sachsen ist (Modell B), reduziert die Gesamtbohrmeter um 25,4 % und die Kosten um 9.600 €. Unter Berücksichtigung einer Grundwasserströmung (Modell C), wie sie hinsichtlich der Randbedingungen in Tab. C-2.1 beschrieben ist, verringert sich die erforderliche Gesamtbohrmeteranzahl sogar um 36,5 % bei einer Kosteneinsparung von 13.800 €.

Tab. C-2.1 Gegenüberstellung der Ergebnisse einer exemplarischen Modellrechnung mit Variation der Untergrundparameter für eine mittelgroße Erdwärmesondenanlage.

	Parameter	Einheit	Parametervariation von Modellanlagen			
			Referenz	A	B	C
Rand- bedingungen ⁽¹⁾	Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{Gestein} ^(2,3)	[W/(m·K)]	2,4	2,4	3,7	2,4
	Ungest. Untergrundtemperatur T_b ⁽³⁾	[°C]	10	12	10	10
	Berücksichtigung Grundwassereinfluss		nein	nein	nein	ja ⁴
Simulations- ergebnisse	Genutzte Simulations-Software		EED	EED	EED	FEFLOW
	Bohrungsanzahl n_{EWS}	[-]	6	5	5	4
	Bohrteufe H	[m]	105	104	94	100
	Gesamtbohrmeter	[m]	630	520	470	400

⁽¹⁾ Fixe Randbedingungen: Heizbedarf: 60 MWh/a, $\dot{Q}_{WP} = 30$ kW, Sondenabstand: 10 m, $JAZ = 4,5$, Sondentyp: PE-RC 32 x 3,0 mm Doppel-U, Auslegungszeitraum: 50 Jahre, $\lambda_{\text{verfüllung}} = 2,0$ W/(m·K) (thermisch verbessert)

⁽²⁾ bezogen auf die Beispiel-Standorte Dresden (2,4 W/(m·K)) und Freiberg (3,7 W/(m·K))

⁽³⁾ als Mittelwert über die gesamte Bohrtiefe

⁽⁴⁾ angesetzte Aquifer-Eigenschaften: Gesamtmächtigkeit über die Bohrtiefe: 30 m, $k_f = 2 \cdot 10^{-4}$ m/s, $n_{eff} = 0,2$, $i = 0,01$

2.1.1 Gesteinswärmeleitfähigkeit und -wärmekapazität

Eine maßgebende Größe für den konduktiven Wärmetransport, d. h. den Energietransport zwischen benachbarten Molekülen eines Materials, ist durch die Wärmeleitfähigkeit gegeben (STEPHAN et al. 2019). Ohne vorhandene Grundwasserströmung stellt Konduktion den primären Wärmetransportmechanismus im geologischen Untergrund dar. Wird dem Untergrundgestein mittels einer Erdwärmesonde für Gebäudeheizzwecke Wärme entzogen, so sinkt die Temperatur im näheren Umfeld der Sonde trichterförmig ab („Kältetrichter“). Aufgrund des Temperaturunterschiedes zum weitläufig umgebenden Untergrundgestein erfolgt mittels Konduktion ein Temperatúrausgleich (Abb. C-2.1). Die Geschwindigkeit dieser thermischen Regeneration und somit auch die über die Erdwärmesonde nachhaltig entziehbare Wärmeleistung und -energie steigt mit zunehmender Gesteinswärmeleitfähigkeit.

Neben der Wärmeleitfähigkeit des Gesteins stellt auch dessen Wärmekapazität einen geothermisch relevanten Parameter dar, welcher insbesondere bei thermischen Speichernutzungen des Untergrundes als wichtiger Einflussfaktor zum Tragen kommt. Beide Gesteinseigenschaften unterliegen abhängig von der Mineralzusammensetzung, d. h. abhängig vom Gesteinstyp, einer gewissen Schwankungsbreite. Insbesondere bei Lockergesteinen hat darüber hinaus auch die Wassersättigung des Porenraums einen großen Einfluss auf Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität (Tab. C-2.2).

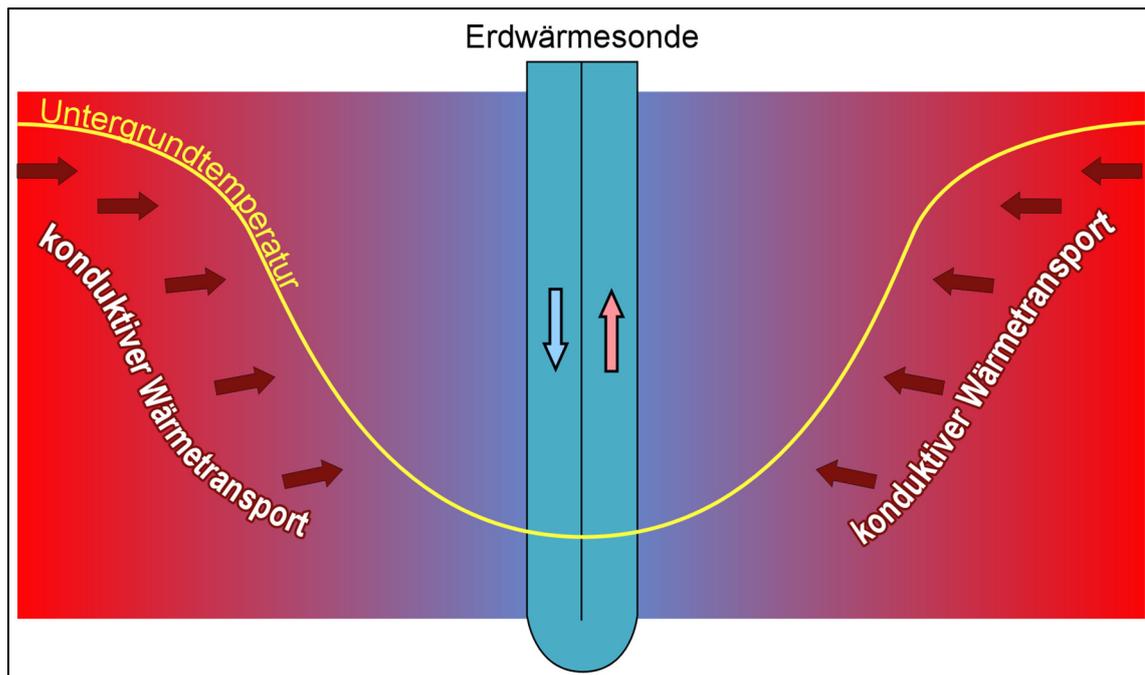


Abb. C-2.1 Schematische Darstellung der Ausprägung eines Kältetrichters um eine Erdwärmesonde im Heizbetrieb (Wärmeentzug) und resultierende Wärmetransportprozesse im geologischen Untergrund.

Tab. C-2.2 Wärmeleitfähigkeit und volumenbezogene spezifische Wärmekapazität für einige exemplarische Gesteinstypen (nach VDI 4640-1:2010-06).

Gesteinstyp	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]		Volumenbezogene spez. Wärmekapazität c_v [MJ/m ³ ·K]
	Spannweite	Empfohlener Rechenwert	
Ton / Schluff, trocken	0,4 - 1,0	0,5	1,5 - 1,6
Ton / Schluff, wassergesättigt	1,1 - 3,1	1,8	2,0 - 2,8
Sand, trocken	0,3 - 0,9	0,4	1,3 - 1,6
Sand, feucht	1,0 - 1,9	1,4	1,6 - 2,2
Sand, wassergesättigt	2,0 - 3,0	2,4	2,2 - 2,8
Kies / Steine, trocken	0,4 - 0,9	0,4	1,3 - 1,6
Kies / Steine, wassergesättigt	1,6 - 2,5	1,8	2,2 - 2,6
Kalkstein	2,0 - 3,9	2,7	2,1 - 2,4
Basalt	1,3 - 2,3	1,7	2,3 - 2,6
Granit	2,1 - 4,1	3,2	2,1 - 3,0
Quarzit	5,0 - 6,0	5,5	2,1
Gneis	1,9 - 4,0	2,9	1,8 - 2,4

2.1.2 Natürliche Untergrundtemperatur

Das natürliche bzw. ungestörte Temperaturregime im geologischen Untergrund gliedert sich, wie in Abb. C-2.2 dargestellt, teufenabhängig in drei Zonen.

Die jahreszeitlich geprägte **saisonale Temperaturzone** reicht in der Regel bis in Tiefen von 10 bis 20 m. Temperaturschwankungen an der Erdoberfläche zeichnen sich innerhalb dieser Tiefenzone zeit- und phasenverzögert ab. Mit zunehmender Teufe verringert sich dabei die Schwankungsbreite (THOLEN & WALKER-HERTKORN 2008).

Als **neutrale Temperaturzone** wird der Tiefenbereich unterhalb der saisonalen Zone bezeichnet, ab dem sich Temperaturschwankungen auf maximal 0,1 K begrenzen (KOENIGSDORFF 2011).

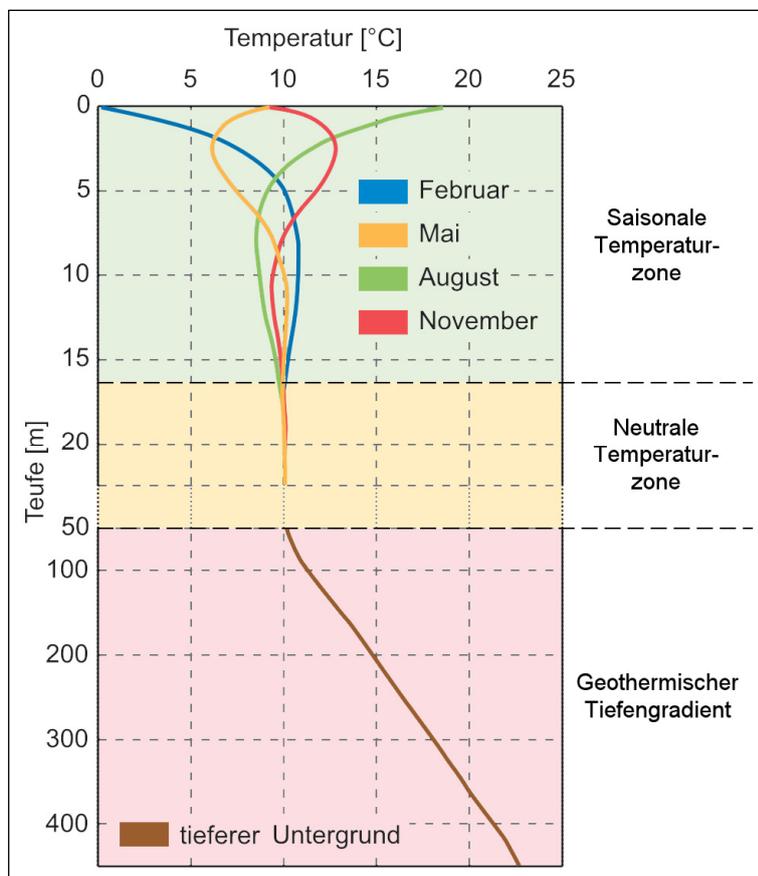


Abb. C-2.2
Schematische Darstellung des natürlichen Temperaturregimes im Tiefenbereich der oberflächennahen Geothermie (nach ETI 2009).

Der **geothermische Tiefengradient G** setzt gewöhnlich ab einer Teufe von etwa 50 m ein. Er bewegt sich im mitteleuropäischen Raum durchschnittlich zwischen 2,8 und 3,0 K/100 m (STOBER & BUCHER 2020). Allerdings kann er standortabhängig auch deutlich vom genannten Mittelwert abweichen, wenn es beispielsweise aufgrund von regionalgeologisch bedingten Wärmeanomalien zu einer lokal erhöhten oder verringerten terrestrischen Wärmestromdichte \dot{q} kommt. Über Klüfte aus größeren Tiefen aufsteigende Thermalwässer vermögen ebenfalls eine (scheinbar) gesteigerte Wärmestromdichte herbeizuführen. Darüber hinaus kann der Wärmestrom aus dem Erdinneren durch eine herabge-

setzte oder erhöhte Wärmeleitfähigkeit von Gesteinsschichten in seiner vertikalen Ausbreitung gestaut oder befördert werden. Nachstehende Gleichung C.1 nach MARTIN et al. (2000) verdeutlicht die ausgeführten Zusammenhänge.

$$G = \frac{\dot{q}_{geo}}{\lambda_{Gestein}} \quad (C.1)$$

Die mittlere ungestörte Untergrundtemperatur im üblichen Tiefenbereich untiefer Erdwärmesondenbohrungen wird somit von den lokal vorherrschenden terrestrischen Wärmestromeigenschaften, der Gesteinsbeschaffenheit sowie von den regionalklimatischen Gegebenheiten bestimmt.

Im Hinblick auf die Auslegung und den Betrieb von Erdwärmesondenanlagen erweisen sich für den Heizbetrieb, wie das Modellbeispiel in Tab. C-2.1 verdeutlicht, höhere Untergrundtemperaturen als günstig. Bei Kühlanwendungen hingegen ist ein niedriges natürliches Temperaturniveau des thermisch zu erschließenden Gesteinskörpers von Vorteil.

2.1.3 Grundwasserströmung

Bei ausreichender Durchströmung stellt Konvektion innerhalb von Aquiferen den dominanten Wärmetransportmechanismus dar. Da Konvektion, im Vergleich zur Konduktion, Wärme deutlich effizienter transportiert, erfährt der geologische Untergrund im Bereich grundwasserleitender Gesteinsschichten eine deutlich schnellere Regeneration nach thermischen Belastungen durch Erdwärmesonden. Die Intensität des konvektiven Wärmetransports, die einer Erdwärmesondenanlage durch den Einfluss von Grundwasser zuteilwerden kann, richtet sich neben der Anzahl und Mächtigkeit der durchteuften Grundwasserstockwerke ebenso nach der jeweiligen Stärke der Grundwasserströmung. Diese lässt sich im Porengrundwasserleiter durch die sogenannte **Filtergeschwindigkeit** v_f quantifizieren. Hierzu sei zunächst auf HENRY DARCY (franz. Wasserbauingenieur, 1803-1858) hingewiesen, der bei der Durchströmung von Filtern eine Proportionalität zwischen Volumenstrom \dot{V} , durchströmter Fläche A und hydraulischem Gradienten i (Quotient aus Druckhöhenunterschied h_D und Fließlänge l) feststellte (C.2 / Abb. C-2.3 A).

$$\dot{V} \sim A \cdot \frac{h_D}{l} = A \cdot i \quad (C.2)$$

Als filter- bzw. gesteinspezifischem Proportionalitätsfaktor wurde von DARCY der Durchlässigkeitsbeiwert k_f eingeführt und damit das DARCY-Gesetz (C.3) formuliert (Abb. C-2.3 A).

$$\dot{V} = k_f \cdot A \cdot i \quad (C.3)$$

Die daran anlehrende Filtergeschwindigkeit v_f (auch DARCY-Geschwindigkeit) eines Grundwasserkörpers definiert sich als Quotient aus dem Volumenstrom \dot{V} und der Fläche A des zugehörigen Grundwasserquerschnitts (C.4). Es handelt sich somit, auch wenn es ihre Einheit vermuten lässt, um keine Geschwindigkeit im eigentlichen Sinne (DIN 4049-1:1954-03; Abb. C-2.3 B).

$$v_f = \frac{\dot{V}}{A} \left[\frac{m^3}{m^2 \cdot s} = \frac{m}{s} \right] \quad (C.4)$$

Anhand des DARCY-Gesetzes kann die Filtergeschwindigkeit v_f auch gemäß Formel C.5 beschrieben werden.

$$v_f = k_f \cdot \frac{h_D}{l} = k_f \cdot i \quad (C.5)$$

Im Grundwasserleiter ist die Filtergeschwindigkeit v_f demnach im Wesentlichen vom gesteinspezifischen Durchlässigkeitsbeiwert k_f und dem vorherrschenden hydraulischen Gradienten i abhängig. Die große Variationsbreite der Durchlässigkeit von Lockergesteinen verdeutlicht Tab. C-2.3.

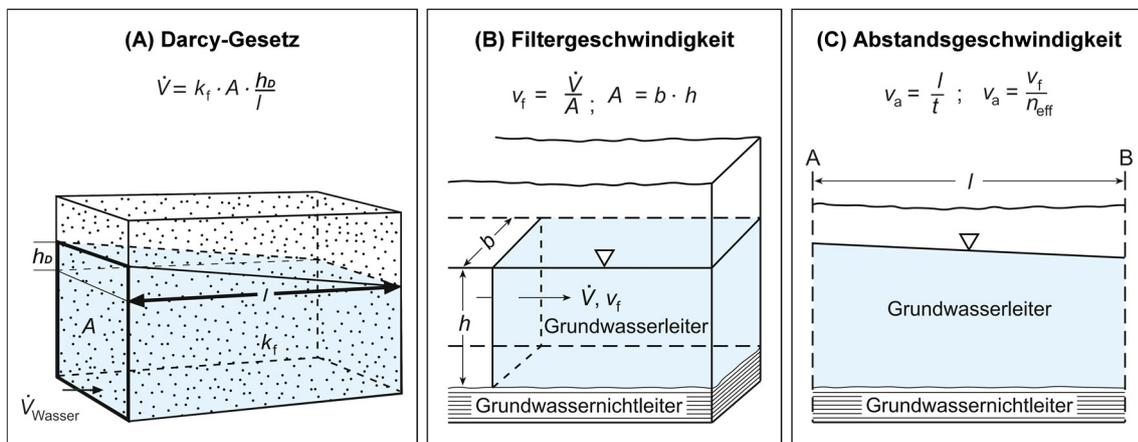


Abb. C-2.3 Erläuterung von geohydraulischen Gesetzmäßigkeiten (nach HÖLTING & COLDEWEY 2019) und Geschwindigkeitsbegriffen (nach DIN 4049-1:1954-03). **A:** Darcy-Gesetz. **B:** Filtergeschwindigkeit. **C:** Abstandsgeschwindigkeit.

Tab. C-2.3 Anhaltswerte für die Durchlässigkeit von Lockergesteinen (nach DIN 18130-1:1998-05).

Lockergesteine	Durchlässigkeitsbeiwert k_f [m/s]	Bewertung der Durchlässigkeit
Reiner Kies	$k_f > 10^{-2}$	sehr stark durchlässig
Sandiger Kies, Mittel-, Grobsand	$10^{-4} < k_f \leq 10^{-2}$	stark durchlässig
Feinsand, schluffiger Sand	$10^{-6} < k_f \leq 10^{-4}$	durchlässig
Schluff, toniger Schluff	$10^{-8} < k_f \leq 10^{-6}$	schwach durchlässig
Ton, schluffiger Ton	$k_f < 10^{-8}$	sehr schwach durchlässig

Nicht unerwähnt sollte in diesem Zusammenhang der Begriff der **Abstandsgeschwindigkeit** v_a bleiben. Sie ist der Quotient aus dem Abstand bzw. der Fließlänge l und der Fließzeit t , lässt sich entsprechend C.6 aber auch als Quotient von Filtergeschwindigkeit v_f und nutzbarer Gesteinsporosität n_{eff} beschreiben (Abb. C-2.3 C).

$$v_a = \frac{l}{t} = \frac{v_f}{n_{eff}} \quad (\text{C.6})$$

Vor dem Hintergrund der erläuterten Termini wird deutlich, dass die umgangssprachliche „Grundwasserfließgeschwindigkeit“ keineswegs mit der Filter- oder Abstandsgeschwindigkeit gleichzusetzen ist. Stattdessen stellt sie in der Geohydraulik lediglich eine übergeordnete Bezeichnung für unterschiedliche genau definierte Geschwindigkeitsbegriffe dar.

2.1.4 In-situ Bestimmung von Untergrundparametern

Wie bereits näher im Abschnitt 2.1.1 ausgeführt, ist bei der Auslegung von Erdwärmesondenanlagen die Kenntnis der standortspezifischen Gesteinswärmeleitfähigkeit von essentieller Bedeutung. Lässt sich die lokale Lithologie beispielsweise anhand von geologischen Nachschlagewerken oder der Dokumentation benachbarter Bohrungen ermitteln, so kann bei der Dimensionierung kleiner Erdwärmesondenanlagen (Heizleistung ≤ 30 kW) anhand der zu erwartenden geologischen Schichtenabfolge auf gesteinstypische Wärmeleitfähigkeitswerte aus der Literatur zurückgegriffen werden, wie sie beispielsweise in der VDI 4640-1:2010-06 zu finden sind (Tab. C-2.2).

Die Dimensionierung größerer Erdwärmesondenanlagen mit Wärmepumpenheizleistungen über 30 kW erfordert in der Regel hingegen eine präzisere Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des geothermisch zu erschließenden Gesteinskörpers. Ein etabliertes Verfahren zur in-situ-Bestimmung dieses wichtigen Ausgangsparameters stellt der Thermal Response Test (TRT) oder Geothermal Response Test dar.

Im Zuge eines TRTs wird gewöhnlich ein mobiles Testgerät (Abb. C-2.4) hydraulisch mit einer fertig installierten Erdwärmesonde verbunden (Pilotbohrung bzw. Test-Sonde, später meist Teil der Anlage). Anschließend wird über einen Zeitraum von etwa 72 Stunden eine konstante Heizleistung an die Sonde bzw. das im Sondeninneren zirkulierende Wärmeträgerfluid angelegt. Während der gesamten Testdauer werden Durchsatz sowie Eintritts- und Austrittstemperaturen kontinuierlich sensorisch erfasst und mittels Datenloggern aufgezeichnet. Die „Temperaturantwort“ der durchteuften Gesteinsschichten führt zu einer charakteristischen Aufheizkurve (Abb. C-3.10). Eine Auswertung der gewonnenen Messdaten ermöglicht unter anderem die Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} des geologischen Untergrundes über die gesamte Sondentiefe. Die gebräuchlichste, auf der KELVIN'schen Linienquellentheorie basierende, Auswertungsmethode wird in der VDI 4640-5:2020-07 umfassend erläutert. Hiernach lässt sich gemäß Linienquellen-Modell die mittlere Fluidtemperatur T_f (Mittel aus Sonderein- und -austrittstemperatur) durch nachstehende Näherungslösung C.7 als Funktion der Zeit beschreiben.

$$T_f(t) = \frac{\dot{Q}}{H \cdot 4 \cdot \pi \cdot \lambda_{eff}} \cdot \ln(t) + \frac{\dot{Q}}{H} \cdot \left[\frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_{eff}} \cdot \left(\ln \left(\frac{4 \cdot \alpha}{r_b^2} \right) - \gamma \right) + R_b \right] + T_b \quad (\text{C.7})$$

Die Zusammenfassung der zeitlich konstanten Größen zu k und m vereinfacht Gleichung C.7 wie folgt:

$$T_f(t) = k \cdot \ln(t) + m \quad (\text{C.8})$$

Demnach ist die Mitteltemperatur des Sondenfluids eine lineare Funktion des natürlichen Logarithmus der Zeit $\ln(t)$ mit der Steigung k und dem Achsenabschnitt m . Eine Darstellung der mittels TRT aufgezeichneten Fluidmitteltemperaturen über den Logarithmus der Zeit ermöglicht somit die Bestimmung von k und m durch einfache lineare Regression. Die effektive Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{eff} (Mittelwert über die Bohrtiefe) errechnet sich dann gemäß Formel C.9.

$$k = \frac{\dot{Q}}{H \cdot 4 \cdot \pi \cdot \lambda_{eff}} \Rightarrow \lambda_{eff} = \frac{\dot{Q}}{H \cdot 4 \cdot \pi \cdot k} \quad (C.9)$$

Durch Umformen der Gleichung C.10 zu C.11 lässt sich überdies der effektive thermische Bohrlochwiderstand R_b ermitteln. Dieser ist ein Maß für die Güte der thermischen Anbindung der Sonde an das Gebirge und damit ein Qualitätsmerkmal der Bohrlochhinterfüllung.

$$m = \frac{\dot{Q}}{H} \cdot \left(\frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_{eff}} \cdot \left(\ln \left(\frac{4 \cdot \alpha}{r_b^2} \right) - \gamma \right) + R_b \right) + T_b \quad (C.10)$$

$$R_b = \frac{H}{\dot{Q}} \cdot (m - T_b) - \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_{eff}} \cdot \left(\ln \left(\frac{4 \cdot \alpha}{r_b^2} \right) - \gamma \right) \quad (C.11)$$

Vor der Durchführung von Thermal Response Tests erfolgt häufig eine Temperaturprofilmessung an der jeweiligen Pilotsonde, um so die ungestörte Untergrundtemperatur tiefenaufgelöst zu erfassen. Alternativ kann allerdings zu diesem Zweck auch das TRT-Gerät zunächst ohne Zuschaltung einer Heizleistung mit stark turbulenterem Volumenstrom betrieben werden. Nach drei bis fünf Umwälzungen stellt sich meist eine stabile Mischtemperatur des Sondenfluids ein, die im Mittel der ungestörten Untergrundtemperatur über die Bohrtiefe entspricht. Tiefenaufgelöste Temperaturentscheidungen sind bei dieser Methode folglich nicht möglich.

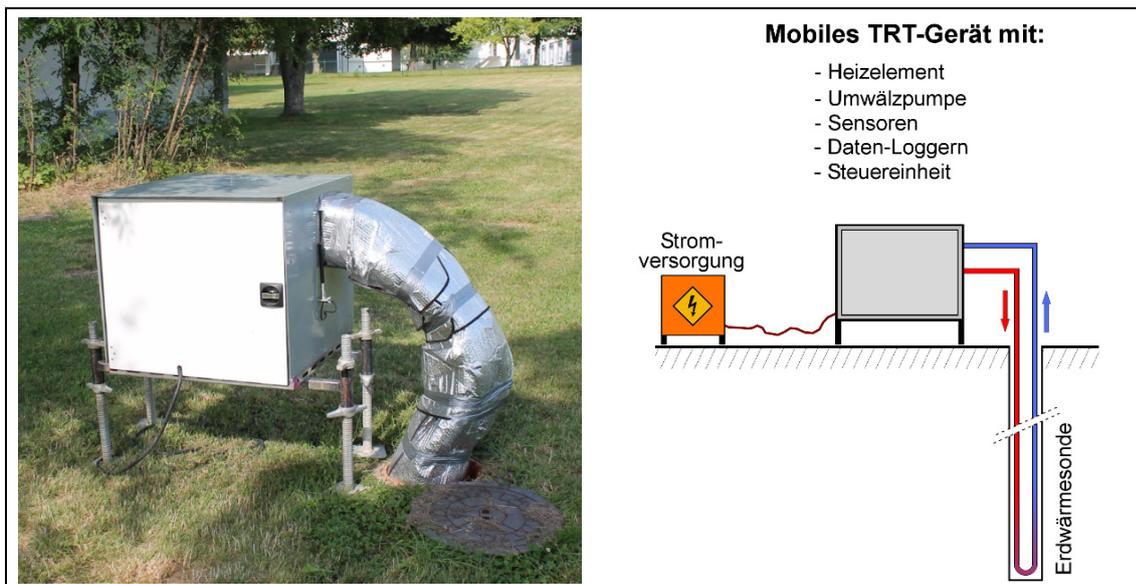


Abb. C-2.4 Thermal Response Test. **Links:** Mobiles TRT-Gerät im Einsatz. **Rechts:** Aufbauschema des Testgerätes (nach GERSCHEL 2015).

2.1.5 Auslegungswerkzeuge zur Anlagendimensionierung

Die Auslegung kleiner Erdwärmesondenanlagen mit einer Wärmepumpenheizleistung \dot{Q}_{WP} von maximal 30 kW erfolgt in vielen Fällen händisch nach den Vorgaben der VDI 4640-2:2019-06 mittels spezifischer Entzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$. Diese ist abhängig von den Jahresvolllaststunden (Wärmepumpe), der angestrebten Sondenanzahl n_{EWS} und der lokalen Gesteinswärmeleitfähigkeit. Die erforderliche Bohrtiefe bzw. Sondenlänge H lässt sich bei diesem Verfahren nach Gleichung C.12 berechnen.

$$H = \frac{\dot{Q}_v}{n_{EWS} \cdot \dot{q}_{EWS,sp}} \quad (\text{C.12})$$

Dabei ist die Wärmepumpenverdampferleistung \dot{Q}_v wie folgt definiert:

$$\dot{Q}_v = \dot{Q}_{WP} \cdot \left(1 - \frac{1}{COP}\right) \quad (\text{C.13})$$

Für größere Anlagen ist zwingend eine softwaregestützte Dimensionierung erforderlich. Hierbei nutzt der Planer in der Regel analytische oder seminumerische Simulationsprogramme. Als marktübliche Vertreter sind hier beispielsweise der Earth Energy Designer (EED) von der Firma BLOCON (Schweden) oder EWS von der Huber Energietechnik AG (Schweiz) zu nennen (GERSCHEL 2012). Mithilfe derartiger Programme werden auf Basis des anlagenspezifischen Heiz- und Kühlbedarfs die thermischen Sondenbelastungen sowie die im betrachteten Betriebszeitraum zu erwartenden Sondenfluidtemperaturen ermittelt. Die hohe Berechnungsgeschwindigkeit analytischer bzw. seminumerischer Auslegungstools ermöglicht es dem Planer, in kürzester Zeit das Sondenfelddesign mit Blick auf die vorhandenen Platzverhältnisse hinsichtlich Sondenanzahl, -anordnung, -abstand und -tiefe in einem iterativen Prozess so anzupassen, dass unter Einhaltung geltender Temperaturgrenzwerte eine optimale und somit kostengünstige Gesamtbohrmeteranzahl erreicht wird.

Auch wenn wesentliche Untergrundparameter wie die standortspezifische Gesteinswärmeleitfähigkeit und -wärmekapazität sowie die ungestörte Untergrundtemperatur heute bei gängigen Auslegungsprogrammen für Erdwärmesondenanlagen mit in die Berechnungen einfließen, so stellt die vollständige Berücksichtigung von Grundwasserströmung mangels geeigneter analytischer Ansätze für diesen Softwaretyp noch ein Problem dar (GERSCHEL 2017).

Über die Flexibilität, ebenso den Einfluss grundwasserbedingter Konvektion vollumfänglich simulativ abbilden zu können, verfügen bisher nur komplexe numerische Softwarelösungen, wie z. B. das Finite-Element-Programm FEFLOW von DHI-WASY (Deutschland). Aufgrund des mit Kosten verbundenen zeitlichen Aufwands bei der Modellerstellung und im Hinblick auf die vergleichsweise sehr langen Rechenzeiten, kommen derartige vollnumerische Simulationsprogramme bei der Auslegung von Erdwärmesondenanlagen in der Regel nur zum Einsatz, wenn konvektionsbedingt mit erheblichen Bohrmeter einsparungen zu rechnen ist oder seitens der Genehmigungsbehörde eine thermohydraulische Modellierung vorgeschrieben wird.

2.2 Zusammenhang zwischen realisierbarer spezifischer Sondenentzugsleistung und Filtergeschwindigkeit

2.2.1 Abriss bisheriger Forschungsarbeiten

Erdwärmesondenfelder unter Einbezug der standortspezifischen Grundwasserverhältnisse dimensionieren zu können, birgt, im Hinblick auf die in den meisten Fällen mögliche Reduktion erforderlicher Bohrmeter, ein nicht zu vernachlässigendes Einsparpotenzial seitens der Baukosten (Abschnitt 2.1 / Tab. C-2.1; WANG et al. 2013). Um beispielsweise gegenüber primärenergetisch ineffektiveren, jedoch in der Anschaffung kostengünstigeren Systemen wie Luftwärmepumpen konkurrenzfähiger zu werden bzw. Amortisationszeiten zu verkürzen, sollte allein schon aus energiepolitischen Gründen angestrebt werden, das aufgezeigte grundwasserbedingte geothermische Potenzial effektiver auszunutzen.

Wie bereits im Abschnitt 2.1.5 herausgestellt, ist die vollumfängliche Berücksichtigung von Grundwassereinfluss beim Auslegungsprozess von Erdwärmesondenanlagen bisher nur im Rahmen zeitaufwendiger numerischer Modellierungen möglich. Speziell bei kleinen Anlagen (Wärmepumpenheizleistung ≤ 30 kW) stehen jedoch die Aufwendungen für derartige Simulationsrechnungen meist in keinem wirtschaftlich rentablen Verhältnis zu den Baukosten. Um bei der Dimensionierung der zahlenmäßig überwiegenden Kleinanlagen zukünftig dennoch die aufgezeigten Einsparpotenziale ausschöpfen zu können, bedarf es neuer Lösungsansätze. Die Untersuchung analytischer Zusammenhänge hinsichtlich geohydraulischer Größen kann in diesem Zusammenhang einen Beitrag dazu leisten, modelltechnische Vereinfachungen zu schaffen, die zumindest für kleine Erdwärmesondenanlagen Gültigkeit besitzen und eine zeit- und kostengünstige Auslegung unter Berücksichtigung grundwasserbedingter Konvektion ermöglichen. In diesem Zusammenhang erscheinen Korrelationsuntersuchungen betreffend Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Erdwärmesondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ (Abschnitt 2.1.5) naheliegend.

Einen ersten Ansatz zur Abschätzung der spezifischen Entzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ in Abhängigkeit von Gesteinswärmeleitfähigkeit $\lambda_{Gestein}$, Jahresvolllaststunden t_B und Grundwasserfluss GWF stellt hierbei die nachstehende Gleichung C.14 von PANTELEIT & REICHLING (2006) verändert nach SCHELENZ (2017) dar.

$$\begin{aligned} \dot{q}_{EWS,sp} = & \left(-0,85 + \frac{0,1}{300} \cdot (t_B - 1.800) + 0,23 \cdot GWF \right) \cdot \lambda_{Gestein}^2 \\ & + \left(13,6 - \frac{0,6}{300} \cdot (t_B - 1.800) + 0,85 \cdot GWF \right) \cdot \lambda_{Gestein} \\ & + \left(18,8 - \frac{1,25}{300} \cdot (t_B - 1.800) + 4,55 \cdot GWF \right) \end{aligned} \quad (C.14)$$

$$\text{wobei } GWF = 1 - e^{-k_f \cdot i}$$

Bei der von PANTELEIT & REICHLING (2006) eingeführten Größe GWF handelt es sich um einen dimensionslosen Wert zwischen 0 und 1. Als untere Grenze für einen konvektiv

wirksamen Grundwasserfluss definieren die Autoren $GWF = 0$ und setzen dies der Filtergeschwindigkeit $v_f = 5 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$ gleich. Die obere Gültigkeitsgrenze der Gleichung ist durch $GWF = 1$ respektive $v_f = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$ festgelegt. Tab. C-2.4 zeigt für ein Fallbeispiel mit 1.800 Jahresvolllaststunden, dass laut PANTELEIT & REICHLING (2006) allein durch Grundwasserströmung eine maximale Steigerung der spezifischen Sondenentzugsleistung zwischen 16,8 und 19,8 % erzielbar ist. Abgesehen von einigen Plausibilitätsproblemen der Gleichung bei Verwendung im Mittelfeld befindlicher Filtergeschwindigkeiten, ist zu vermuten, dass die Autoren die grundwasserbedingten Auswirkungen auf die spezifische Sondenentzugsleistung bei einem GWF -Wert von 1 deutlich unterschätzen. Gestützt wird diese These beispielsweise durch die Feldmessungen von WANG et al. (2009). Hier konnte gezeigt werden, dass bereits eine moderate Grundwasserumströmung der untersuchten Erdwärmesonden auf 10,6 % ihrer Länge, im Vergleich zum Szenario ohne Grundwassereinfluss, zu einer Erhöhung der Gesamtsondenentzugsleistung \dot{q}_{EWS} von 12,9 % führt. Daraus ergibt sich rechnerisch eine Steigerung der spezifischen Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ im Tiefenbereich des Grundwasserleiters von etwa 122 %. Dies liegt deutlich über dem aus PANTELEIT & REICHLING (2006) ableitbaren Steigerungspotenzial (Tab. C-2.4).

Tab. C-2.4 Berechnete spez. Entzugsleistungen in Abhängigkeit der Filtergeschwindigkeit und Gesteinswärmeleitfähigkeit nach Formel C.14.

Gesteins- wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{Gestein}} \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$	Spez. Entzugsleistung ⁽¹⁾ $\dot{q}_{EWS,sp} \text{ [W/m]}$ in Abhängigkeit der Filtergeschwindigkeit v_f		Auf GW-Strömung zurückzuführender Anteil der spez. Entzugsleistung	
	$GWF = 0$ ⁽²⁾ $v_f = 5 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$	$GWF = 1$ ⁽³⁾ $v_f = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$	$\Delta\dot{q}_{EWS,sp}$ [W/m]	$\Delta\dot{q}_{EWS,sp}$ [%]
	0,5	25,4	30,4	5,0
1,0	31,6	37,2	5,6	17,8
1,5	37,3	43,6	6,3	17,0
2,0	42,6	49,8	7,2	16,8
2,5	47,5	55,6	8,1	17,1
3,0	52,0	61,1	9,2	17,7
3,5	56,0	66,3	10,3	18,5
4,0	59,6	71,2	11,6	19,5

⁽¹⁾ bei $t_B = 1.800$ Jahresvolllaststunden

⁽²⁾ $GWF = 0$ ist definiert als $k_f = 1 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$ und $i = 5 \cdot 10^{-4}$, dies entspricht $v_f = 5 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$

⁽³⁾ $GWF = 1$ ist definiert als $k_f = 5 \cdot 10^{-3} \text{ m/s}$ und $i = 2 \cdot 10^{-3}$, dies entspricht $v_f = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$

Bekräftigt wird das von WANG et al. (2009) messtechnisch erfasste grundwasserbedingte Steigerungspotenzial durch die numerischen Modellrechnungen von SCHELENZ (2017). Der darin formulierte Zusammenhang C.15 besitzt gemäß der Autorin Gültigkeit für Filtergeschwindigkeiten zwischen $1,16 \cdot 10^{-8}$ und $1,16 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$ sowie Gesteinswärmeleitfähigkeiten von 2 bis 3 W/(m·K).

$$\dot{q}_{EWS,sp} = 70,83 + \frac{-51,05}{\left(1 + \left(\frac{v_f}{0,049}\right)^{1,04}\right)} \quad (\text{C.15})$$

Wie Abb. C-2.5 verdeutlicht, beziffert SCHELENZ (2017) das grundwasserbedingte Steigerungspotenzial der spezifischen Sondenentzugsleistung sogar auf Werte bis zu 230 %. Die vielversprechenden Aussagen der Dissertation gaben Anlass, den zugrundeliegenden numerischen Modellansatz durch Qualifizierung der verwendeten Randbedingungen und Parametrierung in vorliegender Arbeit weiterzuentwickeln.

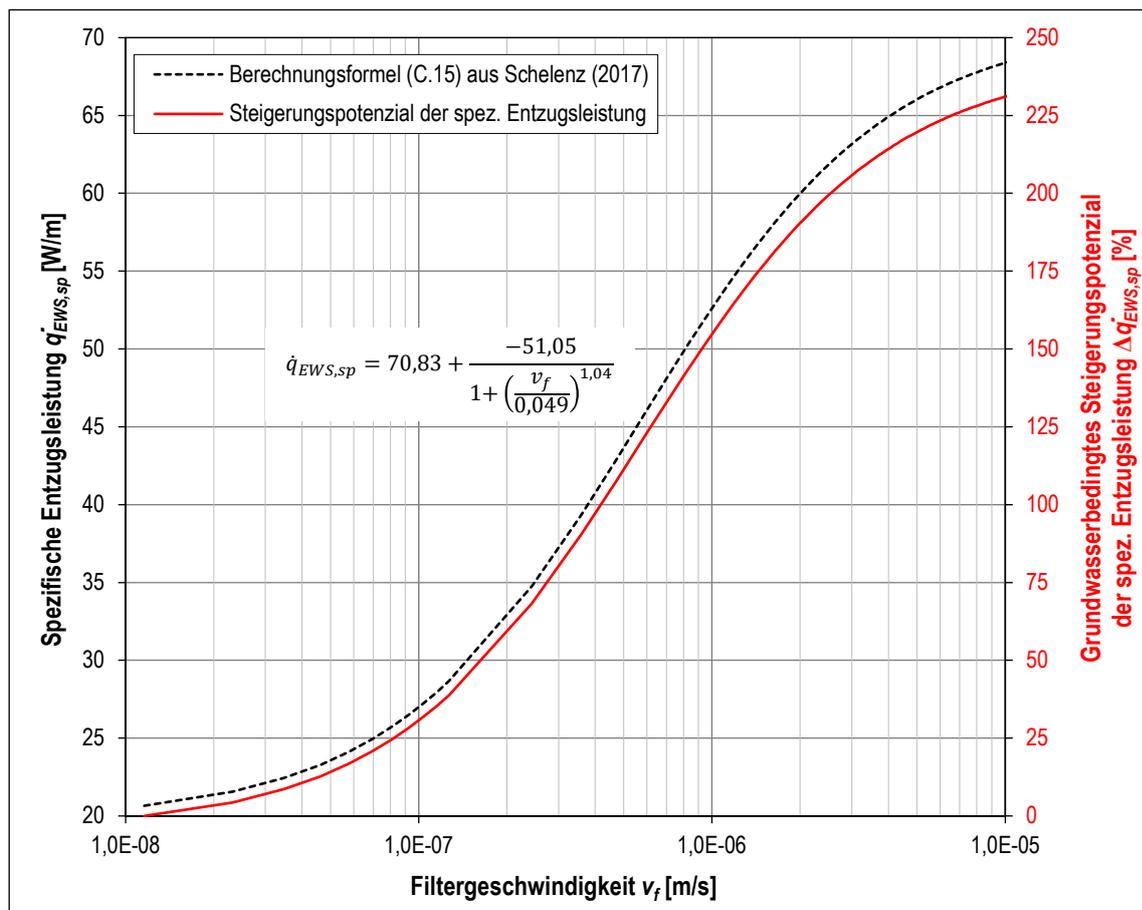


Abb. C-2.5 Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ bzw. ihres grundwasserbedingten Steigerungspotenzials $\Delta \dot{q}_{EWS,sp}$.

2.2.2 Modellbeschreibung

2.2.2.1 Energetischer Lösungsansatz

Bei der Untersuchung des Abhängigkeitsverhaltens von Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ fand die Finite-Elemente-Software FEFLOW (Version 7.3) von DHI-WASY Anwendung. Die Umsetzung erfolgte auf Basis des energetischen Lösungsansatzes aus SCHELENZ (2017). Hierbei wird eine Erdwärmesonde, die auf ihrer vollen Länge einem definierten Grundwassereinfluss ausgesetzt ist, pro Jahr über eine sieben Monate währende Heizperiode konstant mit einer Sondereintrittstemperatur $T_{in} = 0 \text{ }^\circ\text{C}$ durchströmt. Aus der resultierenden Temperaturspreizung zwischen Sonden-vorlauf T_{in} und -rücklauf T_{out} errechnet sich zum Zeitpunkt t_i die Sondenentzugsleistung \dot{q}_{EWS,t_i} gemäß Gleichung C.16.

$$\dot{q}_{EWS,t_i} = \dot{V}_{t_i} \cdot \rho_{Fluid} \cdot c_{p,Fluid} \cdot (T_{out,t_i} - T_{in,t_i}) \quad (\text{C.16})$$

Dabei ergibt sich die dem Untergrund mittels Erdwärmesonde über 10 Jahre entzogene thermische Energie $E_{Entzug,10a}$ durch Aufsummierung sämtlicher Produkte aus Sondenleistung \dot{q}_{EWS,t_i} und zugehörigem Zeitintervall (C.17) über alle n programminternen Rechenschritte in FEFLOW, die zur Simulation des zehnjährigen Betriebszeitraums (davon insgesamt 70 Monate Heizbetrieb) erforderlich sind.

$$E_{Entzug,10a} = \sum_1^n \dot{q}_{EWS,t_i} \cdot (t_i - t_{i-1}) \quad (\text{C.17})$$

Daraus ist die durchschnittliche Sondenleistung \dot{q}_{EWS} anhand des bekannten Heizzeitraums t_{Heiz} (= 70 Monate) bestimmbar (C.18).

$$\dot{q}_{EWS} = \frac{E_{Entzug,10a}}{t_{Heiz}} \quad (\text{C.18})$$

Abhängig von der Sondenlänge H ergibt sich anschließend die über den Zeitraum t_{Heiz} gemittelte spezifische Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ durch Gleichung C.19.

$$\dot{q}_{EWS,sp} = \frac{\dot{q}_{EWS}}{H} \quad (\text{C.19})$$

2.2.2.2 Dreidimensionaler Modellaufbau

Das zur Realisierung des dargelegten Lösungsansatzes gewählte Modellgebiet umfasst ein Areal von 400 x 100 m bei einer 150 m messenden Vertikalerstreckung (Abb. C-2.6). Die implementierte 100 m lange Erdwärmesonde setzt 1 m unter Modelloberkante an und befindet sich jeweils in einer Entfernung von 50 m zur Nord-, Süd- und Westgrenze des Modells. Insgesamt verfügt das Layer-basierte Modell über 492.228 Elemente (dreiseitige Prismen) und 255.884 Rechenknoten. Im Sondennahbereich sowie in Gebieten einer zu erwartenden Kältefahnausbreitung erfolgte aus rechentechnischen Gründen eine entsprechend feinere Diskretisierung.

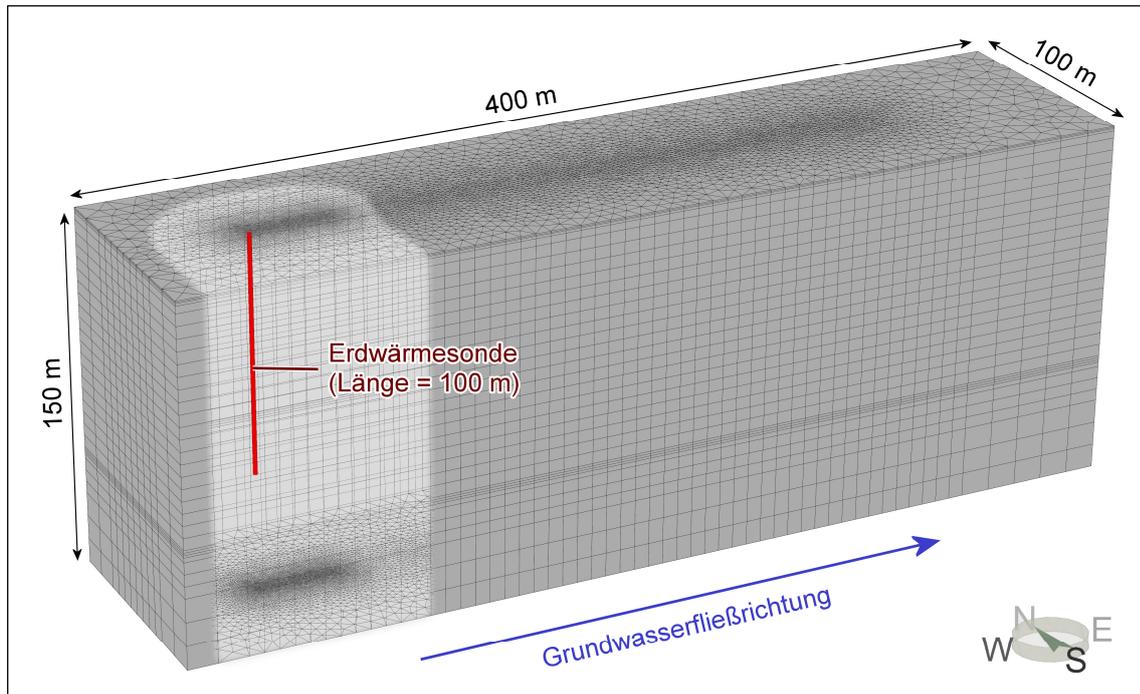


Abb. C-2.6 Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung der implementierten Erdwärmesonde.

2.2.2.3 Randbedingungen und Untergrundparametrierung

Die Modellbetrachtungen erfolgten in separaten Simulationsreihen A, B und C für drei typische Lockergesteinstypen mit grundwasserleitenden Eigenschaften. Die in Tab. C-2.5 zusammengefasste gesteinspezifische Parametrierung erfolgte zur besseren Vergleichbarkeit Großteils in Anlehnung an SCHELENZ (2017). Bei der Festlegung effektiver Gesteinsporositäten kam nachstehende Formel C.20 von MAROTZ (1968) zum Einsatz.

$$n_{eff} = |0,462 + 0,045 \cdot \ln(k_f)| \quad (C.20)$$

Anhand der gesteinspezifischen effektiven Porosität war darüber hinaus die für FEFLOW-Modelle erforderliche rechnerische Aufspaltung der Wärmeleitfähigkeits- und Wärmekapazitätswerte in einen Fluid- und Feststoffanteil umsetzbar.

Tab. C-2.5 Gesteinspezifische Parametrierung der betrachteten Simulationsreihen.

Simulationsreihe	Lithologie	Kürzel nach DIN 4023:2006-02	Effektive Porosität n_{eff} [-]	Wärme- leitfähigkeit $\lambda_{Gestein}$ [W/(m·K)]	Vol. Wärme- kapazität c_v [MJ/(m ³ ·K)]	Durchlässigkeitsbeiwert k_f [m/s]	
						horizontal	vertikal
A	Sand, kiesig	S,g	0,15	2,0	2,2	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$3,33 \cdot 10^{-4}$
B	Mittelsand	mS	0,14	2,4	2,5	$7,2 \cdot 10^{-4}$	$1,44 \cdot 10^{-4}$
C	Sand, schluffig	S,u	0,06	3,0	2,8	$1,0 \cdot 10^{-5}$	$2,00 \cdot 10^{-6}$

Als ungestörte Untergrundtemperatur wurde für das gesamte Modell ein Wert von 10 °C festgelegt. Dieser Wert fand auch bei der Temperaturrandbedingung 1. Art (Dirichlet-Randbedingung) Verwendung, welche an der Modellober- und -unterkante sowie am Westrand des Modells lokalisiert ist.

Zur Realisierung unterschiedlicher Strömungsszenarien erfolgte mithilfe entsprechender hydraulischer Randbedingungen am Modellwest- und -ostrand eine Variation des hydraulischen Gradienten gemäß Tab. C-2.7. Die in Kombination mit den gesteinspezifischen k_f -Werten (Horizontalwerte, Tab. C-2.5) resultierenden Filtergeschwindigkeiten sind ebenfalls Tab. C-2.7 zu entnehmen.

2.2.2.4 Erdwärmesondenmodell

Die Sondenimplementierung erfolgte im FEFLOW-Modell durch eine sogenannte Erdwärmesondenrandbedingung. Hinsichtlich des hierbei zugrundeliegenden Modelltyps wurde der quasi-stationäre, analytische Ansatz von ESKILSON & CLAEISSON (1988) genutzt (vgl. DIERSCH 2014). Die Parametrierung des eingebundenen Erdwärmesondenmodells erfolgte in Anlehnung an die VDI 4640-2:2019-06 und ist in nachstehender Tab. C-2.6 aufgeschlüsselt. Die Materialparameter des Sondenfluids entsprechen gemäß Stoffdatenbank LibSecRef (KRETZSCHMAR et al. 2018) einem 25 Vol.-% Wasser-Ethylenglykol-Gemisch bei einer Temperatur von +1,5 °C (entspricht Fluidmitteltemperatur bei $T_{in} = 0$ °C und geschätzter Spreizung $\Delta T = T_{out} - T_{in} = 3$ K).

Tab. C-2.6 Parametrierung des im FEFLOW-Modellkörper implementierten Erdwärmesondenmodells.

Parameter	Symbol	Wert	Einheit	Maßstabsgerechter Querschnitt
Bohrlochdurchmesser	$d_{Bohrloch}$	150	mm	
Rohrdurchmesser	d_{Rohr}	32	mm	
Rohrwandstärke	s_{Wand}	3,0	mm	
Rohr-Mittenabstand waagrecht	a_{hor}	53,03	mm	
Rohr-Mittenabstand diagonal	a_{diag}	75,00	mm	
WLF Sondenmaterial	λ_{EWS}	0,42	W/(m·K)	
WLF Bohrlochhinterfüllung	$\lambda_{Verf\u00fcllung}$	0,8	W/(m·K)	
WLF Sondenfluid	λ_{Fluid}	0,458	W/(m·K)	
Vol. Wärmekapazität Sondenfluid	$c_{v,Fluid}$	3,872	MJ/(m ³ ·K)	
Dyn. Viskosität Sondenfluid	η_{Fluid}	$3,721 \cdot 10^{-3}$	kg/(m·s)	
Dichte Sondenfluid	ρ_{Fluid}	1.039,98	kg/m ³	
Sondendurchsatz	\dot{V}	1,30	m ³ /h	
Sondentyp	Doppel-U			
EWS Berechnungsmodell	quasi-stationär, analytisch (ESKILSON & CLAEISSON 1988; DIERSCH 2014)			

2.2.3 Simulationsergebnisse und Diskussion

2.2.3.1 Regressions- und Sensitivitätsanalyse des Zusammenhangs von Filtergeschwindigkeit und spez. Sondenentzugsleistung

Im Zuge der durchgeführten numerischen Modellrechnungen konnten in drei Simulationsreihen insgesamt 22 geohydraulische Szenarien betrachtet werden. Die im Ergebnis aus den jeweiligen Filtergeschwindigkeiten v_f resultierenden spezifischen Entzugsleistungen $\dot{q}_{EWS,sp}$ sind in Tab. C-2.7 aufgelistet.

Tab. C-2.7 Übersicht der szenarioabhängigen hydraulischen Randbedingungen sowie Gegenüberstellung von Filtergeschwindigkeiten v_f und simulativ resultierenden spez. Entzugsleistungen $\dot{q}_{EWS,sp}$.

Simulationsreihe	Szenario	Hydraulischer Gradient i [-]	Abstandsgeschwindigkeit v_a [m/s]	Filtergeschwindigkeit v_f [m/s]	Spez. Entzugsleistung resultierend aus num. Modellrechnungen $\dot{q}_{EWS,sp}$ [W/m]
A (Sand, kiesig)	A-1	2,10E-06	1,40E-08	2,10E-09	19,49
	A-2	2,10E-05	1,40E-07	2,10E-08	20,68
	A-3	2,10E-04	1,40E-06	2,10E-07	29,04
	A-4	2,10E-03	1,40E-05	2,10E-06	47,40
	A-5	2,10E-02	1,40E-04	2,10E-05	56,24
B (Mittelsand)	B-1	2,10E-06	1,08E-08	1,51E-09	21,75
	B-2	2,10E-05	1,08E-07	1,51E-08	22,52
	B-3	8,04E-05	4,13E-07	5,79E-08	24,72
	B-4	2,10E-04	1,08E-06	1,51E-07	28,55
	B-5	6,84E-04	3,52E-06	4,92E-07	36,50
	B-6	1,16E-03	5,97E-06	8,35E-07	40,73
	B-7	1,63E-03	8,38E-06	1,17E-06	43,42
	B-8	2,10E-03	1,08E-05	1,51E-06	45,35
	B-9	6,84E-03	3,52E-05	4,92E-06	52,38
	B-10	1,16E-02	5,97E-05	8,35E-06	54,31
	B-11	1,63E-02	8,38E-05	1,17E-05	55,20
	B-12	2,10E-02	1,08E-04	1,51E-05	55,72
C (Sand, schluffig)	C-1	2,10E-06	3,50E-10	2,10E-11	24,59
	C-2	2,10E-05	3,50E-09	2,10E-10	24,60
	C-3	2,10E-04	3,50E-08	2,10E-09	24,69
	C-4	2,10E-03	3,50E-07	2,10E-08	25,58
	C-5	2,10E-02	3,50E-06	2,10E-07	32,21

Die grafische Darstellung der Simulationsergebnisse in Abb. C-2.7 zeigt für Filtergeschwindigkeiten $v_f > 1 \cdot 10^{-7} \text{ m/s}$ einen hochsignifikanten Zusammenhang zur spezifischen Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$. Das Streuungsverhalten von Messwerten unterschiedlicher Gesteinstypen bei ähnlichen Filtergeschwindigkeiten lässt außerdem Rückschlüsse zum jeweils dominierenden Wärmetransportmechanismus zu. So zeugt die ausgeprägter zutage tretende Messwertvarianz bei Filtergeschwindigkeiten unter $3 \cdot 10^{-8} \text{ m/s}$ von Konduktion als dominantem Wärmetransportmechanismus. Ursächlich für die Streuung der Messwerte sind hier Unterschiede der jeweiligen gesteinspezifischen Wärmeleitfähigkeit. Mit zunehmender Grundwasserströmung setzt sich nach einer gewissen Übergangszone ab einer Filtergeschwindigkeit von etwa $2 \cdot 10^{-7} \text{ m/s}$ Konvektion als vorherrschender Wärmetransportmechanismus durch. Bei Filtergeschwindigkeiten über $1 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$ ist die Konvektionsdominanz schließlich derart stark ausgeprägt, dass die Gesteinswärmeleitfähigkeit als konduktiv wirksamer Parameter keinen nennenswerten Einfluss mehr auf die realisierbare spezifische Sondenentzugsleistung hat, sodass diese gewissermaßen einzig von der Filtergeschwindigkeit (und Grundwassertemperatur) abhängt.

Anhand der Simulationsergebnisse lässt sich mittels Regressionsanalyse nachstehende Gleichung C.21 zur Berechnung der resultierenden spezifischen Sondenentzugsleistung mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9887$ für Filtergeschwindigkeiten zwischen $1,0 \cdot 10^{-8}$ und $2,1 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$ sowie einer ungestörten Untergrundtemperatur von $10 \text{ }^\circ\text{C}$ ableiten. Der entsprechende Kurvenverlauf ist in Abb. C-2.7 dargestellt.

$$\dot{q}_{EWS,sp} = \frac{0,4888 \cdot v_f^3 + 179,4 \cdot v_f^2 + 0,1529 \cdot v_f + 4,491 \cdot 10^{-8}}{v_f^2 + 0,002704 \cdot v_f + 1,981 \cdot 10^{-9}} \quad (\text{C.21})$$

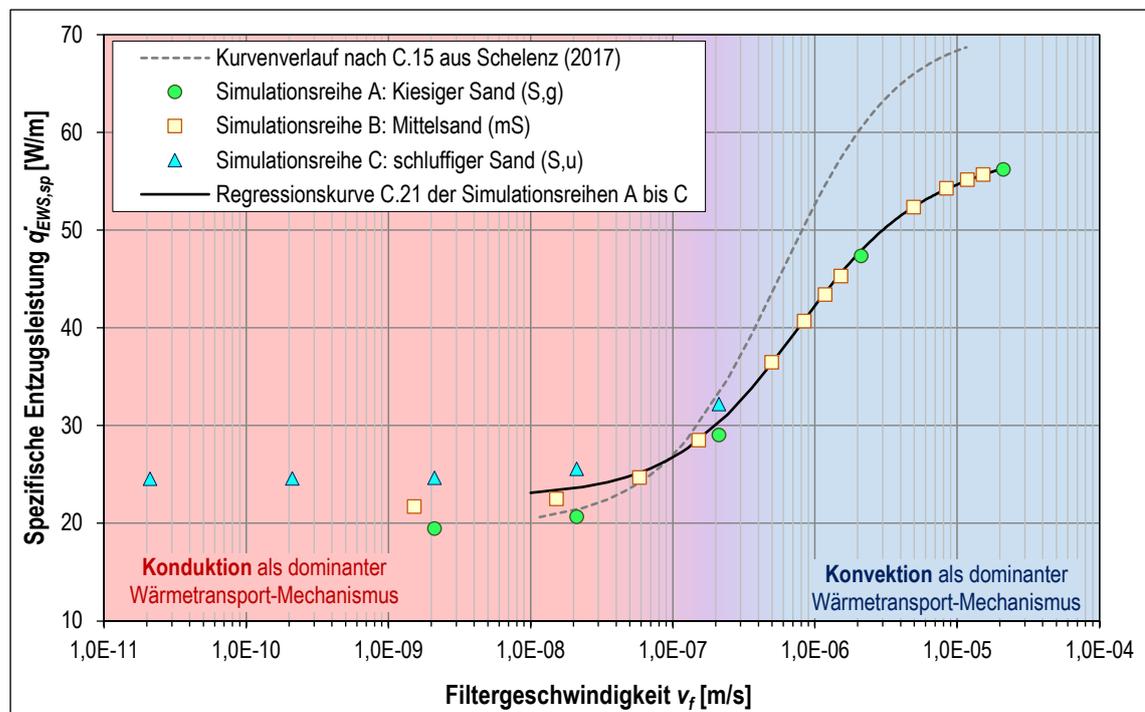


Abb. C-2.7 Anhand numerischer Modellrechnungen ermittelter Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit v_f und spezifischer Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ für eine ungestörte Untergrundtemperatur von $10 \text{ }^\circ\text{C}$ gegenübergestellt mit dem Kurvenverlauf aus SCHELENZ (2017).

In Abhängigkeit der Filtergeschwindigkeit weist der in Abb. C-2.7 zu Vergleichszwecken ebenfalls visualisierte Kurvenverlauf nach Gleichung C.15 aus SCHELENZ (2017) gegenüber vorliegenden Simulationsergebnissen Abweichungen der resultierenden spezifischen Entzugsleistung von bis zu 27,5 % auf. Aufgrund des von SCHELENZ (2017) übernommenen Energetikansatzes (Abschnitt 2.2.2.1) sowie der Verwendung nahezu identischer Materialparameter und Randbedingungen für den geologischen Untergrund ist diese Diskrepanz im Wesentlichen auf Unterschiede der Sondenmodellparametrierung zurückzuführen. Mittels Sensitivitätsanalyse wurden diesbezüglich der Sondendurchsatz \dot{V} , der Rohr-Mittlenabstand a_{hor} bzw. a_{diag} und die Wärmeleitfähigkeit der Bohrlochhinterfüllung als maßgebende Größen identifiziert (Tab. C-2.6). Wie Abb. C-2.8 verdeutlicht, führen gesteigerte Werte dieser Parameter einerseits grundlegend zu einer höheren spezifischen Sondenentzugsleistung, andererseits verstärkt sich deren Einflussnahme auf die spezifische Sondenentzugsleistung überdies auch deutlich mit zunehmender Filtergeschwindigkeit.

Für vorliegende Modellbetrachtungen wurde der Sondendurchsatz \dot{V} mit $1,3 \text{ m}^3/\text{h}$ entsprechend praxisnaher Auslegungskriterien im knapp turbulenten Bereich festgelegt, um damit einen wirtschaftlichen Energieverbrauch der Umwälzpumpe zu gewährleisten. Dem gegenüber setzt SCHELENZ (2017) mit $\dot{V} = 2,25 \text{ m}^3/\text{h}$ für ihre Simulationsrechnungen einen deutlich höheren Wert an. Die Szenarien in Abb. C-2.8 zeigen, dass dies zum Großteil bereits ursächlich für die festgestellte Diskrepanz sein kann. Darüber hinaus unterschätzt die Autorin die gesteigerte Einflussnahme des Sondendurchsatzes bei grundwasserbedingter Konvektion im Zuge der eigenen Sensitivitätsanalyse, da diese nur für ein geohydraulisches Strömungsszenario mit sehr niedriger Filtergeschwindigkeit ($v_f = 1,16 \cdot 10^{-9} \text{ m/s}$) erfolgte.

Dennoch gibt dieser Sachverhalt Anlass, übliche Auslegungskriterien hinsichtlich des Sondendurchsatzes bei Anwesenheit starker Grundwasserströmung im Rahmen künftiger Forschungsarbeiten zu überdenken. In Abhängigkeit der mittels Erdwärmesonde erschlossenen Aquifermächtigkeit und der vorherrschenden Filtergeschwindigkeit erscheint es bei bestimmten Standortsituationen durchaus plausibel, bewusst den mit einem erhöhten Sondendurchsatz einhergehenden Mehrenergieverbrauch der Umwälzpumpe in Kauf zu nehmen, um dennoch netto-energetisch von der hierdurch gesteigerten Sondenentzugsleistung zu profitieren.

Selbstverständlich sollte bei weiterführenden Forschungsarbeiten zum Abhängigkeitsverhalten der spezifischen Sondenentzugsleistung in Grundwasserleitern auch die ungestörte Untergrund- bzw. Grundwassertemperatur als wichtiger Einflussfaktor verstärkt in die Betrachtungen einbezogen werden. Der in Abb. C-2.8 exemplarisch für nur ein geohydraulisches Szenario dargestellte Zusammenhang verdeutlicht den gewichtigen Einfluss dieses Parameters. Demnach führt eine Erhöhung der ungestörten Untergrund- bzw. Grundwassertemperatur um 4 K zu einer um 50 % gesteigerten spezifischen Entzugsleistung. Somit finden die diesbezüglichen Modellrechnungen von SCHELENZ (2017) Bestätigung.

Um perspektivisch eine Vergleichbarkeit mit den grundwasserunabhängigen spezifischen Entzugsleistungen der VDI 4640-2:2019-06 herstellen zu können, erfordert die weiterführende Auseinandersetzung mit der Thematik eine Überarbeitung des zugrundeliegenden Energetikansatzes (Abschnitt 2.2.2.1) sowie eine Erweiterung der Modellbetrachtung auf

bis zu fünf Erdwärmesonden, die sich ggf. gegenseitig thermisch beeinflussen. Insbesondere bei geringen Filtergeschwindigkeiten, im Übergangsbereich zum konduktionsdominierten Wärmetransport (Abb. C-2.7), ist außerdem stets die Einbeziehung der Gesteinswärmeleitfähigkeit in die Modellbetrachtungen angebracht.

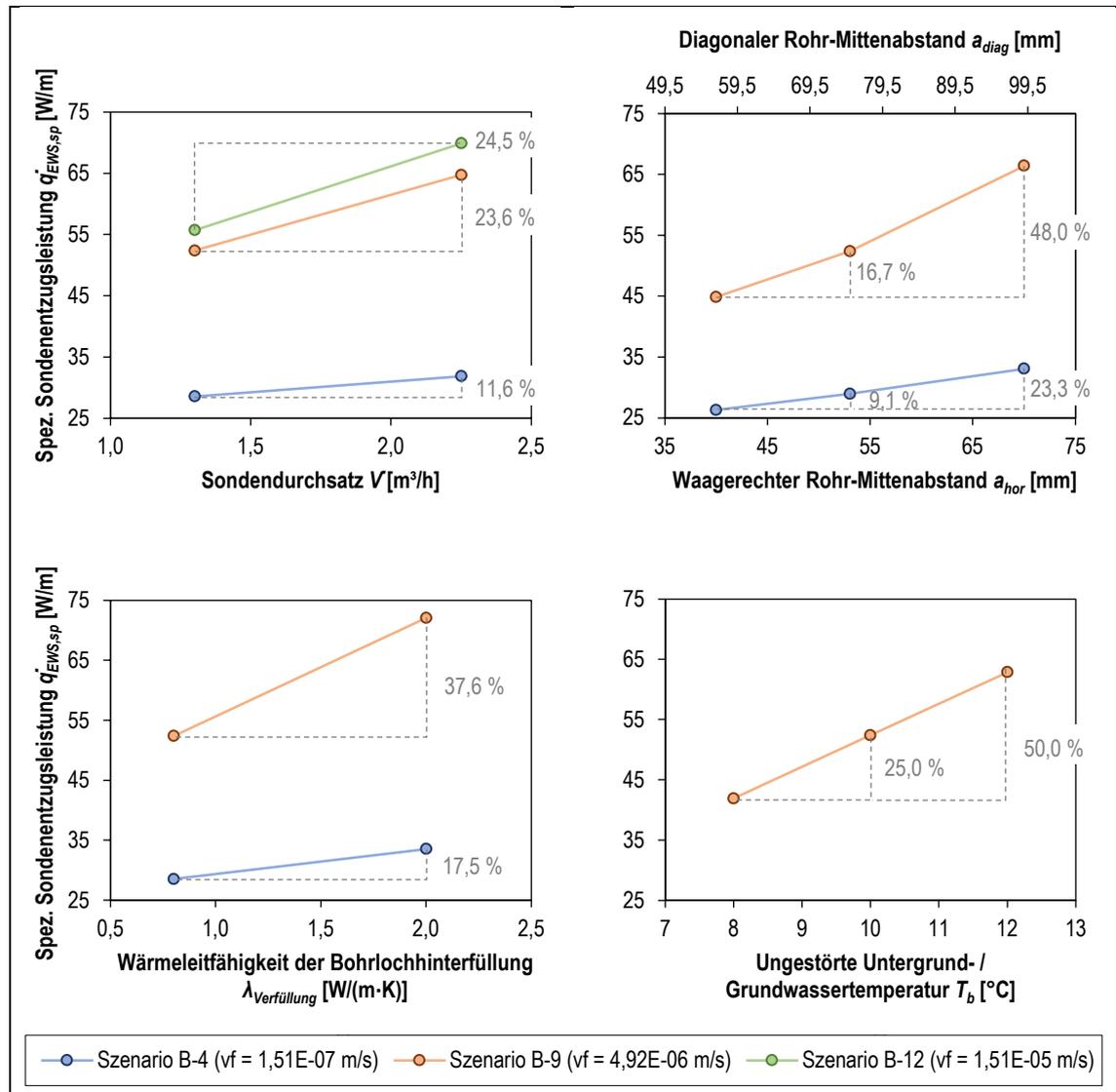


Abb. C-2.8 Sensitivitätsanalyse der Einflussnahme verschiedener Parameter auf die spez. Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ bei Betrachtung unterschiedlicher Filtergeschwindigkeiten v_f . **Oben links:** Einfluss des Sondendurchsatzes \dot{V} . **Oben rechts:** Einfluss des Rohr-Mittenabstands a . **Unten links:** Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Bohrlöcherfüllung $\lambda_{verfüllung}$. **Unten rechts:** Einfluss der ungestörten Untergrundtemperatur T_b .

2.2.3.2 Kältefahnenausbreitung unterschiedlicher geohydraulischer Szenarien

Neben den vorgestellten Ergebnissen zur spezifischen Sondenentzugsleistung ermöglicht die Auswertung der durchgeführten Modellrechnungen ebenso Korrelationsuntersuchungen bezüglich des zeit- und szenarioabhängigen Ausbreitungsverhaltens wärmeentzugsbedingter Kältefahnen im Grundwasserleiter. Intension dahinter ist die zunehmende Verdichtung geothermischer Nutzungen insbesondere in urbanen Gebieten. Die damit einhergehend mögliche thermische Beeinflussung benachbarter Erdwärmesondenanlagen kann unter bestimmten Umständen die Effizienz von ungünstig positionierten Einzelanlagen herabsetzen (GERSCHEL 2017). Die Entwicklung einfacher händischer Berechnungsverfahren zur frühzeitigen (behördenseitigen) Detektion derartiger thermischer Konfliktsituationen ist essentiell für die künftige geothermische Bewirtschaftung im urbanen Raum.

Vor diesem Hintergrund wurde anhand vorliegender Modellrechnungen der Zusammenhang zwischen Filter- bzw. Abstandsgeschwindigkeit und der Kältefahnenausbreitung D in Grundwasserfließrichtung geprüft. Als zeitabhängig zu vermessende Kältefahnen-grenze wurde hierbei eine Abkühlung um 0,1 K (Isotherme) gegenüber der ungestörten Untergrundtemperatur festgelegt (schematische Darstellung Abb. C-2.9). Die zu diesem Zweck genutzten geohydraulischen Szenarien inklusive jahresabhängig resultierender Ausbreitungsstrecken sind in Tab. C-2.8 zusammengefasst. Eine Visualisierung dieser untersuchten Datenbasis ist zudem Abb. C-2.10 zu entnehmen.

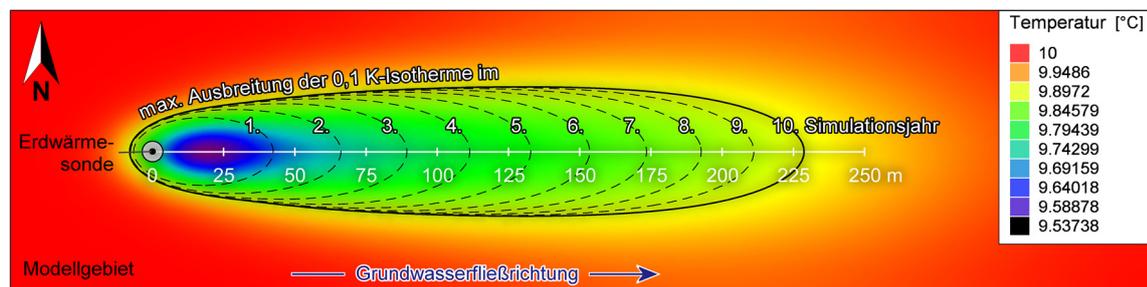


Abb. C-2.9 Exemplarische Darstellung der maximalen Kältefahnenausbreitung am Beispiel von Szenario B-5 im 10. Simulationsjahr (Temperatur-Kolorierung mit durchgezogener Isotherme) sowie jährliche Entwicklung der ersten neun Betriebsjahre (gestrichelte Isothermen).

Mittels Regressionsanalyse kann festgestellt werden, dass zwischen max. Kältefahnenausbreitung D und Filtergeschwindigkeit v_f ein hochsignifikanter Zusammenhang besteht (Abb. C-2.11), der sich für die betrachteten geohydraulischen Szenarien durch nachstehende Gleichung C.22 mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9941$ beschreiben lässt.

$$D = 4,0 \cdot 10^8 \cdot v_f + 34,788 \quad (\text{C.22})$$

Dem gegenüber korreliert die zusätzlich von der nutzbaren Gesteinsporosität abhängige Abstandsgeschwindigkeit v_a mit einem Bestimmtheitsmaß von nur $R^2 = 0,7923$ deutlich schlechter mit der maximalen Kältefahnenausbreitung D (Abb. C-2.11). Demnach eignen sich bei der Ableitung vereinfachter Handrechenverfahren zu Abschätzung der Kältefahnenausbreitung insbesondere numerische Modellrechnungen, denen variierende Filtergeschwindigkeiten als Untersuchungsgegenstand zugrunde liegen.

Tab. C-2.8 Maximale Ausbreitungsstrecken der Kältefahnen (0,1 K-Isotherme) in GW-Fließrichtung verschiedener geohydraulischer Szenarien in Abhängigkeit des Simulationsjahres.

Simulationsreihe	Szenario	Maximale Ausbreitung 0,1 K-Isotherme in GW-Fließrichtung D [m] in Abhängigkeit vom Simulationsjahr t_{sim} [a]									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
A (kiesiger Sand)	A-1	12,49	16,45	19,74	22,59	25,08	27,38	29,45	31,38	33,19	34,86
	A-2	14,33	19,28	23,51	27,15	30,40	33,32	36,04	38,53	40,89	43,12
	A-3	29,25	43,68	57,32	69,79	81,46	92,74	103,50	114,00	124,10	133,94
B (Mittelsand)	B-1	12,46	16,36	19,61	22,43	24,89	27,15	29,18	31,09	32,86	34,50
	B-2	13,57	18,10	21,94	25,31	28,36	31,12	33,71	36,14	38,40	40,56
	B-4	23,25	33,63	43,49	52,62	61,35	69,75	77,82	85,69	93,36	100,84
	B-5	42,17	66,03	89,17	111,29	132,68	153,34	173,28	195,64	210,97	237,53
C (Sand, schluffig)	C-1	12,63	16,59	19,79	22,59	25,07	27,29	29,32	31,18	32,93	34,53
	C-4	14,08	18,77	22,81	26,38	29,58	32,53	35,52	37,80	40,20	42,49
	C-5	25,18	36,69	47,88	58,28	68,20	77,73	87,01	95,98	104,79	113,29

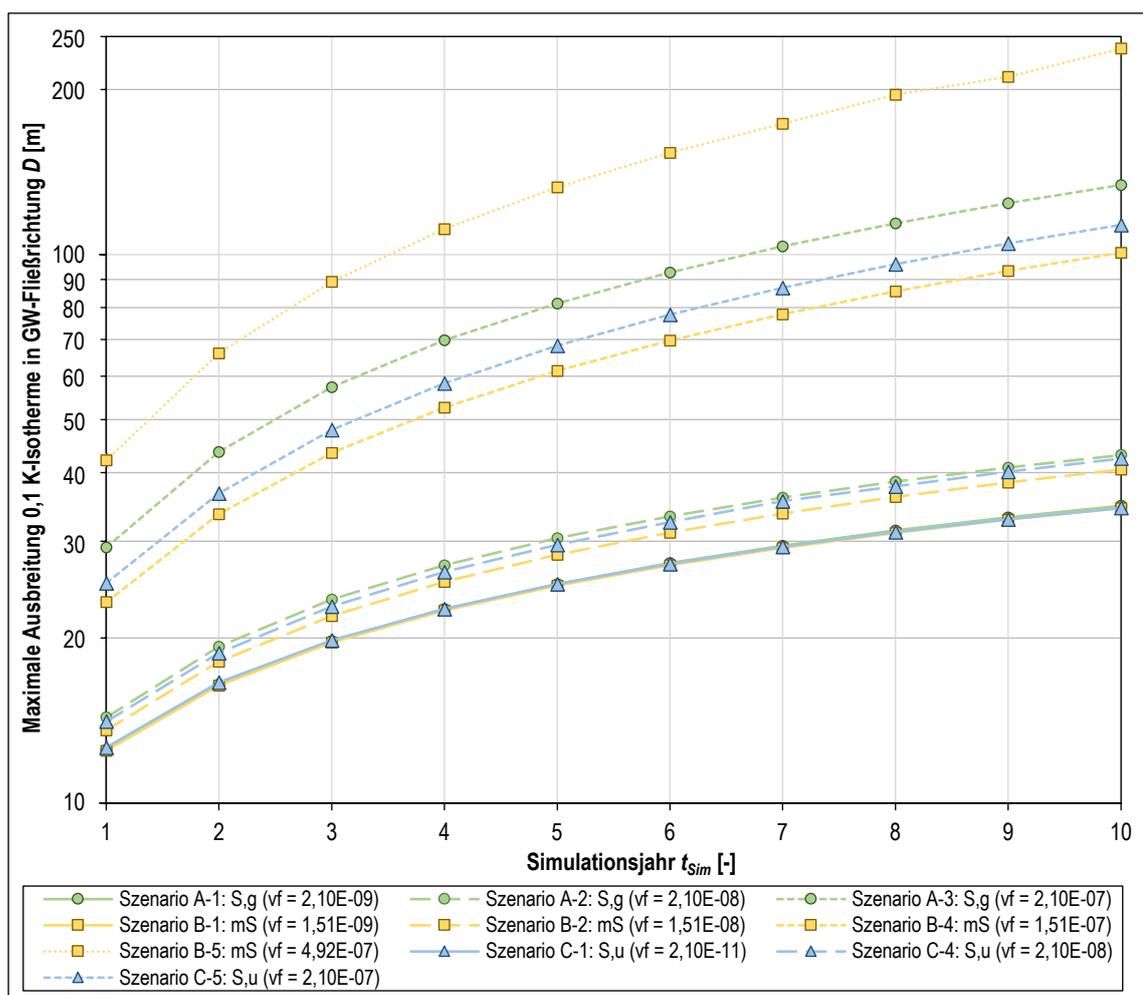


Abb. C-2.10 Szenario- und zeitabhängige Ausbreitung der Kältefahne (0,1 K-Isotherme) in GW-Fließrichtung.

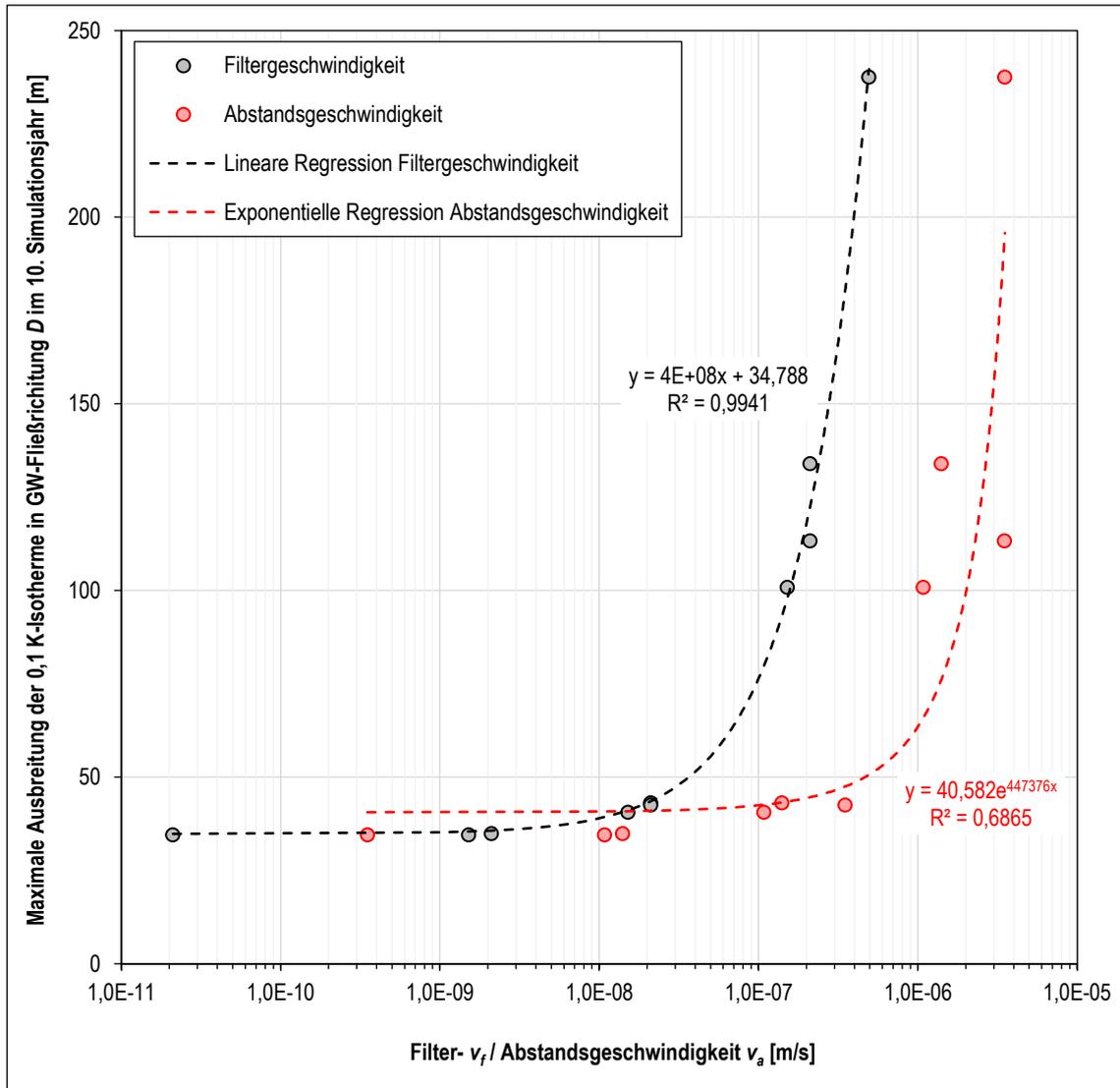


Abb. C-2.11 Zusammenhang zwischen maximaler Kältefahnausbreitung (0,1 K-Isotherme) und Filter- bzw. Abstandsgeschwindigkeit im 10. Simulationsjahr.

2.3 Simulative Abbildung von Grundwassereinfluss durch gesteigerte (effektive) Gesteinswärmeleitfähigkeiten

2.3.1 Abriss bisheriger Forschungsarbeiten

Neben der spezifischen Sondenentzugsleistung $\dot{q}_{EWS,sp}$ weist ebenso die an installierten Erdwärmesonden mittels TRT in-situ bestimmbare effektive Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{eff} (vgl. Abschnitt 2.1.4) bei Anwesenheit grundwasserbedingter Konvektion gesteigerte Werte auf (WANG et al. 2013). Im Rahmen umfangreicher Labor- und Feldversuche sowie numerischer Modellrechnungen legte HUBER (2013) den Zusammenhang zwischen effektiver Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{eff} und Filtergeschwindigkeit v_f vertiefend dar. Die wesentlichen Ergebnisse der Dissertation sind in Abb. C-2.12 wiedergegeben. Im Hinblick auf eine potenzielle Ergänzung der VDI 4640-1:2010-06 leitet der Autor für wasserdurchströmte Sande die in Tab. C-2.9 aufgeführten Empfehlungen ab. Demnach befürwortet er in Abhängigkeit der Durchströmungsgrade „schwach wasserführend“, „wasserführend“ oder „stark wasserführend“ maximale Steigerungen der Gesteinswärmeleitfähigkeit von 25, 50 bzw. 100 %.

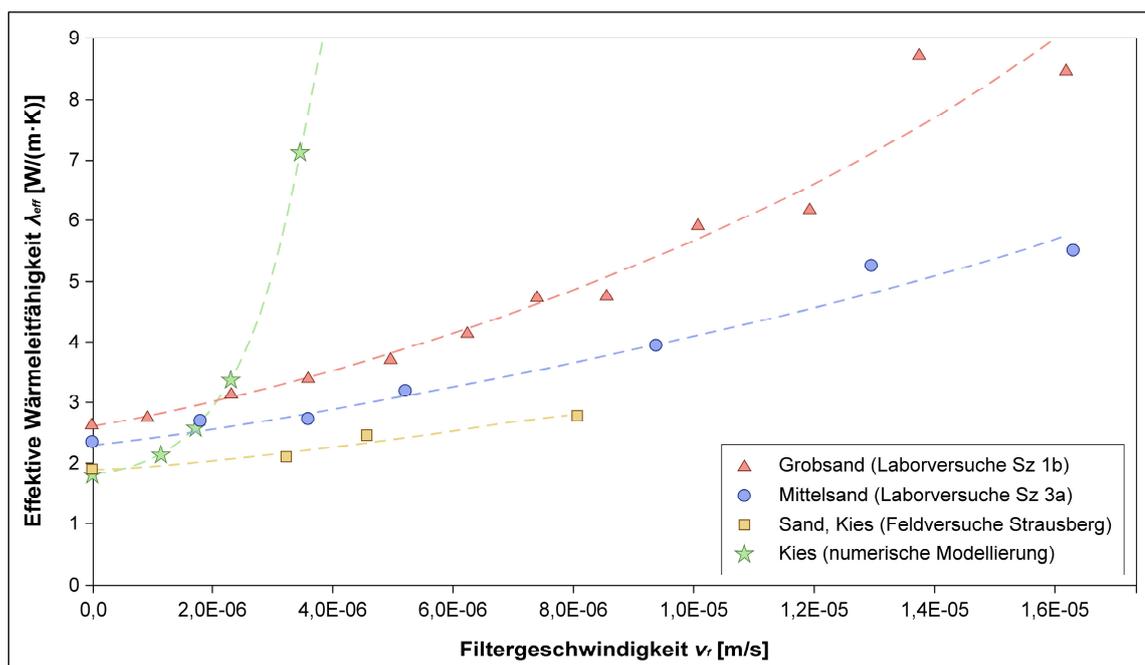


Abb. C-2.12 Gesteinstypabhängiger Zusammenhang zwischen effektiver Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{eff} und Filtergeschwindigkeit v_f (nach HUBER 2013).

Die Verwendung grundwasserbedingt gesteigerter effektiver Wärmeleitfähigkeitswerte trägt gemäß HUBER et al. (2014) zur Optimierung der Anlagendimensionierung bei, da so die Möglichkeit geschaffen wird, Grundwasserströmung auch dann im Dimensionierungsprozess zu berücksichtigen, wenn die zugrunde liegenden Modellrechnungen (vgl. Abschnitt 2.1.5) den geologischen Untergrund zu einem Einphasen-Medium (Feststoff) vereinfachen und somit regulär nicht zur Abbildung von grundwasserbedingter Konvektion befähigt sind.

Tab. C-2.9 Empfehlungen für effektive Gesteinswärmeleitfähigkeiten von wasserführenden Sanden (nach HUBER et al. 2014).

Gesteinstyp (in Analogie zu VDI 4640-1:2010-06)	Filter- geschwindigkeit v_f [m/s]	Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{Gestein}$ [W/(m·K)]		Bemerkung
		Bandbreite	Empfohlener Richtwert	
Sand, trocken	–	0,3 - 0,9	0,4	Gemäß VDI 4640-1:2010-06
Sand, feucht	–	1,0 - 1,9	1,4	Gemäß VDI 4640-1:2010-06
Sand, wassergesättigt	keine Angaben	2,0 - 3,0	2,4	Gemäß VDI 4640-1:2010-06
Sand, schwach wasserführend	$0 - 3,47 \cdot 10^{-6}$	2,0 - 3,75	2,7	Steigerung ⁽¹⁾ : 0 - 25 %
Sand, wasserführend	$3,47 \cdot 10^{-6} - 6,94 \cdot 10^{-6}$	2,5 - 4,5	3,3	Steigerung ⁽¹⁾ : 25 - 50 %
Sand, stark wasserführend	$6,94 \cdot 10^{-6} - 1,16 \cdot 10^{-5}$	3,2 - 6,0	4,2	Steigerung ⁽¹⁾ : 50 - 100 %

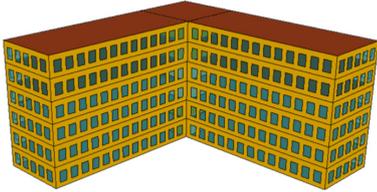
⁽¹⁾ Die Steigerungen beziehen sich auf die in VDI 4640-1:2010-06 angegebenen Wärmeleitfähigkeiten eines wassergesättigten Sandes.

2.3.2 Modellbeschreibung

2.3.2.1 Energetik

Inwieweit der von HUBER et al. (2014) empfohlene Lösungsansatz, konvektiven Grundwassereinfluss modelltechnisch durch Gebrauch gesteigerter (effektiver) Gesteinswärmeleitfähigkeiten zu realisieren, auch für die Dimensionierung größerer Erdwärmesondenanlagen mit kombiniertem Heiz- und Kühlbetrieb anwendbar ist, gilt es im Rahmen vorliegender Arbeit für ein fiktives Anlagenbeispiel mittels numerischer Simulationsrechnungen zu prüfen. Analog zu den vorhergehenden Untersuchungen (vgl. Abschnitt 2.2) fand im Zuge der Modellierung ebenfalls die Finite-Elemente-Software FEFLOW (Version 7.3) von DHI-WASY Anwendung.

Tab. C-2.10 Gebäudetechnische Spezifikation aus im Vorfeld erfolgter Gebäude- und Anlagensimulation mit TRNSYS.

Parameter	Gebäudetechnische Spezifikation	Gebäudeform
Gebäudenutzung	Büro	
Gebäudeform	L-Form	
Stockwerkanzahl	6	
Zonen / Großraumbüros	18	
Grundfläche	5.184 m ² (864 m ² je Stockwerk)	
Heizung	Fußbodenheizung mit erdgekoppelter WP	
Kühlung	Kühldecke mit Passivkühlung	
Jährlicher Heizbedarf	44,62 kWh/m ²	
Maximale Heizlast	239,0 kW	
Jährlicher Kühlbedarf	12,11 kWh/m ²	
Maximale Kühllast	136,5 kW	

Als Untersuchungsgegenstand wurde ein 37 Einzelsonden umfassendes Erdwärmesondenfeld gewählt (Abb. C-2.15), welches der Beheizung und Kühlung eines Bürogebäudes dient. Entsprechende gebäudetechnische Spezifikationen fasst Tab. C-2.10 zusammen. Die den Modellbetrachtungen zugrunde liegenden thermischen Belastungen des Sondenfeldes sind durch ein stündlich aufgelöstes Lastprofil (Abb. C-2.13) definiert, das aus einer im Vorfeld durchgeführten Gebäude- und Anlagensimulation mit der Software TRNSYS (Version 18) hervorgeht. Hieraus resultieren die in Abb. C-2.14 getrennt für Heiz- und Kühlbetrieb dargestellten monatlichen Entzugsenergien.

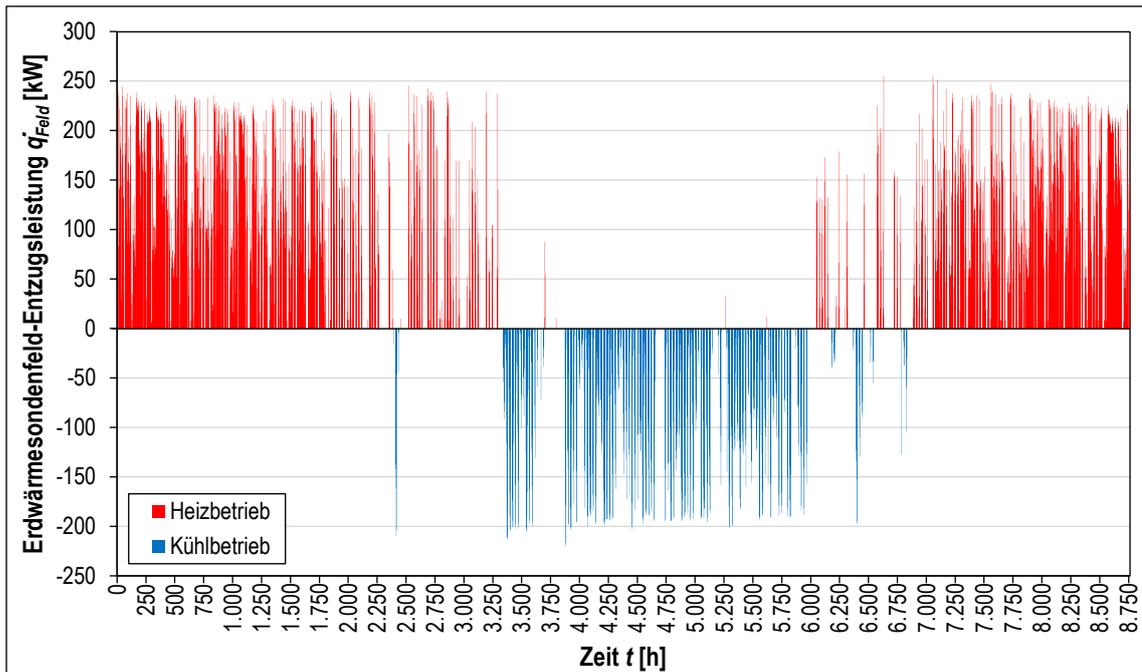


Abb. C-2.13 Thermische Sondenfeldbelastung in Form eines stündlich aufgelösten Lastprofils.

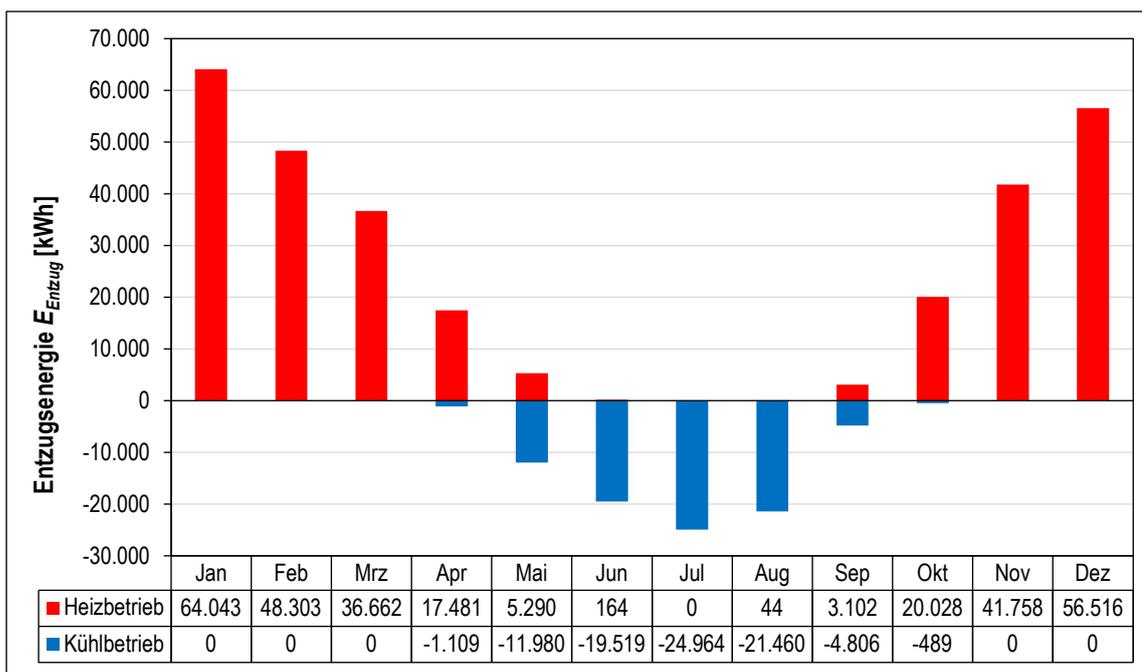


Abb. C-2.14 Monatliche Entzugsenergien, getrennt nach Heiz- und Kühlbetrieb.

Aufgrund der durch das angesetzte Lastprofil absehbar instationären Temperaturentwicklung im Bereich der Erdwärmesondenbohrungen, musste im Hinblick auf die Ergebnisqualität auf einen numerischen und somit rechenintensiven Modellansatz bei der Sondenimplementierung zurückgegriffen werden (vgl. Abschnitt 2.3.2.4). Die in Abschnitt 2.3.2.3 beschriebenen Modellbetrachtungen erfolgten daher aus Zeitgründen nur für das erste Betriebsjahr.

Zur Ermittlung der effektiven Gesteinswärmeleitfähigkeiten, die aus den betrachteten geohydraulischen Strömungsszenarien (vgl. Abschnitt 2.3.2.3) resultieren, erfolgten in separaten Simulationsrechnungen virtuelle Thermal Response Tests an der mittig im Sondenfeld gelegenen Erdwärmesonde. Diese erfuhr hierbei über einen bis zu 10 Tage währenden Zeitraum eine konstante thermische Lastbeaufschlagung von 9,76 kW ($\approx 80 \text{ W/m}$) bei einem Durchsatz von $2,2 \text{ m}^3/\text{h}$.

2.3.2.2 Dreidimensionaler Modellaufbau

Für die erdseitigen Simulationsrechnungen wurde ein $186 \times 136 \text{ m}$ umfassendes Modellgebiet mit einer 143 m messenden Vertikalausdehnung gewählt (Abb. C-2.15). Das implementierte Erdwärmesondenfeld besteht aus 37 Einzelsonden, die 1 m unter Modelloberkante ansetzen und eine Länge von jeweils 122 m aufweisen. Hinsichtlich der Sondenfeldgeometrie fand eine kompakte hexagonale Sondenanordnung mit einem äquidistanten Sondenabstand von 6 m Anwendung, welche vorausgegangenen Modellbetrachtungen mit der Software TRNSYS entstammt. Die Entfernung des Sondenfeldes zur Nord-, Süd- bzw. Westgrenze des Modellgebiets beträgt jeweils 50 m .

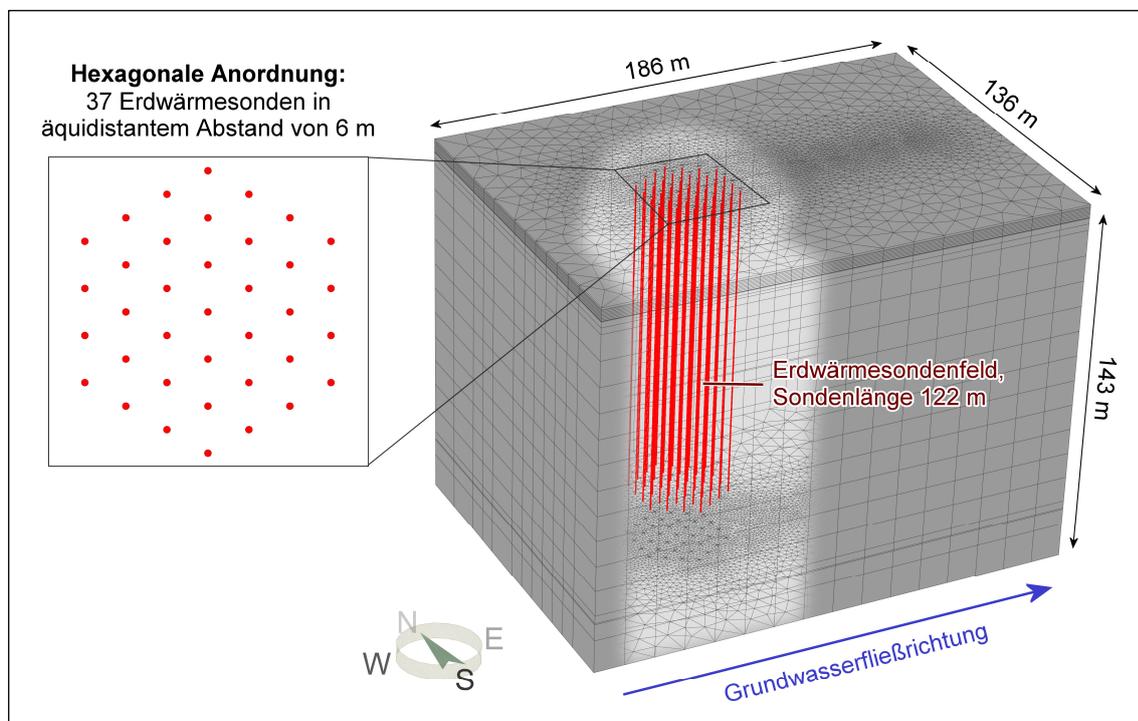


Abb. C-2.15 Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung des implementierten Erdwärmesondenfeldes.

Das Layer-basierte Modell setzt sich aus 223.416 Elementen (dreiseitige Prismen) und 116.520 Rechenknoten zusammen. In den Sondennahbereichen sowie in Gebieten mit einer zu erwartenden Kältefahnenausbreitung erfolgte aus rechentechnischen Gründen eine entsprechend feinere Diskretisierung.

2.3.2.3 Randbedingungen und Untergrundparameter

Im Zuge der Modellrechnungen erfolgte eine Betrachtung unterschiedlicher Szenarien, deren gewählte Parametrierung in Tab. C-2.11 zusammengestellt ist. Die natürliche Untergrundtemperatur beträgt für sämtliche Modellvariationen 11,5 °C (Dirichlet-Randbedingung an Modellober- und -unterkante sowie am Westrand). Zu Vergleichszwecken wurde zunächst ein Referenz-Modell ohne konvektive Beeinflussung (Aquifer) realisiert, welches über die volle Modelltiefe bezüglich der Gesteinseigenschaften einem Grundwassernichtleiter entspricht. Die Erweiterung um einen Grundwasserleiter mit einer Mächtigkeit von 2 bzw. 4 m (1,64 bzw. 3,28 % der Sondenlänge) erfolgte in den Modellszenarien A.1 bzw. A.2. Mit dem für die Untersuchung gewählten hydraulischen Gradienten $i = 2,1 \cdot 10^{-3}$ ergibt sich zusammen mit dem horizontalen k_f -Wert des Aquifergesteins (Tab. C-2.11) im Grundwasserleiter eine Filtergeschwindigkeit von $2,1 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$. Das Fließgefälle wurde hierbei durch entsprechende hydraulische Randbedingungen an der West- und Ostgrenze des Modellgebiets umgesetzt.

Die in den geohydraulischen Szenarien A.1 und A.2 separat mittels virtuellem TRT bestimmten effektiven Wärmeleitfähigkeitswerte (Abschnitt 2.3.3.1) fanden als Modellparameter schließlich in den Szenarien B.1 und B.2 Berücksichtigung, um die modelltechnische Abbildung von grundwasserbedingter Konvektion im Einphasen-Medium ($n_{eff} = 0$) durch gesteigerte (effektive) Gesteinswärmeleitfähigkeiten zu erproben.

Tab. C-2.11 Parametrierung der betrachteten Modellszenarien.

Szenario	Gesteins-schicht	Mächtigkeits-anteil über EWS-Länge		Effektive Porosität n_{eff}	Wärmeleit-fähigkeit ⁽¹⁾ $\lambda_{Gestein}$	Vol. Wärme-kapazität ⁽¹⁾ c_v	Durchlässigkeitsbei-wert k_f [m/s]	
		[m]	[%]				horizontal	vertikal
Referenz	GW-Nichtleiter	122	100,00	0,035	2,10	2,3	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$
A.1	GW-Leiter	2	1,64	0,151	2,10	2,3	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$3,33 \cdot 10^{-4}$
	GW-Nichtleiter	120	98,36	0,035	2,10	2,3	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$
A.2	GW-Leiter	4	3,28	0,151	2,10	2,3	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$3,33 \cdot 10^{-4}$
	GW-Nichtleiter	118	96,72	0,035	2,10	2,3	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$
B.1	GW-Nichtleiter	122	100,00	0,000	2,39 ⁽²⁾	2,3	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$
B.2	GW-Nichtleiter	122	100,00	0,000	2,58 ⁽³⁾	2,3	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$

⁽¹⁾ Anhand der effektiven Porosität erfolgte eine Aufspaltung der Wärmeleitfähigkeits- und Wärmekapazitätswerte in einen Fluid- und Feststoffanteil. Durch $n_{eff} = 0$ wird die flüssige Phase im Modell ausgeschaltet.

⁽²⁾ Entspricht mittels virtuellem TRT ermittelter eff. Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} im geohydraulischen Szenario A.1 (2 m Aquifer-Mächtigkeit).

⁽³⁾ Entspricht mittels virtuellem TRT ermittelter eff. Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} im geohydraulischen Szenario A.2 (4 m Aquifer-Mächtigkeit).

2.3.2.4 Erdwärmesondenmodell

Die Sondenimplementierung erfolgte innerhalb des FEFLOW-Modells durch eine Erdwärmesondenrandbedingung. Aufgrund der Lastprofil-bedingt absehbar instationären Temperaturentwicklung wurde auf den transienten, numerischen Sondenmodellansatz zurückgegriffen, wie er von BAUER (2011) beschrieben wird (AL-KHOURY et al. 2005; AL-KHOURY & BONNIER 2006). Die Parametrierung des eingebundenen Erdwärmesondenmodells ist in Tab. C-2.12 aufgeschlüsselt.

Tab. C-2.12 Parametrierung des im FEFLOW-Modellkörper implementierten Erdwärmesondenmodells.

Parameter	Symbol	Wert	Einheit	Maßstabsgerechte Zeichnung
Bohrlochdurchmesser	$d_{Bohrloch}$	152,4	mm	
Rohrdurchmesser	d_{Rohr}	32	mm	
Rohrwandstärke	s_{Wand}	2,9	mm	
U-Rohr-Mittenabstand waagrecht	a_{hor}	60,1	mm	
U-Rohr-Mittenabstand diagonal	a_{diag}	85,0	mm	
WLF Sondenmaterial	λ_{EWS}	0,4	W/(m·K)	
WLF Bohrlochhinterfüllung	$\lambda_{verf\u00fcllung}$	2,0	W/(m·K)	
WLF Sondenfluid	λ_{Fluid}	0,48	W/(m·K)	
Vol. Wärmekapazität Hinterfüllung	$c_{v,verf\u00fcllung}$	2,3	MJ/(m ³ ·K)	
Vol. Wärmekapazität Sondenfluid	$c_{v,Fluid}$	3,998	MJ/(m ³ ·K)	
Dyn. Viskosität Sondenfluid	η_{Fluid}	$5,2 \cdot 10^{-3}$	kg/(m·s)	
Dichte Sondenfluid	ρ_{Fluid}	1.052	kg/m ³	
Sondendurchsatz	\dot{V}	1,61	m ³ /h	
Sondentyp	Doppel-U			
EWS Berechnungsmodell	instationär, numerisch (AL-KHOURY et al. 2005; AL-KHOURY & BONNIER 2006; BAUER 2011)			

2.3.3 Simulationsergebnisse und Diskussion

2.3.3.1 Mittels TRTs bestimmte effektive Gesteinswärmeleitfähigkeiten

Die Auswertung der für die geohydraulischen Szenarien A.1 und A.2 durchgeführten virtuellen TRTs erfolgte nach Linienquellenmodell gemäß den Vorgaben der VDI 4640-5:2020-07. In den letzten 20 Stunden des Auswertezitraums schwankte die berechnete effektive Gesteinswärmeleitfähigkeit um maximal 0,18 % (TRT A.1) bzw. 0,16 % (TRT A.2) um den finalen Endwert. Damit ist das Konvergenzkriterium trotz Grundwasserbeeinflussung in beiden Fällen erfüllt (gemäß VDI 4640-5:2020-07 sind Schwankungen bis zu 5 % zulässig).

Die Ergebnisse zeigen, dass im konkreten Fall in Anwesenheit eines 2 m bzw. 4 m mächtigen Grundwasserleiters mit einer Filtergeschwindigkeit von $2,1 \cdot 10^{-6}$ m/s die mittlere effektive Gesteinswärmeleitfähigkeit über die Sondentiefe um 13,81 % (Szenario A.1) bzw. 22,86 % (Szenario A.2) gesteigert wird (Tab. C-2.13).

Tab. C-2.13 TRT-Ergebnisübersicht für die geohydraulischen Szenarien A.1 und A.2.

Szenario	Mächtighkeitsanteil des Aquifers an der Sondenlänge		Mittels TRT gemessene eff. Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} [W/(m·K)]	Steigerung der eff. Wärme- leitfähigkeit gegenüber dem Referenzmodell ohne GW- Einfluss [%]
	[m]	[%]		
A.1	2	1,64	2,39	13,81
A.2	4	3,28	2,58	22,86

2.3.3.2 Einfluss grundwasserbedingter Konvektion und äquivalent gesteigerter Gesteinswärmeleitfähigkeiten auf den Anlagenbetrieb

In welchem Maße sich grundwasserbedingte Konvektion in den Szenarien A.1 und A.2 (Modellansatz A) sowie äquivalent gesteigerte Gesteinswärmeleitfähigkeiten in den Szenarien B.1 und B.2 (Modellansatz B) auf den Anlagenbetrieb auswirken, wurde anhand der betriebsphasenabhängig resultierenden Quellentemperaturen (Fluidtemperaturen des Sondenfeld-Outputs) untersucht. Hierzu erfolgte ein Vergleich der je nach Betriebsphase (Heizen bzw. Kühlen) in den betrachteten Szenarien verfügbaren monatlichen Quellentemperaturen (integrales Monatsmittel).

Wie Abb. C-2.16 zu entnehmen ist, zeigen sich im Heizbetrieb bei den Szenarien A.1 und A.2 aufgrund der gewählten Grundwasserbeeinflussung entsprechend höhere und somit günstigere monatliche Quellentemperaturen im Vergleich zum Referenzmodell ohne Aquifer. Die Szenarien B.1 und B.2, welche den Grundwassereinfluss aus den Szenarien A.1 bzw. A.2 simulativ durch erhöhte Gesteinswärmeleitfähigkeiten abbilden, sollten erwartungsgemäß annähernd identische Quellentemperaturen aufweisen. Dies ist so im Rahmen der Simulationsrechnungen jedoch nicht zu beobachten. Während ein Vergleich der Szenarien A.1 und B.1 bzw. A.2 und B.2 für die ersten drei Simulationsmonate Januar, Februar und März noch eine hohe Ähnlichkeit im Hinblick auf die monatlich resultierenden Quellentemperaturen zeigt, weichen mit dem überlappend einsetzenden Kühlbetrieb ab Monat April die Temperaturprognosen der Szenarien B.1 und B.2 deutlicher von denen der Szenarien A.1 und A.2 ab. Die Darstellung der prozentualen Abweichung gegenüber dem Referenz-Modell in Abb. C-2.17 illustriert dies zusätzlich.

Noch deutlichere Abweichungen zwischen den Modellansätzen A und B sind bei Betrachtung der Kühlbetriebsphase zu beobachten. Die mithilfe gesteigerter Gesteinswärmeleitfähigkeiten realisierte simulative Abbildung von Grundwassereinfluss in den Szenarien B.1 und B.2 führt hier entgegen der Szenarien A.1 und A.2 sogar zu niedrigeren Quellentemperaturen als im Referenzmodell (Abb. C-2.18). Wie Abb. C-2.19 zudem veranschaulicht, machen sich beim Modellansatz B zusätzlich thermische Speichereffekte bemerkbar, die bei vollumfänglicher simulativer Abbildung der grundwasserbedingten Konvektion (Modellansatz A) in der Form nicht auftreten. So ist davon auszugehen, dass die im Modellansatz B zu Beginn der Kühlperiode verstärkt niedriger prognostizierten Quellentemperaturen auf die Auskühlung des geologischen Untergrundes während der Heizperiode zurückzuführen sind. Bei realitätsnaher Berücksichtigung grundwasser-

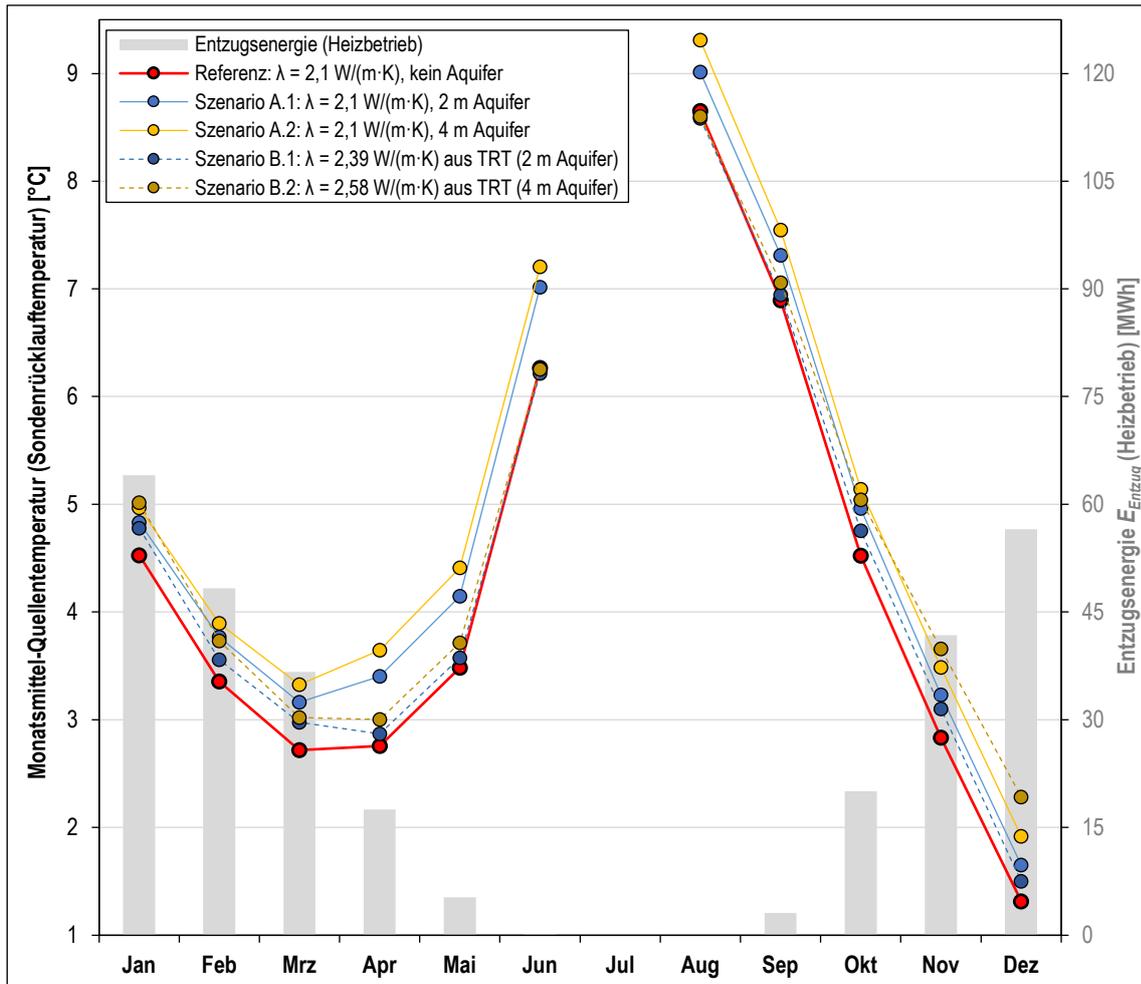


Abb. C-2.16 Szenarioabhängige Monatsmittel-Quellentemperaturen für die Betriebsphase Heizen.

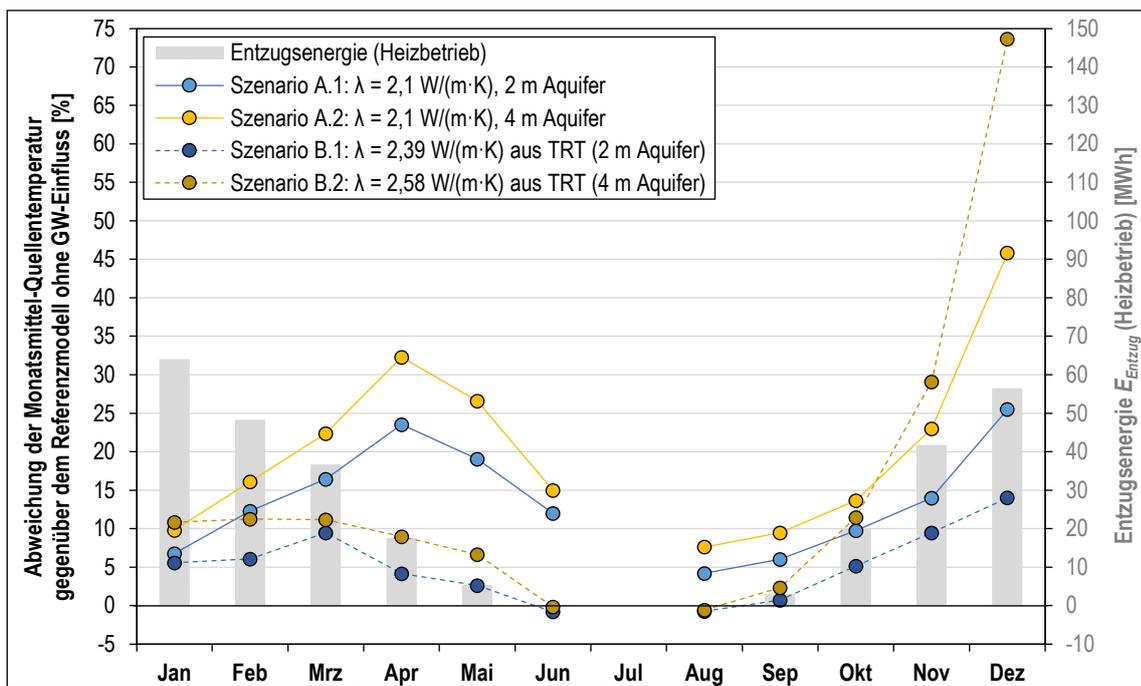


Abb. C-2.17 Szenarioabhängige Abweichungen der Monatsmittel-Quellentemperaturen im Vergleich zum Referenzmodell für die Betriebsphase Heizen.

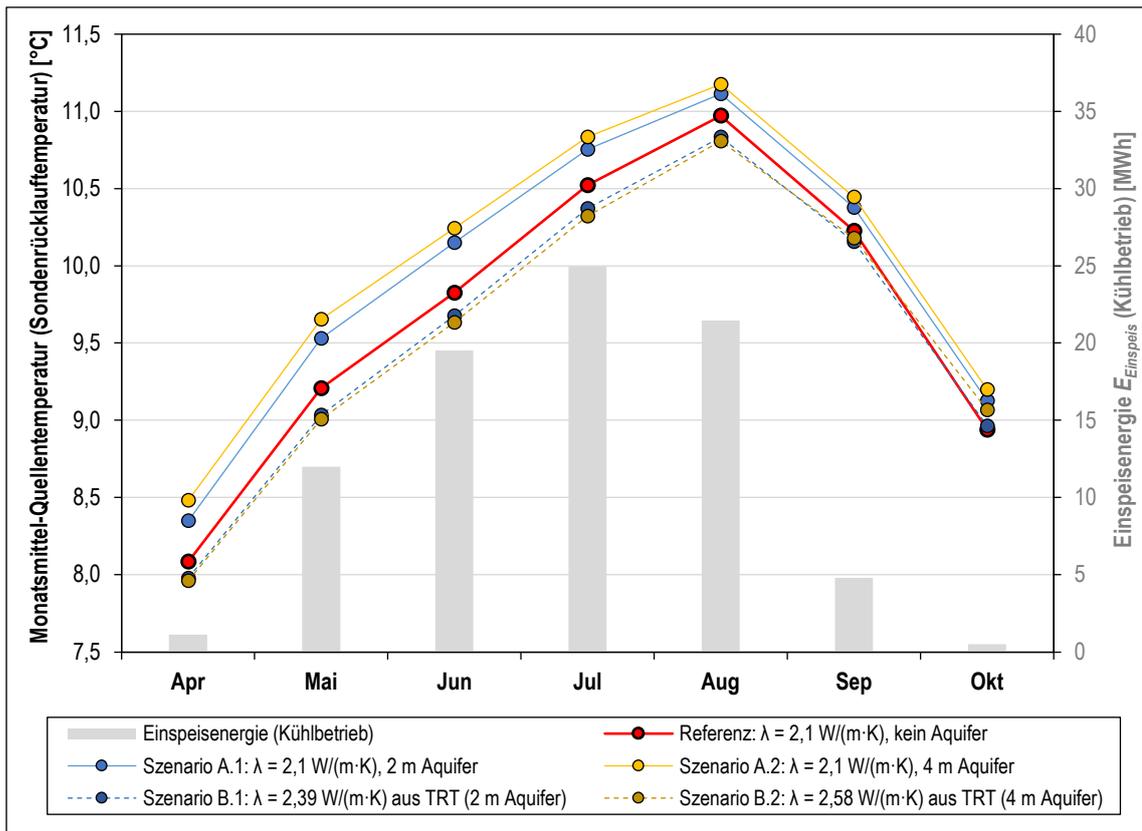


Abb. C-2.18 Szenarioabhängige Monatsmittel-Quellentemperaturen für die Betriebsphase Kühlen.

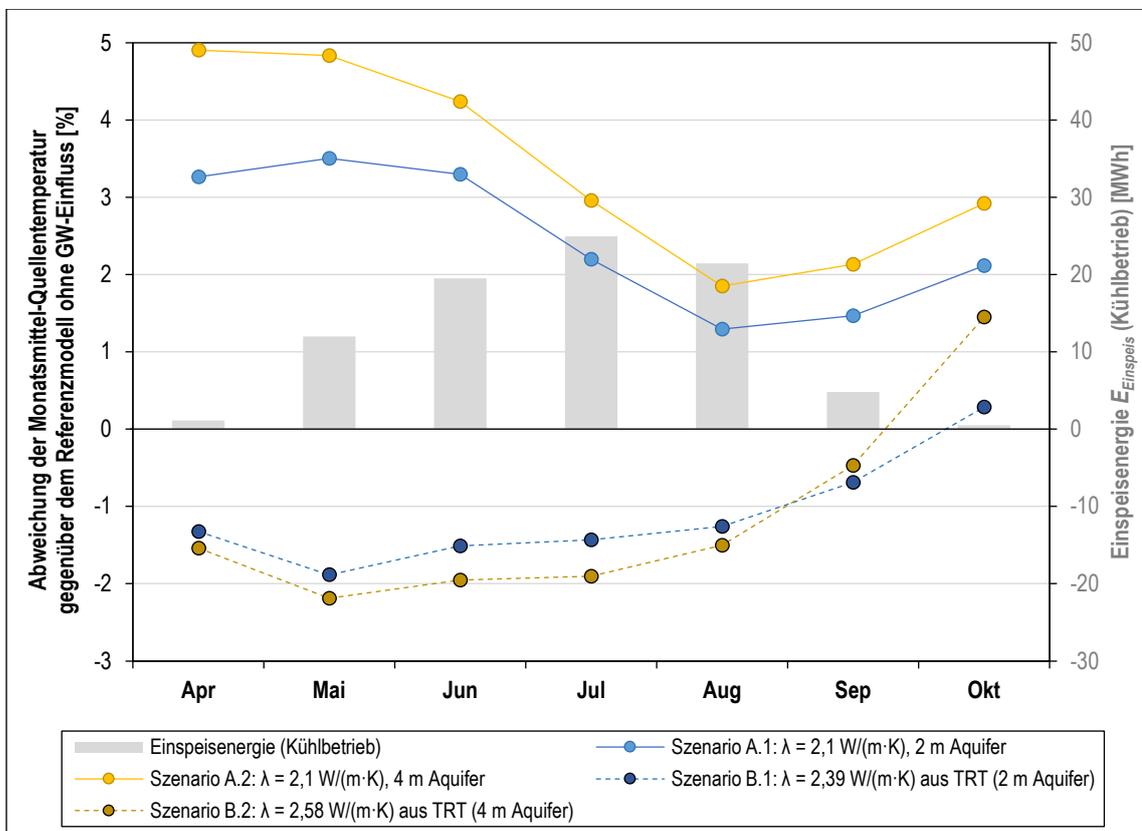


Abb. C-2.19 Szenarioabhängige Abweichungen der Monatsmittel-Quellentemperaturen im Vergleich zum Referenzmodell für die Betriebsphase Kühlen.

bedingter Konvektion (Modellansatz A) kann sich dieses durch den Heizbetrieb hervorgerufene „Kältereservoir“ jedoch aufgrund des effizienter ablaufenden Wärmetransports weniger gut im Einzugsbereich des Erdwärmesondenfeldes halten, was zu entsprechend höheren Quellentemperaturen führt.

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass eine simulative Abbildung von grundwasserbedingter Konvektion durch Berücksichtigung gesteigerter (effektiver) Gesteinswärmeleitfähigkeiten beim Auslegungsprozess von Erdwärmesondenanlagen nur bedingt zu realistischen Prognosen hinsichtlich der zeitlichen Entwicklung der Sondenfluidtemperaturen führt. Exemplarische Modellrechnungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit zeigen, dass hier insbesondere im Fall eines kombinierten Heiz- und Kühlbetriebs mit relevanten Abweichungen bei der Fluidtemperaturprognose zu rechnen ist und somit die Gefahr einer Unterdimensionierung der betreffenden Erdwärmesondenanlage besteht.

3 Kleinräumige (hydro)geologisch-geothermische 3D-Modellierung am Standort Zittau

3.1 Regionalgeologischer Überblick

Das in SW-NE-Erstreckung etwa 20 km messende und bis zu 10 km breite Zittauer Becken befindet sich im Dreiländereck zwischen Deutschland, Polen und der Tschechischen Republik (Abb. C-3.1). Auf dem etwa 53 km² großen deutschen Anteil des Beckens zwischen dem Lausitzer Bergland im Nordwesten und dem Zittauer Gebirge im Südosten ist die SE-sächsische Stadt Zittau als wichtige geographische Landmarke zentral gelegen (VULPIUS 2015).

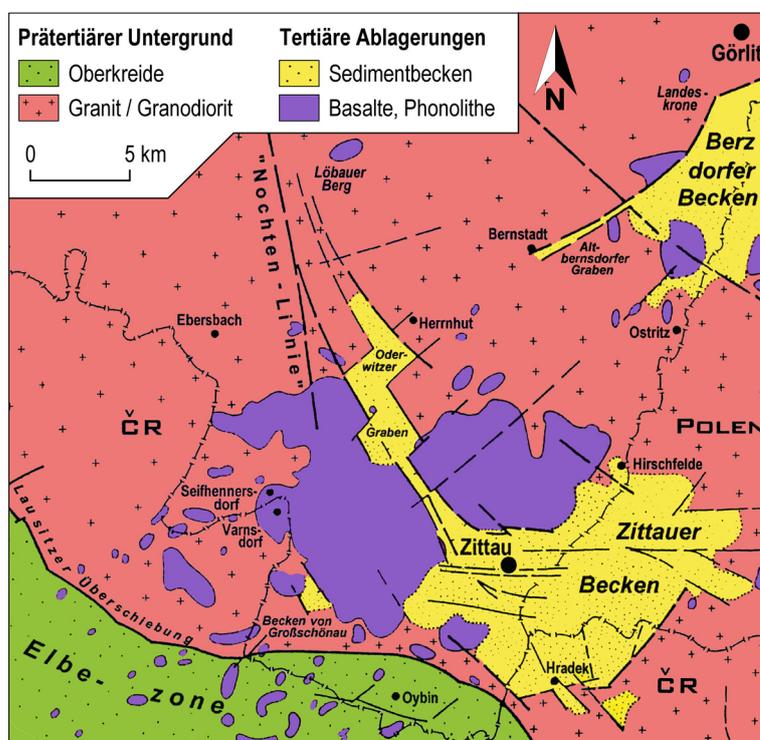


Abb. C-3.1
Regionalgeologische Übersichtskarte der Oberlausitzer Tertiärbecken (nach STEDING et al. 1991).

Strukturgeologisch ist die Entwicklung des Zittauer Beckens durch die Ostverlagerung Europas infolge der Öffnung des Atlantiks und dem Norddrift der afrikanischen Platte ab dem Obereozän/Oligozän initiiert (BRAUSE 1988). Diese Horizontalbewegungen der Kontinentalplatten steigerten nach DITTRICH et al. (1988) den geologischen Stress in der Erdkruste und lösten über Fernwirkungsprozesse zahlreiche tektonische Ereignisse zwischen der Lausitz und Nordböhmen aus. So etablierte sich beispielsweise die südlich des Zittauer Beckens verlaufende Lausitzer Überschiebung (Abb. C-3.2 ①), deren dekompressierende Wirkung isostatische Bewegungen einzelner tektonischer Schollen begünstigte und unterschiedliche Senkungsbereiche entstehen ließ. Zu diesen Einbruchsbecken zählt auch das Zittauer Becken, welches sich im Vergitterungsbereich der tektonischen Hauptstörungen (Abb. C-3.1)

nach DITTRICH et al. (1988) als Aufstiegswege für Magmen und verursachten insbesondere im Oberen Oligozän (vor ca. 28 Ma) einen intensiven Basalt- und Phonolith-vulkanismus, der zur Bildung von bis zu 150 m mächtigen Gang-, Schlot- und Deckenbasalten sowie Tuffen und Vulkanoklastiten führte (SUHR 2003; Abb. C-3.2 ③). Diese Basaltkuppen und -decken prägen bis heute an der West- und Nordflanke des Beckens das Landschaftsbild im weiteren Umfeld (z. B. Lausche; WAGENBRETH & STEINER 1982). In dem sich gleichzeitig ausbildenden Graben von Zittau akkumulierten sich die ältesten Tertiärsedimente des Zittauer Beckens (sog. Zittauer Schichten A mit Basalflöz), wodurch diese lokal durch die jungvulkanischen Ablagerungen überdeckt wurden (HIRSCH et al. 1989).

In der zweiten tektonischen Hauptphase zwischen dem Oberoligozän bis Untermiozän (vor 28 Ma bis 23 Ma) erweiterten sich die bereits vorhandenen Gräben, während neu angelegte bzw. reaktivierte Störungselemente eine Absenkung zusätzlicher Grundgebirgsschollen verursachten (Dittrich et al. 1988). Infolgedessen entwickelte sich ein stark zerblockter Untergrund mit zahlreichen Teilschollen. Getrennt durch den sich auch in späteren Phasen weniger absenkenden Zittauer Rücken ist dieser in zwei Teilbecken (Zittauer Nord- und Zittauer Südbecken; Abb. C-3.3) gliederbar. Die in dieser Zeit abgelagerten Zittauer Schichten B bzw. der bis zu 30 m mächtige Unterflözkomplex als Ergebnis der ersten Vermoorungen im Zittauer Raum sind daher verhältnismäßig stark tektonisch geprägt (SCHULZE 1995).

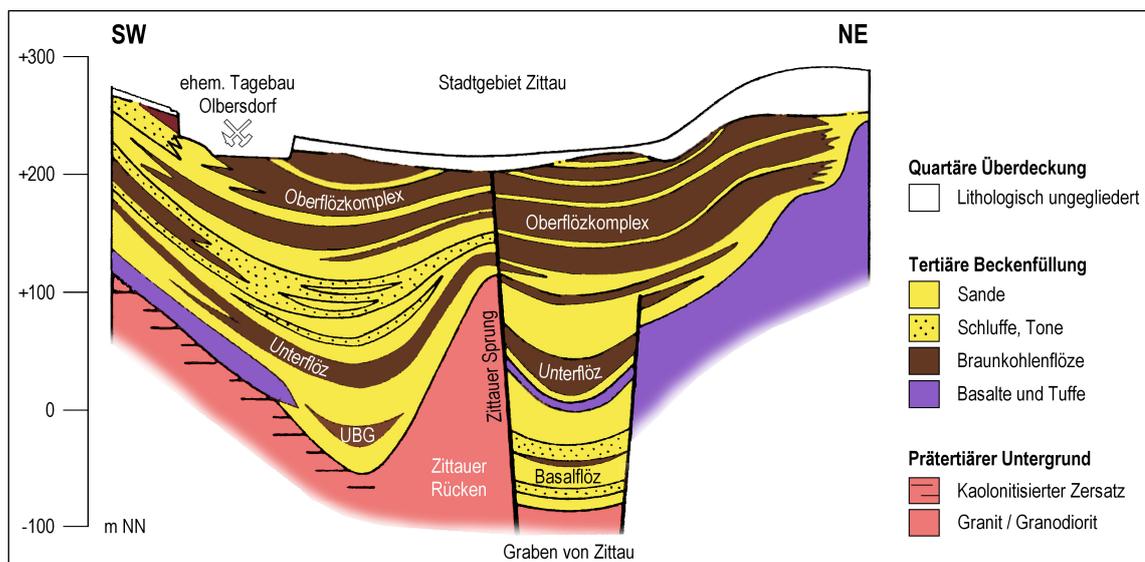


Abb. C-3.3 Schematischer Schnitt durch das Zittauer Becken (nach HIRSCH et al. 1989 und VULPIUS 2015).

Durch die Aktivierung von randparallelen tektonischen Großelementen außerhalb des Beckenbereiches zwischen dem Unteren und Mittleren Miozän (vor 23 bis 12 Ma) und dadurch verursachte größere Schollenbewegungen sowie der fortschreitenden tektonischen Aktivität oben genannter Störungssysteme, kam es während der dritten Hauptphase nach DITTRICH et al. (1988) zur Aufweitung und weiteren Subsidenz des Zittauer Beckens (Abb. C-3.2 ④). Die dadurch zunehmend unruhige Beckenmorphologie glich der erhebliche Sedimenteintrag von heterogenem Schuttfächermaterial (sog. Zittauer Schichten C) aus. Das verbleibende Beckenvolumen bot den umfangreichen kohlenbildenden Prozessen

des Zittauer Oberflözkomplexes sowie den eingeschalteten Ablagerungen Raum. Dabei entstanden während tektonischer Ruhephasen Vermoorungsgebiete, aus denen die insgesamt 14 Braunkohlenflözbänke hervorgingen (Abb. C-3.3). Bei stärkeren Absenkungsraten hingegen wurden die versumpften Gebiete überflutet und es gelangten schlecht klassierte Tone, Schluffe oder Sande zur Ablagerung (SCHULZE 1995). Die unterschiedlichen Mächtigkeiten der organogenen Flöze und mineralischen Zwischenmittel geben dabei Aufschluss zu den zeitlichen Abständen zwischen den Absenkungsphasen sowie deren Intensität.

Nachfolgende Verwitterungsprozesse ab dem Oberen Miozän bis zum Mittleren Pleistozän (vor ca. 12 Ma bis 400.000 a) griffen teilweise bis in den Oberflözkomplex ein und verringerten dessen Mächtigkeit (Abb. C-3.3). Über einem stratigraphischen Hiatus folgen schließlich pleistozäne Ablagerungen von zwei elsterzeitlichen Eisvorstößen, saalezeitliche Flussschotterablagerungen sowie weichselzeitlichen Periglazialsedimenten als Abschluss der känozoischen Sedimentation im Zittauer Becken (HOFFMANN et al. 1988). Hinweise auf endogen-tektonische Bewegungen innerhalb der quartären Ablagerungen sind bislang nicht nachgewiesen, jedoch entstanden glazigene Störungen innerhalb des Quartärs und der oberen tertiären Kohlschichten.

3.2 Datenbasis der Modellierung

3.2.1 Recherche hydro-/geologischer Fachdaten für das gewählte Modellgebiet

Die Realisierung eines detaillierten 3D-Modells der geologischen Untergrundverhältnisse in einem etwa 55 m messenden Umkreis um die HSZG-Erdwärmesondenversuchsanlage („Modellgebiet“; Abb. C-3.4) erforderte im Hinblick auf die heterogene Sedimentwechsellagerung im Zittauer Becken (Abschnitt 3.1) eine qualitativ hochwertige und tiefreichende Datengrundlage.

Hinsichtlich des stratigraphischen und lithologischen Detailaufbaus des geologischen Untergrundes erwies sich dabei die schwerpunktmäßig in den 1970er und 1980er Jahren erfolgte systematische Braunkohlenerkundung im Zittauer Raum als vorteilhaft. Im Rahmen der damaligen Untersuchungskampagnen wurden tiefe Erkundungsbohrungen (teils bis zu 400 m Teufe) in einem engen Raster niedergebracht. Darauf aufbauend entwarfen DITTRICH et al. (1988) neben einem stratigraphischen Normalprofil anhand geologischer Schnittdarstellungen auch ein regionalgeologisches Modell für den Großraum Zittau. Dieser Erkundungsbericht ist somit fundamentale Basis für vorliegende Betrachtungen. Hierfür stellte das LfULG dankenswerterweise sowohl den Bericht als auch ein umfangreiches Konvolut der damals erkundungsrelevanten Bohrungen sowie zusätzlicher Schichtenverzeichnisse jüngerer Datums zur Verfügung. Die Vielzahl von insgesamt 137 bereitgestellten Bohrungen war jedoch für einen bestmöglich generalisierten Modellaufbau mit geologisch hinreichender Genauigkeit zunächst ausdünnen. Die Auswahl der in die Modellierung einfließenden Bohrungen erfolgte dabei im Wesentlichen nach den drei Kriterien Bohrteufe, -plausibilität und Dokumentationsqualität. Vor allem die tiefen

und hinsichtlich der Gesteinsansprache detailliert aufgenommenen Bohrungen der Braunkohlenerkundung fanden bevorzugt Eingang. Dem gegenüber blieben sehr flache Bohrungen (< 5 m Teufe), wie z. B. engständige Baugrunduntersuchungen, aufgrund ihres geringen geologischen Erkenntniszugewinns unberücksichtigt. Darüber hinaus wurden auch entsprechend des geologischen Normalprofils von DITTRICH et al. (1988) unschlussige oder unzureichend beschriebene Bohrprofile vernachlässigt. Auf diese Weise wurden 30 geologisch aussagekräftige und repräsentative Bohrungen aus dem LfULG-Bestand (Abb. C-3.4 / Tab. C-3.1) für die Erstellung des geologischen Strukturmodells (vgl. Abschnitt 3.3.1) nach neuestem Kenntnisstand ausgewählt. Zusätzlich fanden die bei der Errichtung der Versuchsanlage abgeteufte Bohrprofile und zugehörigen bohrlochgeophysikalischen Messkurven sowie weitere am Teststand erhobene Parameter (vgl. Abschnitt 3.2.2) Einzug in die Modellerstellung.

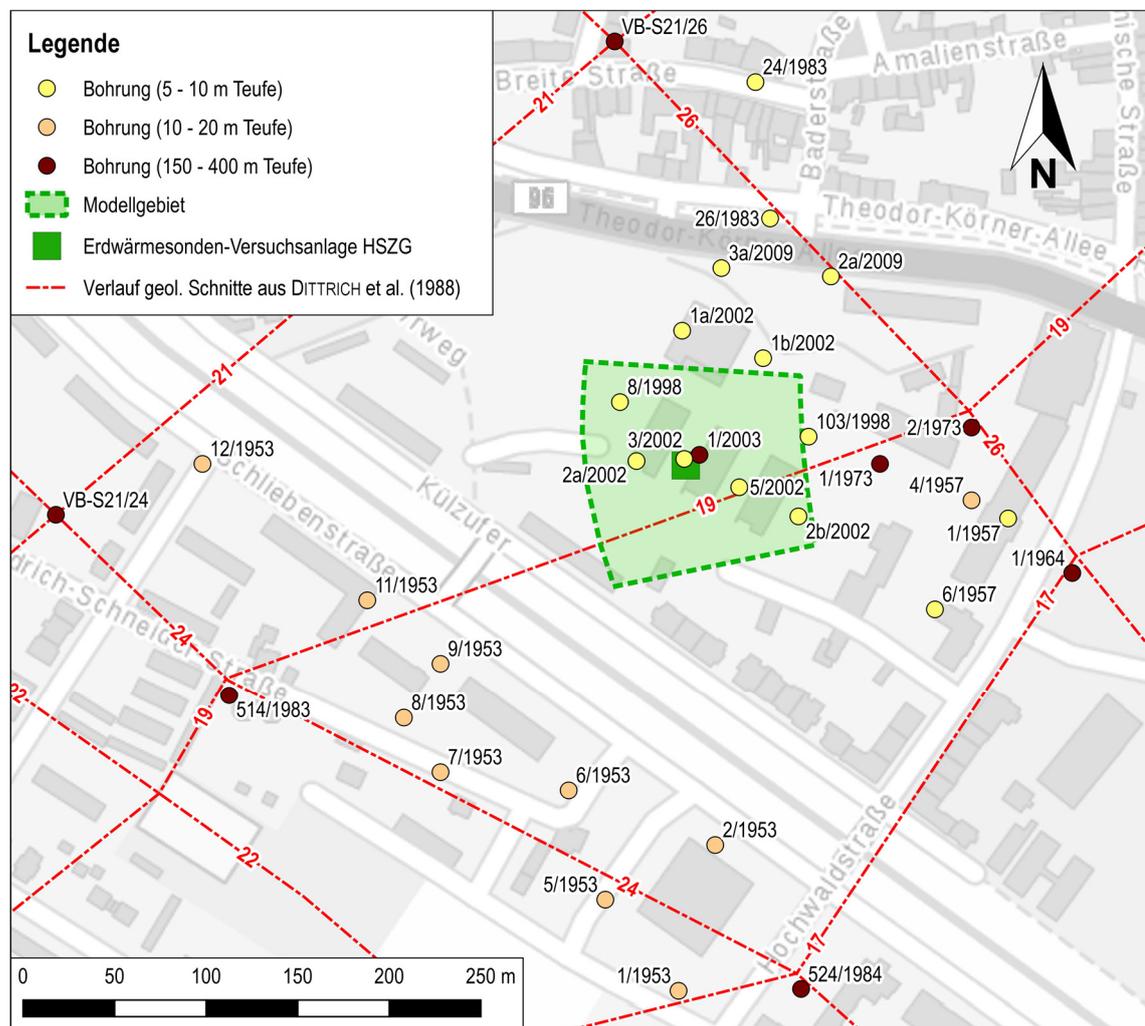


Abb. C-3.4 Eingangsdaten für das geologische Strukturmodell: Genutzte Bohrdaten und geologische Schnittverläufe in Relation zur Lage des gewählten Modellgebiets mit der Erdwärmesonden-Versuchsanlage der HSZG.

Tab. C-3.1 Übersicht der für das geologische Strukturmodell ausgewählten Bohrungen.

Bohrung	AKBEZ (LfULG)	Rechtswert	Hochwert	Endteufe [m u. GOK]	Ansatzhöhe [m NN]
1/1953	B...1....1953	5486360,0	5639420,0	16,3	233,8
1/1957	B...1....1957	5486540,0	5639680,0	10,0	232,8
1/1964	B...1....1964	5486575,0	5639650,0	5,4	232,8
1/1973	B...1....1973	5486470,0	5639710,0	12,0	238,8
1a/2002	B...1....2002	5486362,0	5639783,3	6,1	234,0
1b/2002	B...1....2002	5486406,2	5639768,2	8,5	234,1
1/2003	B...1....2003	5486371,4	5639715,0	172,0	233,0
2/1953	B...2....1953	5486380,0	5639500,0	17,0	233,2
2/1973	B...2....1973	5486520,0	5639730,0	12,0	237,8
2a/2002	B...2....2002	5486337,0	5639711,6	6,1	234,0
2b/2002	B...2....2002	5486425,5	5639681,1	8,0	233,4
2a/2009	B...2a...2009	5486443,2	5639813,1	8,0	234,3
3/2002	B...3....2002	5486363,1	5639712,7	6,1	234,0
3a/2009	B...3a...2009	5486383,4	5639817,7	8,0	234,4
4/1957	B...4....1957	5486520,0	5639690,0	15,0	232,8
5/1953	B...5....1953	5486320,0	5639470,0	10,4	233,8
5/2002	B...5....2002	5486393,1	5639697,2	6,1	234,0
6/1953	B...6....1953	5486300,0	5639530,0	15,2	233,9
6/1957	B...6....1957	5486500,0	5639630,0	10,0	232,4
7/1953	B...7....1953	5486230,0	5639540,0	15,4	234,7
8/1953	B...8....1953	5486210,0	5639570,0	15,6	234,8
8/1998	B.8_0_1...1998	5486328,0	5639744,0	5,5	232,7
9/1953	B...9....1953	5486230,0	5639600,0	15,4	233,9
11/1953	B...11....1953	5486190,0	5639635,0	15,1	233,3
12/1953	B...12....1953	5486100,0	5639710,0	15,2	233,7
24/1983	B...24....1983	5486402,0	5639920,0	7,0	234,7
26/1983	B...26....1983	5486410,0	5639845,0	10,0	234,7
103/1998	B.103_0...1998	5486431,0	5639725,0	6,5	233,2
514/1983	B..514....1983	5486114,6	5639582,4	160,0	234,7
524/1984	B..524....1984	5486426,9	5639421,0	169,9	234,8
VB-S21/24 ⁽¹⁾	-	5486020,0	5639682,0	200,0	233,0
VB-S21/26 ⁽¹⁾	-	5486325,1	5639942,4	200,0	234,8

⁽¹⁾ Virtuelle Bohrungen, generiert als Digitalisat der geologischen Schnittpunkte der Schnittlinien 21/24 bzw. 21/26 (vgl. Abb. C-3.4) aus DITTRICH et al. (1988).

Darüber hinaus ist in Kenntnis der lokalen geologischen Gegebenheiten anhand des vom LfULG bereitgestellten vereinfachten Normalprofils der Grundwasserstockwerke im Großraum Zittau (Tab. C-3.2) davon auszugehen, dass im ausgewählten Modellgebiet nur die beiden Aquifere G1 (saaleglaziale Fluvialbildungen) und ZiC (miozäne Zittauer Schichten C) von Bedeutung sind. Um diese im Modell abzubilden, wurden digitale Geodaten von der interaktiven Karte zur Grundwasserdynamik vom LfULG genutzt. So standen für den quartären Grundwasserleiter (G1) ein Hydroisophypsenplan sowie ergänzend etwa zeitgleich durchgeführte Stichtagsmessungen von insgesamt sechs GW-Messstellen im näheren Umfeld der Versuchsanlage zur Verfügung. Für den tieferliegenden tertiären Aquifer (ZiC) hingegen waren lediglich Stichtagsmessungen von sieben GW-Messstellen in unmittelbarer Nachbarschaft zum Modellgebiet verfügbar (Tab. C-3.3).

Tab. C-3.2 Vereinfachtes Normalprofil der Grundwasserstockwerke im Zittauer Becken (nach LfULG).

Stratigraphie	Grundwasserstockwerk	Messnetz Zittau (Randbereiche)	Messnetz Olbersdorf	Messnetz Zittau (Zentrum / Graben von Zittau)	Messnetz Turow
Quartär	G1e nur Sandlinsen	Weichselzeitlicher Gehängelehm mit Sandlinsen			
	G1	Elsterzeitlicher Geschiebe- mergel/-lehm mit Sandlinsen		Auelehm Saalezeitliche Mandau- und Neiße Kies	
Tertiär	OO	Zittauer Oberflöz, Oberbank			
	HM	Hauptmittel			
	OU	Zittauer Oberflöz, Unterbank			
	ZiC	Zittauer Schichten C			
	ZU	Zittauer Unterflöz			
	ZiB, VBa-Z, VPh-Z	Zittauer Schichten B (Tuffite, Basalt-, Phonolithersatz)			
ZiA			Zittauer Schichten A		
Kambrium	PGD-Z	Granodioritzersatz			
	PGD	Granodiorit			

Tab. C-3.3 Übersicht verwendeter GW-Messstellen und Stichtagsmessungen.

GW-Stockwerk	Messstellen-ID	Bezeichnung	Rechtswert	Hochwert	Stichtagsmessung	
					Datum	GW-Druckhöhe [m NN]
G1	51549724_1	Olbersdorf, P 8d/97 o, GWM 724	5484850,3	5639906,2	20.04.2016	234,87
	51549728_1	Olbersdorf, P 10a/97 o, GWM 727	5485152,1	5639708,6	20.04.2016	234,57
	51547468	Zittau, 798z/84	5487980,6	5639708,5	20.04.2016	227,76
	51547476	Zittau, 802z/84	5486224,0	5640325,1	26.04.2016	232,03
	51549721	Olbersdorf, P 5/97	5484096,2	5640150,3	20.04.2016	237,79
	5155P00020_1	Turow, Pz-49/46 IV	5489028,9	5640300,4	21.04.2016	225,27
ZiC	51547467	Zittau, 797A2/84	5487233,5	5640233,9	21.04.2016	185,40
	51547478	Zittau, 802/84, unten	5486222,4	5640323,2	21.04.2016	199,75
	51547593	Zittau, 576/85	5486433,0	5638767,2	21.04.2016	233,36
	51547712	Zittau, P 19z/94	5487392,3	5639256,9	21.04.2016	183,01
	51549384	Olbersdorf, 512A2/83	5485274,8	5639447,3	20.04.2016	237,51
	51549541_2	Olbersdorf, P8/86, GWM 542	5485161,5	5639587,9	20.04.2016	234,48
	51549739	Olbersdorf, GP 10/99	5484861,1	5639943,7	20.04.2016	236,41

3.2.2 Datenerhebung modellrelevanter Parameter an der Erdwärmesondenversuchsanlage der HSZG

3.2.2.1 Kurzbeschreibung der Erdwärmesondenversuchsanlage

Zentrales Element des ausgewählten Modellgebiets ist das Erdwärmesondentestfeld der Hochschule Zittau/Görlitz, gelegen zwischen den Häusern Z IVa und Z IVb an der Theodor-Körner-Allee in Zittau. Die Anlage entstammt zwei vorangegangenen Forschungsprojekten (HAIN et al. 2014; KAHNT et al. 2009) und umfasst drei in einem gleichseitigen Dreieck angeordnete Sonden vom Typ PE-Xa 32 x 2,9 mm Doppel-U (EWS 1 bis 3), zwei Temperatur-Kontrollsonden (K-Sonde, TB3-K) sowie eine teiltrückgebaute Direktverdampfer-sonde (TB2). Die Sondenpositionierung illustriert Abb. C-3.5.

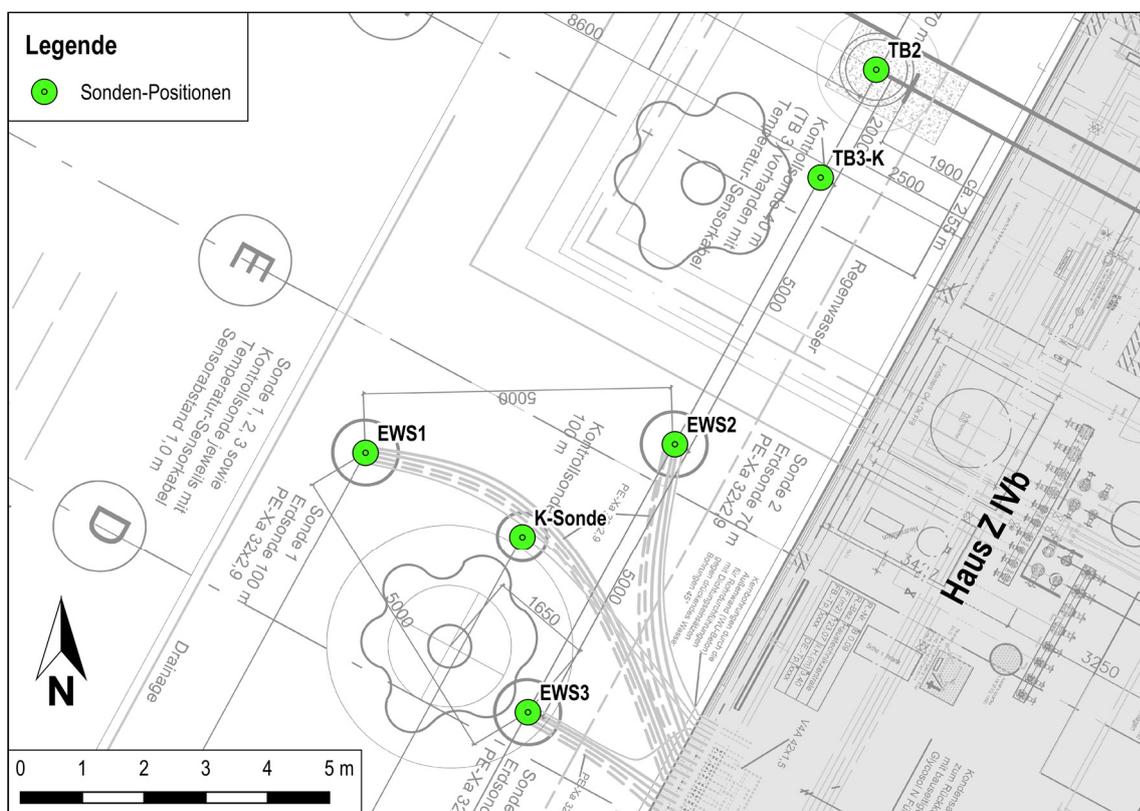


Abb. C-3.5 Positionierung der mit Temperatursensoren ausgestatteten Sondenbohrungen am Versuchstand der HSZG.

Die Testfeldsonden sind über ihre volle Länge in Abständen von einem Meter mit Temperatursensoren ausgestattet. Im Fall der drei Doppel-U-Sonden (EWS 1 bis 3) sind die verbauten Sensoren innerhalb der Bohrlochhinterfüllung direkt an der Rohr-Außenseite des Sondenrücklaufs angebracht. Die Temperatursensorik erschließt die vertikale Sondenstreckung sowie in Teilen die horizontalen Anbindungsbereiche (Verlegetiefe: 0,6 bis 1,0 m unter GOK). Eine Übersicht zu Sondentiefen und Umfang der jeweils verbauten Messensorik gibt Tab. C-3.4.

Zur Lastbeaufschlagung der Testfeldsonden EWS 1 bis 3 verfügt das Versuchslabor im Haus Z IVb (Abb. C- 3.6) über einen Wärmeerzeuger (Gasbrennwertkessel, max. 132 kW), eine Kompressionskältemaschine (max. 45 kW), einen thermischen Pufferspeicher (750 l) sowie eine Umwälzpumpe (max. 12,6 m³/h). Sämtliche Komponenten sind über ein hydraulisches System miteinander verbunden. Das Anlagendesign ermöglicht die computer-gesteuerte Beaufschlagung einzelner oder auch mehrerer Sonden mit definierten Wärme- oder Kälteleistungen bei individuell regelbaren Betriebsparametern. Die realisierbaren Fluidtemperaturen reichen hierbei von -10 bis +90 °C, um auch betriebstechnische Randbereiche erdgekoppelter Wärmepumpenanlagen zuverlässig abbilden zu können.

Tab. C-3.4 Übersicht erdseitiger Temperatursensorik der Versuchsanlage.

Bezeichnung	Erläuterung	Sondentiefe [m u. GOK]	Anzahl nutzbarer Temperatursensoren		
			Vertikal	Horizontal	Gesamt
TB3-K	Kontrollsonde DV-Anlage	38	38	10	48
TB2	Teilrückgebaute DV-Sonde	170	169	5	174
EWS 1	Versuchsstand	97	96	12	108
EWS 2	Versuchsstand	68	67	10	77
EWS 3	Versuchsstand	38	37	9	46
Kontrollsonde	Versuchsstand	98	97	9	106
Summe:					559



Abb. C- 3.6 Gebäudeseitige Hauptkomponenten der Versuchsanlage. **Links:** Gasbrennwertkessel. **Mitte:** Kompressionskältemaschine. **Rechts:** Thermischer Pufferspeicher. **Recht unten:** Umwälzpumpe.

3.2.2.2 Messung und Interpretation des natürlichen Temperaturregimes im geologischen Untergrund

Das natürliche Temperaturregime im geologischen Untergrund stellt einen wichtigen Eingangsparameter für die vorliegende Modellierung dar. Um für den Nahbereich der Versuchsanlage diesbezüglich repräsentative Daten zu erheben, galt es, die hierfür notwendigen Temperaturprofilmessungen mithilfe der anlagenseitig verbauten Messsensorik (Abschnitt 3.2.2.1) so zu terminieren, dass künstliche Temperaturbeeinflussungen durch vorangegangene Versuchsdurchführungen auszuschließen waren. Die bereits 2012 erfolgte Außerbetriebsetzung der benachbarten Direktverdampferanlage, die von November 2014 bis Dezember 2017 in standsetzungsbedingt andauernde Inaktivität des Erdwärmesondenversuchsstandes sowie bis September 2019 nur sporadisch durchgeführte Versuche erwiesen sich dabei als günstig.

So wurden unter anderem 2017 mehrere ungestörte Temperaturprofile zu unterschiedlichen Jahreszeiten aufgenommen (Abb. C-3.7). Anhand dieser zeigt sich, dass die saisonale Temperaturzone am Standort mit ca. 8 m durch eine eher geringe Mächtigkeit charakterisiert ist. Nach der sich anschließenden neutralen Temperaturzone kommt bereits ab einer Teufe von etwa 22 m ein überdurchschnittlicher geothermischer Gradient von im Mittel 12,1 K/100 m zum Tragen. Dieser schwächt sich ab 46 m Teufe durchschnittlich auf 6,1 K/100 m ab. Verglichen mit dem mittleren Temperaturgradienten in Zentraleuropa (ca. 3 K/100 m) weist der Standort Zittau somit eine geothermische Wärmeanomalie auf (GERSCHEL 2018).

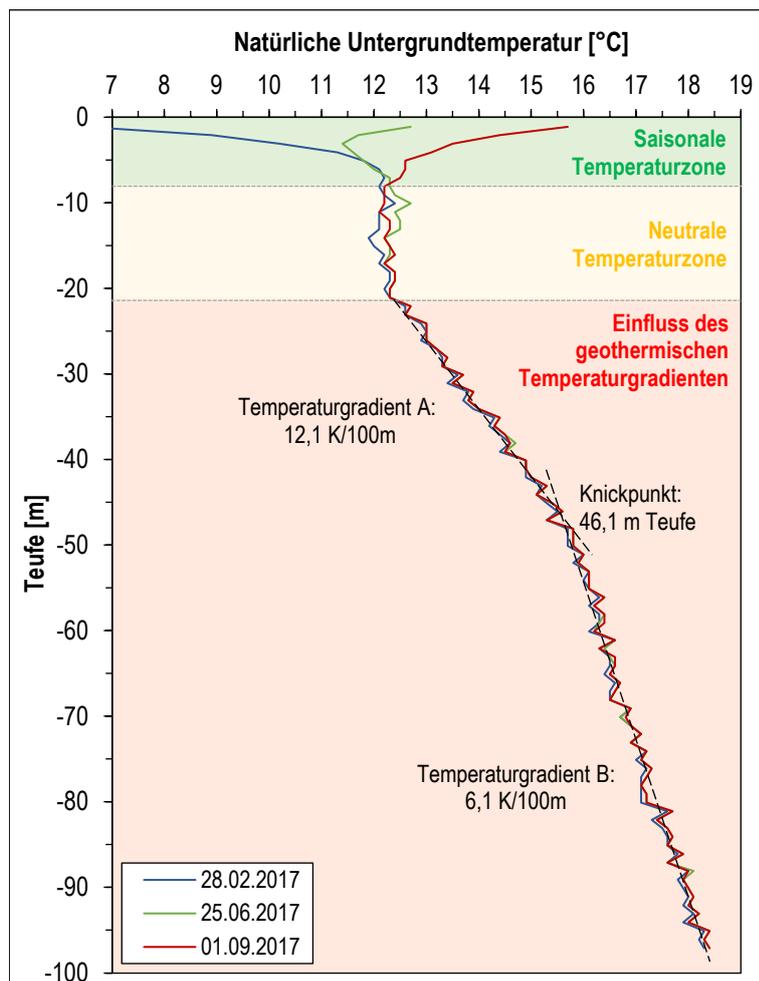


Abb. C-3.7
Natürliches Temperaturregime des geologischen Untergrundes für den Bereich der Erdwärmesondenversuchsanlage (GERSCHEL 2018).

Die möglichen Ursachen hierfür sind vielfältig. So blickt der Standort einerseits auf eine tektono-vulkanogen geprägte Vergangenheit zurück (Abschnitt 3.1). Andererseits ist aufgrund der vorherrschenden großen Gesamtmächtigkeit schlecht wärmeleitender Kohlenflöze lokal von einer Stauung des terrestrischen Wärmestroms auszugehen (Abschnitt 2.1.2). Darüber hinaus könnten auch, wie bereits von DITTRICH et al. (1988) vermutet, aus größeren Tiefen über Kluftsysteme aufsteigende Thermalwässer zum erhöhten Temperaturniveau im Zittauer Untergrund beitragen.

Aufgrund der dargelegten Zusammenhänge erscheinen die geologischen Verhältnisse am Standort generell wenig aussichtsreich für eine saisonale Kältespeicherung. Inwieweit allerdings der erhöhte geothermische Gradient die Gebäudewärmeversorgung mittels Erdwärmesonden begünstigt bzw. ob hier aufgrund des hohen Temperaturniveaus womöglich ab Bohrtiefen von 300 bis 400 m bereits gänzlich auf eine Wärmepumpe verzichtet werden kann, sollte durch weiterführende Arbeiten näher untersucht werden.

3.2.2.3 Messtechnische Präzisierung der Stoffeigenschaften des Wärmeträgerfluids

Die Beaufschlagung der Testfeldsonden (EWS 1 bis 3) mit definierten thermischen Lasten \dot{Q} wird am Versuchsstand der HSZG durch die Regelung von Sondendurchsatz \dot{V} und Sondenvorlauftemperatur T_{in} realisiert. Die computergestützte Leistungssteuerung erfolgt hierbei anhand des in Gleichung C.23 beschriebenen Zusammenhangs.

$$\dot{Q} = \dot{V} \cdot \rho_{Fluid,T} \cdot \bar{c}_{p,Fluid} \cdot (T_{in} - T_{out}) \quad (C.23)$$

Neben der permanenten sensorischen Überwachung von Vor- und Rücklauftemperatur sowie Sondendurchsatz erfordert dies auch die Kenntnis nachstehender temperaturabhängiger Stoffwerte des Wärmeträgerfluids:

- Fluiddichte $\rho_{Fluid,T}$ am Volumenstromsensor und
- mittlere spez. Wärmekapazität $\bar{c}_{p,Fluid}$ (integrales Mittel für T_{in} und T_{out}).

Für die Parametrierung der im Rahmen der geologischen Modellierung implementierten Erdwärmesondenmodelle werden zusätzlich folgende Stoffeigenschaften benötigt:

- Wärmeleitfähigkeit λ_{Fluid} und
- dynamische Viskosität η_{Fluid} .

Allerdings bestand nach mehreren partiellen Wiederbefüllungen der Versuchsanlage im Zuge von Instandsetzungsarbeiten Ungewissheit bezüglich des Wasser-Ethylenglykol-Mischungsverhältnisses und somit auch hinsichtlich der genannten Stoffeigenschaften. Zur Optimierung der Leistungssteuerung des Versuchsstandes sowie zur korrekten Modellparametrierung waren daher zunächst die Fluideigenschaften messtechnisch zu präzisieren.

Methodisch wurde dies mithilfe von Dichte-Messungen an einer Zapfprobe des Sondenfluids bei variierenden Fluidtemperaturen umgesetzt. Da das hierfür genutzte Aräometer der Firma Amarell auf eine Oberflächenspannung von 75 Nm/m bei 20 °C justiert und somit nicht vollumfänglich für den vermessenen Temperaturbereich geeignet ist, galt es,

die Messwerte nach DIN 12791-3:1983-06 bestmöglich zu korrigieren (Meniskus-, Temperatur- und Oberflächenspannungskorrektur). Die hierfür benötigte temperaturabhängige Oberflächenspannung des Wasser-Ethylenglykol-Gemisches konnte aus HOKE & CHEN (1991) und AMOOEY & FAZLOLLAHNEJAD (2014) abgeleitet werden. Durch Überlagerung der korrigierten Messkurve mit Wasser-Ethylenglykol-Dichtekurven aus der Stoffdatenbank LibSecRef (KRETZSCHMAR et al. 2018) konnte schließlich iterativ auf das tatsächliche Mischungsverhältnis des Wärmeträgerfluids geschlossen werden (Abb. C-3.8). Demnach handelt es sich um ein Gemisch mit einem Ethylenglykolanteil von 41,5 Gew.-% (= 38,95 Vol.-% bei 20 °C). Basierend auf dieser Grundlage konnten dem Sondenfluid weitere relevante temperaturabhängige Materialparameter (spez. Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, dynamische Viskosität) aus der Stoffdatenbank LibSecRef (KRETZSCHMAR et al. 2018) zugeordnet werden (Abb. C-3.9).

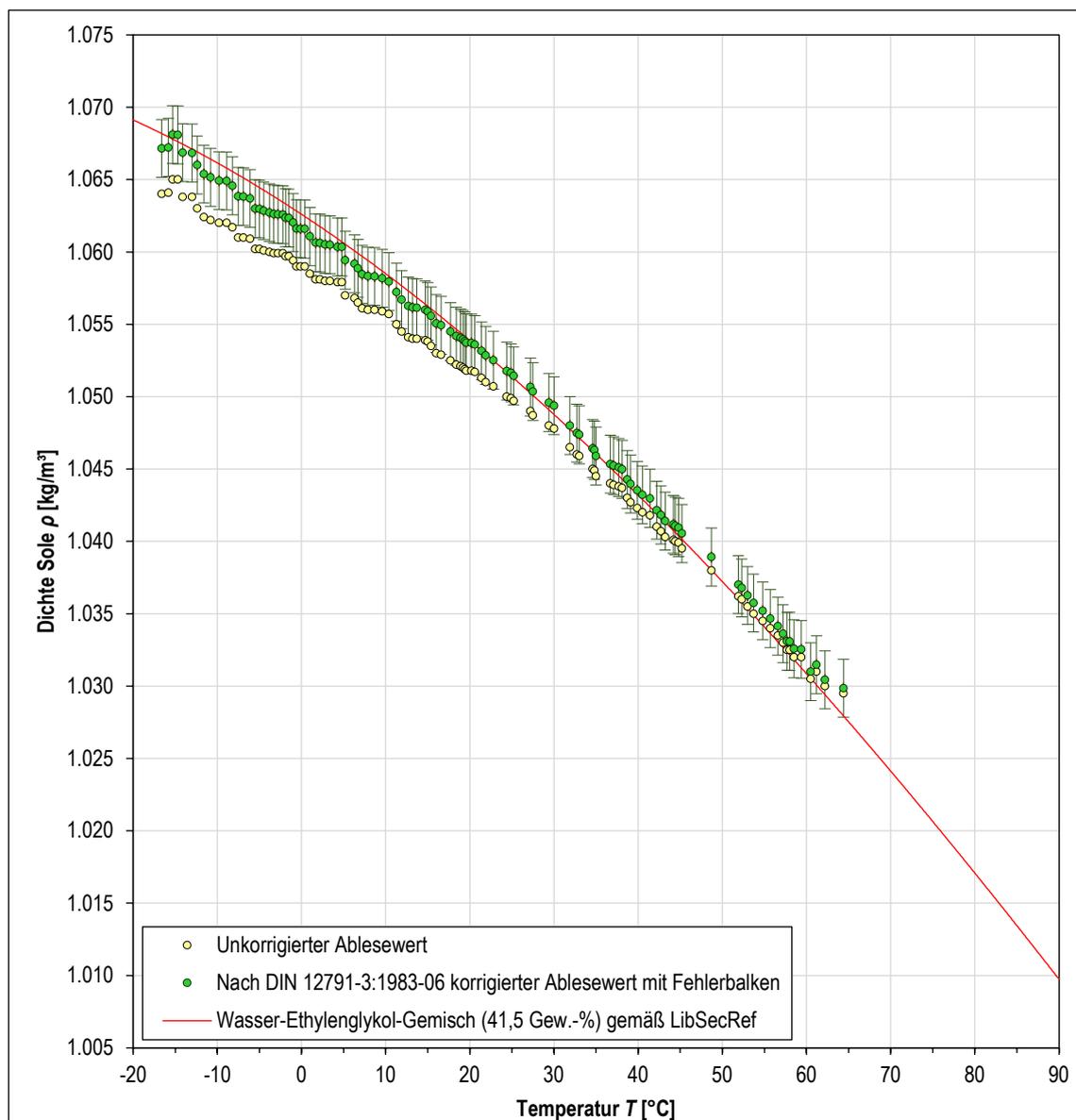


Abb. C-3.8 Gemessene und nach DIN 12791-3:1983-06 korrigierte temperaturabhängige Dichte-Werte des in der Versuchsanlage genutzten Wärmeträgerfluids sowie zugeordnete Stoffwert-Kennlinie aus LibSecRef (KRETZSCHMER et al. 2018).

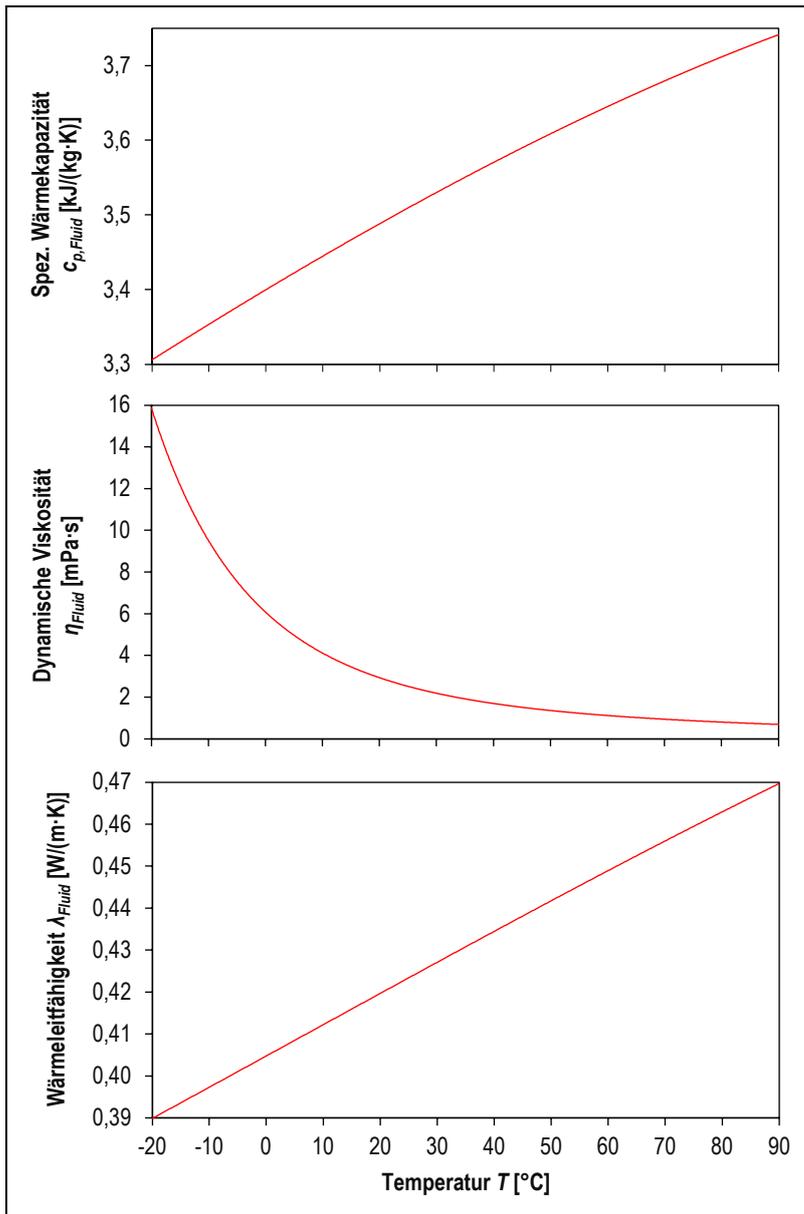


Abb. C-3.9
Temperaturabhängige Stoffwert-Kennlinien der spezifischen Wärmekapazität, dynamischen Viskosität und Wärmeleitfähigkeit für ein 41,5 Gew.-%iges Wasser-Ethylenglykol-Gemisch, wie es in der Versuchsanlage genutzt wird
(Datenbasis: LibSecRef, KRETZSCHMER et al. 2018).

3.2.2.4 Ergebnisse durchgeführter Thermal Response Tests

Die Durchführung von Thermal Response Tests an den Erdwärmesonden der HSZG-Versuchsanlage verfolgte mehrere Zielstellungen. So galt es in erster Linie, das zu erstellende geologische Untergrundmodell mithilfe der TRT-Ergebnisse hinsichtlich wärmeleitungsrelevanter Gesteinseigenschaften zu präzisieren. Gleichzeitig war mit den aufgezeichneten TRT-Aufheizkurven (Abb. C-3.10) eine Grundlage zur Modellkalibrierung zu schaffen. Des Weiteren diente die Analyse thermisch angeregter Temperaturprofile, welche direkt nach TRT-Abschluss geloggt wurden, der Tiefenlokation geologischer Schichtgrenzen sowie der Detektion von Grundwasserleitern (vgl. Abschnitt 3.2.2.5).

Darüber hinaus war durch wiederholte Versuchsdurchführung zu prüfen, inwieweit TRT-Ergebnisse im Hinblick auf natürliche Temperaturschwankungen in der saisonalen Zone

zu unterschiedlichen Jahreszeiten reproduzierbar sind. Die diesbezüglichen Auswertungsergebnisse fasst Tab. C-3.5 zusammen. Es ist festzustellen, dass die sondenspezifisch gemessenen effektiven Gesteinswärmeleitfähigkeiten λ_{eff} im Rahmen wiederholter TRT-Durchführungen an den Sonden EWS 1 und EWS 2 nur unwesentliche, innerhalb der Messfehlertoleranz befindliche Unterschiede (0,2 % bzw. 1,8 %) aufweisen. Hinweise auf ein saisonales Abhängigkeitsverhalten sind somit nicht zu erkennen.

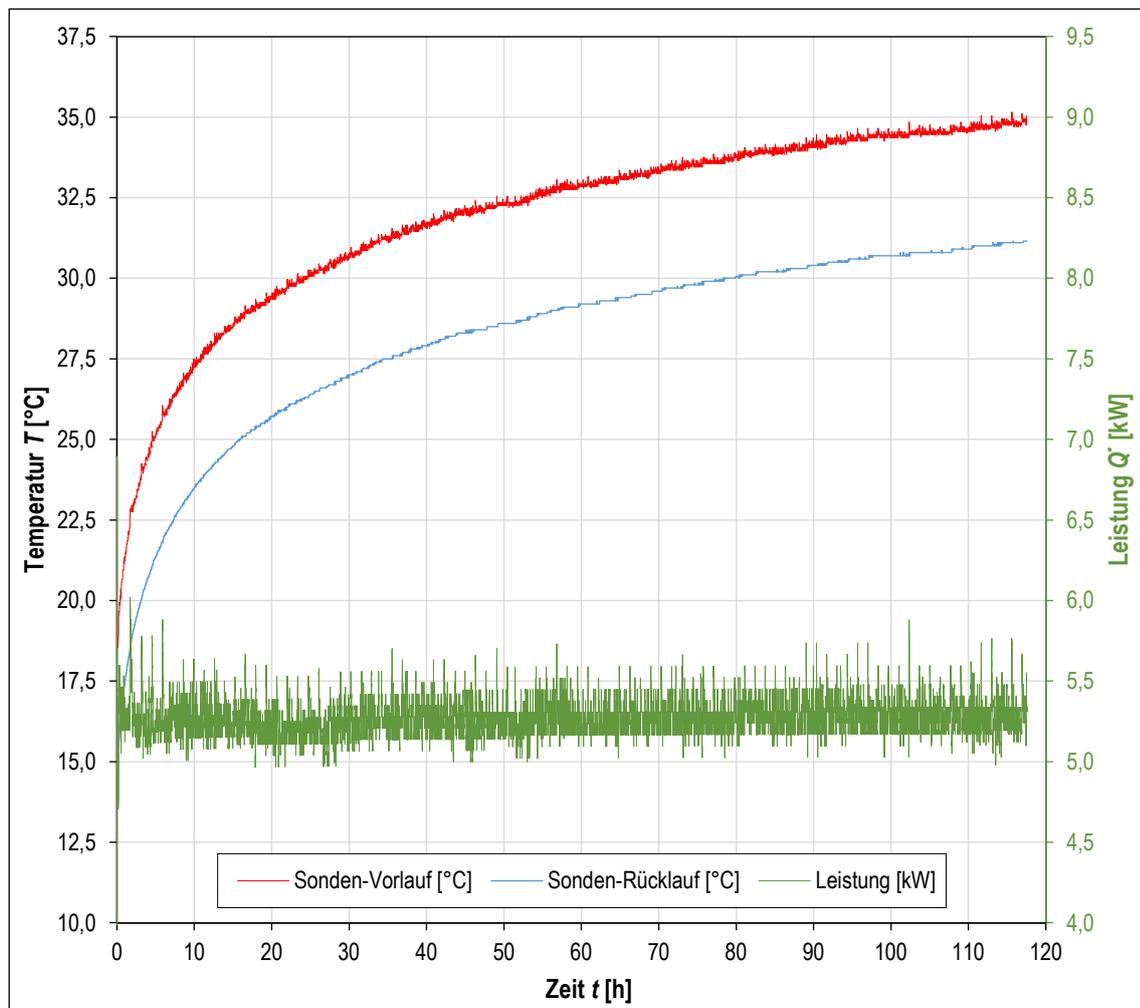


Abb. C-3.10 Exemplarische Aufheizkurve für den TRT an der Testfeldsonde EWS 1 (17.-22.03.2020).

Anders stellt sich dies bei den ermittelten thermischen Bohrlochwiderständen R_b dar. Hier sind Abweichungen von 9,3 % (EWS 1) bzw. 16,8 % (EWS 2) zu verzeichnen. Gemäß Formel C.11 ist es plausibel, dass dies auf saisonal bedingte Unterschiede der natürlichen Untergrundtemperatur zurückzuführen ist. Dass sich aber bereits geringe Temperaturvariationen um 0,2 K (EWS 1) bzw. 0,6 K (EWS 2) derart deutlich auswirken, war nicht zu erwarten und sollte – auch im Hinblick auf die Auslegungspraxis – durch weiterführende Untersuchungen näher betrachtet werden.

Aus genannten Gründen fanden die mittels TRT ermittelten thermischen Bohrlochwiderstände in vorliegender Modellierung keine Berücksichtigung. Stattdessen wurden diese anhand der gesetzten Modellparameter softwaregestützt berechnet.

Tab. C-3.5 Ergebnisse der durchgeführten TRTs an den Testfeldsonden EWS 1 und EWS 2.

Parameter	Symbol	Einheit	TRTs an EWS 1		TRTs an EWS 2	
			23.-27.09.2019	17.-22.03.2020	04.-08.02.2020	21.-25.09.2020
Sondenlänge	H	[m]	96,3	96,3	67,3	67,3
Ungest. Untergrundtemperatur ⁽¹⁾	T_b	[°C]	15,3	15,1	14,0	14,6
Versuchsdauer	t	[h]	99,17	117,56	100,00	102,03
Mittlere Heizleistung während Versuchsdurchführung	\dot{Q}	[W]	5.348,5	5.274,1	6.291,8	6.324,1
Eff. Gesteinswärmeleitfähigkeit ⁽¹⁾	λ_{eff}	[W/(m·K)]	1,452	1,449 (-0,21 %)	1,698	1,667 (-1,83 %)
Therm. Bohrlochwiderstand ⁽¹⁾	R_b	[K/(W/m)]	0,097	0,088 (-9,28 %)	0,113	0,094 (-16,81 %)

⁽¹⁾ Mittel über die Sondentiefe.

3.2.2.5 Thermisch angeregte Temperaturprofile und bohrlochgeophysikalischer Messungen

Die Durchsicht der Bohrdokumentation des Erdwärmesondenversuchsstandes sowie der mittlerweile stillgelegten Direktverdampferanlage (KAHNT et al. 2009) belegte deutliche, geologisch im Hinblick auf die direkte Nähe nicht begründbare Diskrepanzen zwischen den aufgenommenen Schichtprofilen. Diese waren zudem kaum mit dem fundierten regional-geologischen Modell von DITTRICH et al. (1988) bzw. früheren hochauflösenden Bohrungen in diesem Gebiet vereinbar. Um jedoch bei der hier thematisierten 3D-Modellierung im Nahbereich der Versuchsanlage auf eine möglichst realitätsnahe Lithostratigraphie zurückgreifen zu können, war zunächst eine Überarbeitung der vorliegenden Schichtenverzeichnisse erforderlich. Zu diesem Zweck wurden die Profilaufnahmen der Bohrunternehmen anhand vorliegender Bohrlochgeophysik-Messdaten sowie thermisch angeregter Temperaturprofile hinsichtlich ihrer Gesteinsabfolge plausibilisiert und die Tiefenlage einzelner geologischer Schichtgrenzen präzisiert.

Die dazu herangezogenen bohrlochgeophysikalischen Messdaten von KLINK (2014) dienten ursprünglich zur Überprüfung des Zustandes der damals bereits stillgelegten bzw. funktionsuntüchtigen Direktverdampfersonde TB2 (Abb. C-3.5). Die eigentlichen Messfahrten erfolgten dabei nach dem Teilrückbau der DV-Sonde innerhalb ihres äußeren, undichten Stahlrohrs bzw. der teilweise lückenhaften Hinterfüllung. Dieser verbleibende Bohrlochausbau beeinflusste und verzerrte dabei naturgemäß auch die geophysikalischen Messergebnisse (Abb. C-3.11), wodurch Aussagen zu den geologischen und hydrogeologischen Verhältnissen im umgebenden Untergrund nur in begrenztem Maße möglich sind.

Zur Präzisierung von Gesteinsansprache und Tiefenlokation geologischer Schichtgrenzen wurden daher zusätzlich fünf tiefenaufgelöste Temperaturabklingprofile hinzugezogen. Diese konnten in den ersten acht Stunden nach Abschluss eines TRTs an der Testfeldsonde EWS1 im September 2019 aufgezeichnet werden (Abb. C-3.11).

3.3 Modellaufbau mittels Finite-Elemente-Software FEFLOW

3.3.1 Geologisches Strukturmodell

Im Wissen um die regionalgeologischen Verhältnisse des Zittauer Beckens bzw. der hierzu vorhandenen geologischen Fachdaten (vgl. Abschnitte 3.1/3.2.1) lässt sich in Anlehnung an DITTRICH et al. (1988) für das Areal des Modellgebiets (Abb. C-3.4) das in Tab. C-3.6 generalisierte Normalprofil ableiten.

Demnach bildet der kambrische Rumburger Granit inkl. seines Zersatzhorizontes die älteste geologische Einheit (γR) an der Modellbasis. Nach einem stratigraphischen Hiatus – welcher im Modellgebiet (außerhalb des Zittauer Grabens gelegen) auch das Basalfloz sowie die Zittauer Schichten A umfasst – folgen direkt die untermiozänen Zittauer Schichten B (ZiB), bestehend aus Tonen und Schluffen mit sandig-kiesigen Einlagerungen, sowie das Zittauer Unterfloz (ZU), welches durch jeweils einen initialen bzw. terminalen Tonhorizont abgegrenzt ist. Im Hangenden schließt sich der mächtige Sedimentkomplex der Zittauer Schichten C an (ZiC), welcher wechsellagernd Tone und Schluffe mit geringmächtigen Braunkohlenlagen sowie Sand- und Kieslinsen umfasst. Die auflagernden Einheiten des Zittauer Oberflozes (ZO) – ebenfalls mit einem Liegendton einleitend – bilden erneut eine wechselhafte Abfolge. Im Modellgebiet lässt sie sich in insgesamt neun Flözbankgruppen sowie entsprechende tonig-schluffige Zwischenmittel gliedern, wobei die unteren vier Braunkohlenflöze und ihre Begleitschichten zur Unterbank bzw. die oberen fünf Flöze als Oberbank zusammengefasst werden. Das sie trennende stratigraphische „Hauptmittel“ (ZM4) ist im Modellgebiet nur in geringer Mächtigkeit ausgebildet. Nach einer erneuten Schichtlücke bilden saaleglaziale Fluvialbildungen (fHo-fS 3 / fw-fS 3), holozäne Ablagerungen des Auelehms (lfHo) und anthropogene Aufschüttungen (Aufschtg.) sowie rezente Bodenbildung (MB) den quartären Abschluss der Sedimentfolge im Modellgebiet. Tektonische Störungen oder Versätze hingegen sind für das, aus rechentechnischen Gründen relativ klein gewählte, Modellgebiet nicht nachweisbar.

Die für den dreidimensionalen Modellaufbau unverzichtbare Tiefenlokation lithologischer Schichtgrenzen erfolgte für die Außenbereiche des Modellgebietes mit hinreichender Genauigkeit anhand der verifizierten Bohrprofile des LfULGs sowie der geologischen Schnittdarstellungen aus DITTRICH et al. (1988) (Abb. C-3.4). Dem gegenüber erforderten die für den Nahbereich der Versuchsanlage in Abschnitt 3.2.2.5 beschriebenen Unsicherheiten zum geologischen Kenntnisstand zunächst eine Präzisierung der lokalen Teufenlage der ausgehaltenen Horizonte. Hierbei ermöglichte erst die Gesamtschau von bohrlochgeophysikalischen Messkurven und tiefen aufgelösten Temperaturabklingprofilen unter Berücksichtigung des modellspezifischen Normalprofils (Tab. C-3.6) sowie von Schichtenverzeichnissen benachbarter Bohrungen die Ableitung des in Abb. C-3.11 dargestellten, teufenkorrigierten geologischen Profils.

Tab. C-3.6 Lithostratigraphisches Normalprofil für das gewählte Modellgebiet.

Chronostratigraphie		Geol. Symbol	Lithostratigraphische Einheit	GWL / Flöz	Lithologie / Petrographie	Modellkörper	
Quartär	Holozän	MB	„Mutterboden“	-	Meist anthropogen verändert (u. a. Ackerboden, Wurzelboden)	1	
		Aufschtg.	Aufschüttung	-	Mittelsand, grobsandig, schwach feinkiesig, Ziegelreste	2	
		lfHo	Fluviatile Bildungen	-	Schluff, sandig, tonig, schwachkiesig (Auelehm)	3	
	Pleistozän Saale-glazial	fw-fS 3	Fluviatile Bildungen	1312	Kiese & Sande, z. T. schluffig (nicht trennbarer Fluviatilkomplex)	4	
		fHo-fS 3		1311			
Tertiär	Unteres Miozän	ZiOF	Flözbankgruppe 9	ZO9	Das Zittauer Oberflöz (ZiOF) stellt eine Wechsellagerung von Ton/Schluff- und Braunkohlenlagen dar. Innerhalb des Modellgebiets ist es mit neun Flözbankgruppen vertreten, welche wie folgt unterteilt sind: ZiOF: Oberbank (ZO5 bis ZO9)	5	
			Zwischenmittel 8	ZM8		6	
			Flözbankgruppe 8	ZO8		7	
			Zwischenmittel 7	ZM7		8	
			Flözbankgruppe 7	ZO7		9	
			Zwischenmittel 6	ZM6		10	
			Flözbankgruppe 6	ZO6		11	
			Zwischenmittel 5	ZM5		12	
			Flözbankgruppe 5	ZO5		13	
			Zwischenmittel 4	ZM4 (=HM)		ZiOF: Das Hauptmittel (ZM4) ist geprägt durch zahlreiche Sand- und Kies-Linsen	14
			Flözbankgruppe 4	ZO4		ZiOF: Unterbank (ZO1 bis ZO4)	15
			Zwischenmittel 3	ZM3			16
			Flözbankgruppe 3	ZO3			17
			Zwischenmittel 2	ZM2	18		
			Flözbankgruppe 2	ZO2	19		
			Zwischenmittel 1	ZM1	20		
			Flözbankgruppe 1	ZO1	21		
			Liegendton ZiOF	Lgd. T	Ton / Schluff mit kohligem Anteil		22
			ZiC	Zittauer Schichten C	-		Ton / Schluff
					Zy1,3,4	Geringmächtige Braunkohlenlagen in Ton und Schluff mit Sandanteil	
					-	Sand- / Kies-Linsen	
			ZiUF	Hangendton ZiUF	Hgd. T	Kohliger Ton bzw. Schluff	25
				Zittauer Unterflöz	ZU	Schwach bis ungeschichtete Kohle	26
Liegendton ZiUF	Lgd. T	Kohliger Ton / Schluff		27			
ZiB	Zittauer Schichten B	-	Tone / Schluffe mit Sand / Kies-Einlagerungen	28			
Kambrium	γR	Granitzersatz	-	Kaolinisierter, zersetzter Granit	29		
		Rumburger Granit	-	Unverwitterter Granit			

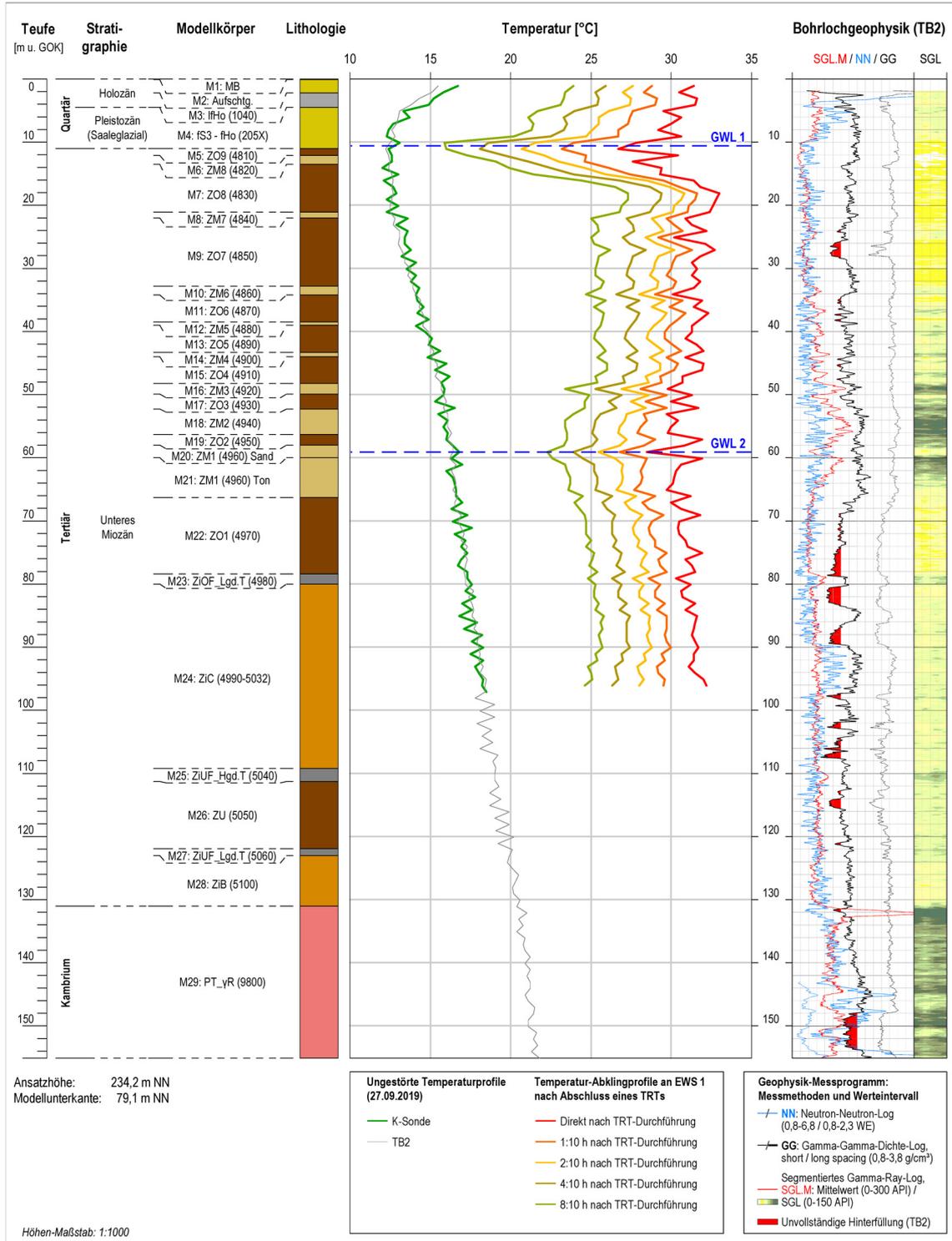


Abb. C-3.11 Teufenkorrigiertes geologisches Profil für den Nahbereich des Versuchsstandes, gegenübergestellt mit den tiefen aufgelösten Temperaturabklingprofilen und Bohrlochgeophysikmessungen.

Das auf Basis der zusammengetragenen Fachdaten final erstellte 3D-Modell (Abb. C-3.12) umfasst ein Gebiet von 12.880 m² bei einer Vertikalerstreckung von etwa 155 m. Das zentral gelegene Erdwärmesondentestfeld hat dabei einen Abstand von etwa 55 m zur Nord-, Süd- und Westgrenze sowie 64 m zur Ostgrenze des Modellgebiets.

Der betrachtete Ausschnitt des geologischen Untergrundes gliedert sich in Anlehnung an das lokale Normalprofil in insgesamt 29 Modellkörper (Tab. C-3.6), die aus rechen-technischen Gründen in mehrere Layer unterteilt sind. Lithologisch nicht eindeutig voneinander trennbare Schichtkomplexe, wie beispielsweise die Zittauer Schichten B und C, wurden hierbei jeweils zu einem Modellkörper zusammengefasst. Der dreidimensionale Verlauf lithologischer Grenzen konnte im Rahmen des Modellierungsprozesses durch Kriging-Interpolation positionsspezifischer Schichtgrenzen der herangezogenen geologischen Profile und Schnitte realisiert werden. Die resultierenden Lagerungsverhältnisse zeigen eine überwiegend parallele Schichtenlagerung mit geringem Einfallswinkel. Die Einfallrichtung ist hierbei chronostratigraphisch beeinflusst (Quartär: W; Tertiär: S-SEE; Kambrium: E). Der Höhenverlauf der Modelloberkante konnte realitätsnah mittels dankenswerterweise vom LfULG zur Verfügung gestellten DGM2 (Digitales Geländemodell, Auflösung: 2 m) umgesetzt werden. Insgesamt setzt sich das geologische Modell aus 247.042 Rechenknoten und 479.224 Elementen (dreiseitige Prismen) zusammen. Im Hinblick auf die Ergebnisqualität erfolgte im Sondennahbereich eine entsprechend feinere Modelldiskretisierung (Abb. C-3.12).

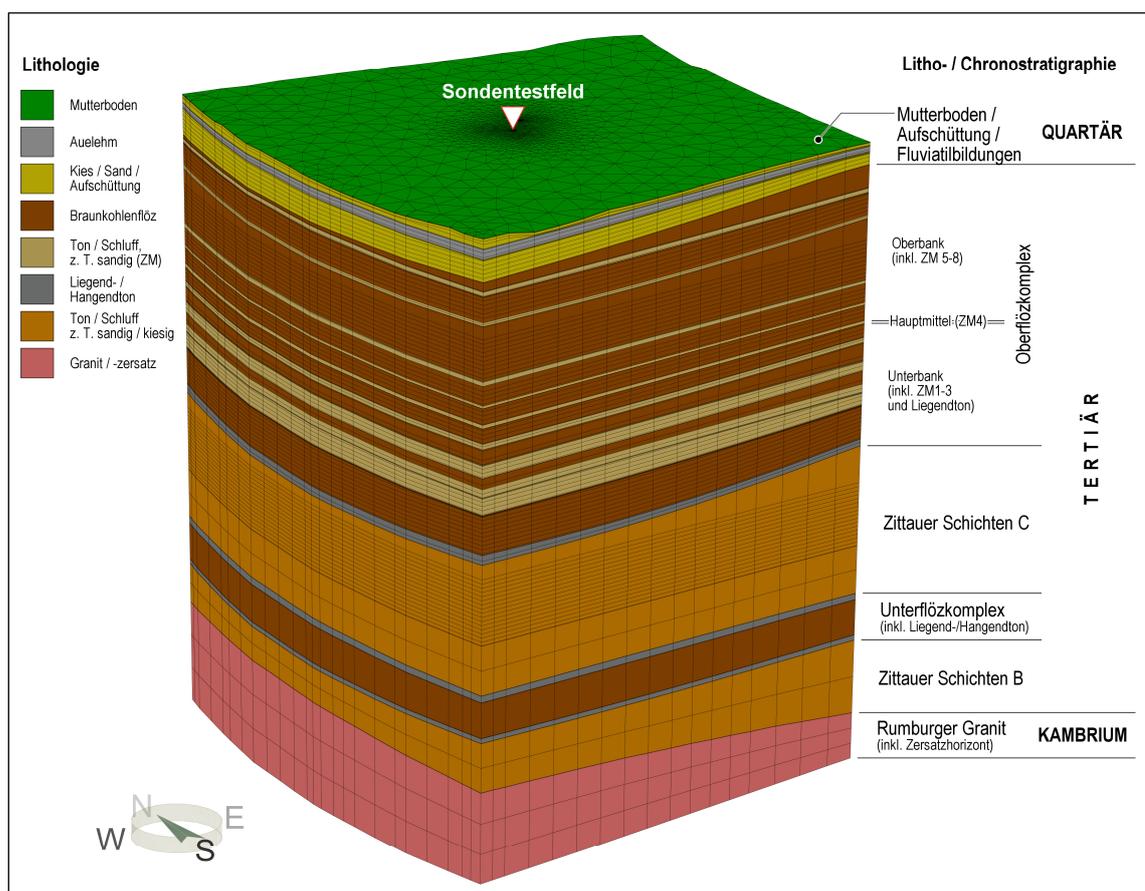


Abb. C-3.12 Dreidimensionaler Aufbau und Diskretisierung des FEFLOW-Modells inkl. Positionierung des implementierten Versuchsstandes.

3.3.2 Grundwasserströmungsmodell

Die im Modellgebiet für den Tiefenbereich der Testfeldsonden relevanten Grundwasserlevel beschränken sich auf die Stockwerke G1 und ZiC (vgl. Tab. C-3.2). Das überdies ortsabhängig ebenfalls als Aquifer fungierende Hauptmittel (HM) ist im betrachteten Gebiet nur sehr geringmächtig ausgebildet und daher hinsichtlich seiner grundwasserleitenden Funktion vernachlässigbar. Auf eine detaillierte Berücksichtigung unter Sondenfuß von EWS 1 (längste Testfeldsonde) befindlicher Grundwasserstockwerke (z. B. ZiB) wurde im Hinblick auf den Modellzweck gleichermaßen verzichtet.

Da der für G1 verfügbare Grundwassergleichenplan von 2016, trotz weiterreichender Datengrundlage (Messstellennetz), etwa 35 m westlich des Modellgebietes mit der 230 m NN Isohypse endet, wurde dieser auf Grundlage der in Abschnitt 3.2.1 aufgeführten Datenbasis in Ostrichtung – und damit flächendeckend für das Modellgebiet – erweitert. In Ermangelung eines Gleichenplans für das tiefergelegene Grundwasserstockwerk ZiC war dieser allein auf Basis von Stichtagsmessungen (Tab. C-3.3) an den sieben in direkter Nähe zum Modellgebiet befindlichen ZiC-Pegeln zu erstellen.

Eine überlagerte Illustration der im Bereich des Modellgebiets resultierenden Hydroisohypsen für die Grundwasserstockwerke G1 und ZiC ist Abb. C-3.13 zu entnehmen. Diese zeigt für G1 eine ostwärtige Fließrichtung mit geringem hydraulischem Gradienten ($9,48 \cdot 10^{-5} < i < 1,23 \cdot 10^{-4}$). Die Grundwassergleichen des ZiC-Stockwerkes hingegen weisen bei einer NE-Strömungsrichtung mit $i \approx 1,2 \cdot 10^{-2}$ ein im Vergleich deutlich größeres Fließgefälle auf.

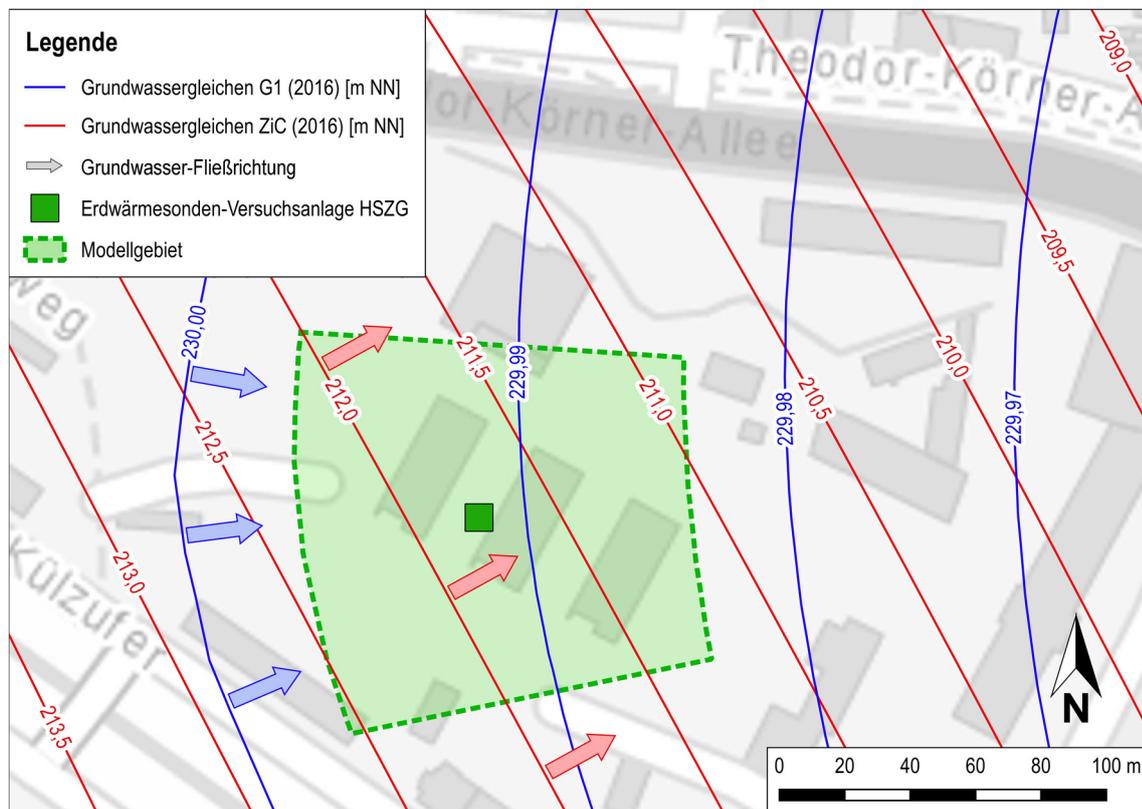


Abb. C-3.13 Überlagerung der Hydroisohypsen für die Grundwasserstockwerke G1 sowie ZiC mit lokal resultierenden Fließrichtungen als Pfeildarstellung (Datenbasis: LfULG, vgl. Abschnitt 3.2.1).

Aufgrund von potenziell tektonisch (z. B. geringdimensionale Kluftsysteme) oder stratigraphisch (z. B. Auftreten grobkörniger Linsenstrukturen) angelegten vertikalen Wasserwegsamkeiten, ist davon auszugehen, dass sich der hydraulische Einfluss von ZiC im Areal der Versuchsanlage bei einer GW-Druckhöhe von etwa 211,75 m NN (22,45 m u. GOK; Abb. C-3.13) bis auf das Niveau der Flözbankgruppe 7 erstreckt (ZO7; Modellkörper 9; Abb. C-3.11; Tab. C-3.6). Infolge dieser in höherliegende Gesteinsschichten durchschlagenden Druckhöhe von ZiC fungiert zudem der sandige Abschnitt des Zwischenmittels ZM1 als zusätzlicher Grundwasserleiter („GWL 2“ in Abb. C-3.11). Die hier – ebenso wie im darüberliegenden quartären G1 („GWL 1“ in Abb. C-3.11) – durch GW-Strömung verursachte Konvektion führt dabei zu einer deutlich verbesserten thermischen Regeneration nach der TRT-bedingten Aufheizung des Untergrundes. Die in Abb. C-3.11 dargestellten tiefenaufgelösten Temperaturabklingprofile bilden diese Effekte deutlich ab. Dem gegenüber zeugt der markante Rückgang der thermischen Regenerationsfähigkeit in der Tiefenlage zwischen 12 und 22 m u. GOK von einer geringeren Wassersättigung des Gesteins oberhalb des Druckspiegels von ZiC. Durch die hydraulische Isolierung dieser geologischen Einheiten auch gegen das Hangende durch das als wasserundurchlässig anzusehende Zwischenmittel ZM8, kann gleichzeitig auch der obere quartäre Aquifer G1 diesen Teufenbereich nicht speisen. Der folglich ungesättigte Gebirgszustand in diesem Bohrungsabschnitt begründet somit dessen beobachtbare verminderte Wärmeleiteigenschaften.

3.4 Modellkalibrierung

3.4.1 Modellvorkalibrierung mittels tiefenaufgelöster Profilmessungen der natürlichen Untergrundtemperatur

Für Tiefenbereiche, deren ungestörtes Temperaturregime maßgeblich vom geothermischen Gradienten G geprägt ist (ca. 84 % der Modellmächtigkeit; Abb. C-3.14), erfolgte die Gebirgskalibrierung – d. h. eine Kalibrierung der einzelnen Modellkörper hinsichtlich wärmetransportrelevanter Gesteinseigenschaften – unter Zuhilfenahme tiefenaufgelöster Profilmessungen der natürlichen Untergrundtemperatur. Hierbei fand der durch Formel C.1 (Abschnitt 2.1.2) beschriebene Zusammenhang Anwendung. Demnach wird der geothermische Tiefengradient neben der lokal vorherrschenden Wärmestromdichte \dot{q} ebenso von der Gesteinswärmeleitfähigkeit λ_{Gestein} bestimmt. Wie die in Abb. C-3.14 dargestellten Temperaturprofile verdeutlichen, führt dies am Standort Zittau aufgrund der geologischen Lagerungsverhältnisse und der damit verbundenen Abfolge teilweise sehr unterschiedlicher Gesteinswärmeleitfähigkeiten zu charakteristischen tiefen- bzw. schichtabhängigen Schwankungen des geothermischen Gradienten.

Ziel der Modellvorkalibrierung war es, diesen natürlichen Temperaturverlauf im Ergebnis stationärer Modellrechnungen möglichst realitätsnah abzubilden. Als Referenz dafür dienten mehrere zu unterschiedlichen Zeitpunkten an Testfeldsonden aufgenommene Tiefenprofile der ungestörten Untergrundtemperatur (Abb. C-3.14). Um die volle vertikale Modellerstreckung abdecken zu können, wurden dabei auch Profilmessungen der teilerückgebauten Direktverdampfersonde TB2 herangezogen (Abb. C-3.5).

Im stationären Modell erfolgte zunächst die temporäre Festlegung der natürlichen Untergrundtemperatur an der Modellunterkante (ca. 155 m u. GOK) sowie in der saisonalen und neutralen Temperaturzone (0 bis ca. 25 m u. GOK) mittels Dirichlet-Randbedingungen. So konnte auf die Vorgabe der Wärmestromdichte in Form einer Neumann-Randbedingung verzichtet werden. Nach der Implementierung des Grundwasserströmungsmodells (Abschnitt 3.3.2) durch geeignete Materialparameter und Hydraulikrandbedingungen war es in einem iterativen Kalibrierungsprozess möglich, die modellkörperspezifischen Gesteinswärmeleitfähigkeiten sukzessive vom Liegenden zum Hangenden innerhalb plausibler Grenzen (Literaturwerte sowie Datenabfrage LfULG) so anzupassen, dass die berechnete Modelltemperatur nach erfolgreicher Vorkalibrierung im Bereich von 25 bis 155 m u. GOK in der avisierten Profilkurve resultiert (Abb. C-3.14).

Der Austausch der Temperaturrandbedingung 1. Art an der Unterkante des fertig vorkalibrierten Modells durch eine Neumann-Randbedingung ergab überdies, dass in diesem Tiefenbereich (ca. 155 m u. GOK) eine Wärmestromdichte von 93,8 mW/m² erforderlich ist, um ein identisches Modellergebnis zu erzielen. Dieser am Standort Zittau gegenüber der durchschnittlichen kontinentalen Wärmestromdichte (65 mW/m² nach STÖBER & BUCHER 2020) um ca. 44 % gesteigerte Wert ist gemeinsam mit dem erhöhten geothermischen Gradienten durch die in Abschnitt 3.2.2.2 beschriebenen möglichen Ursachen erklärbar.

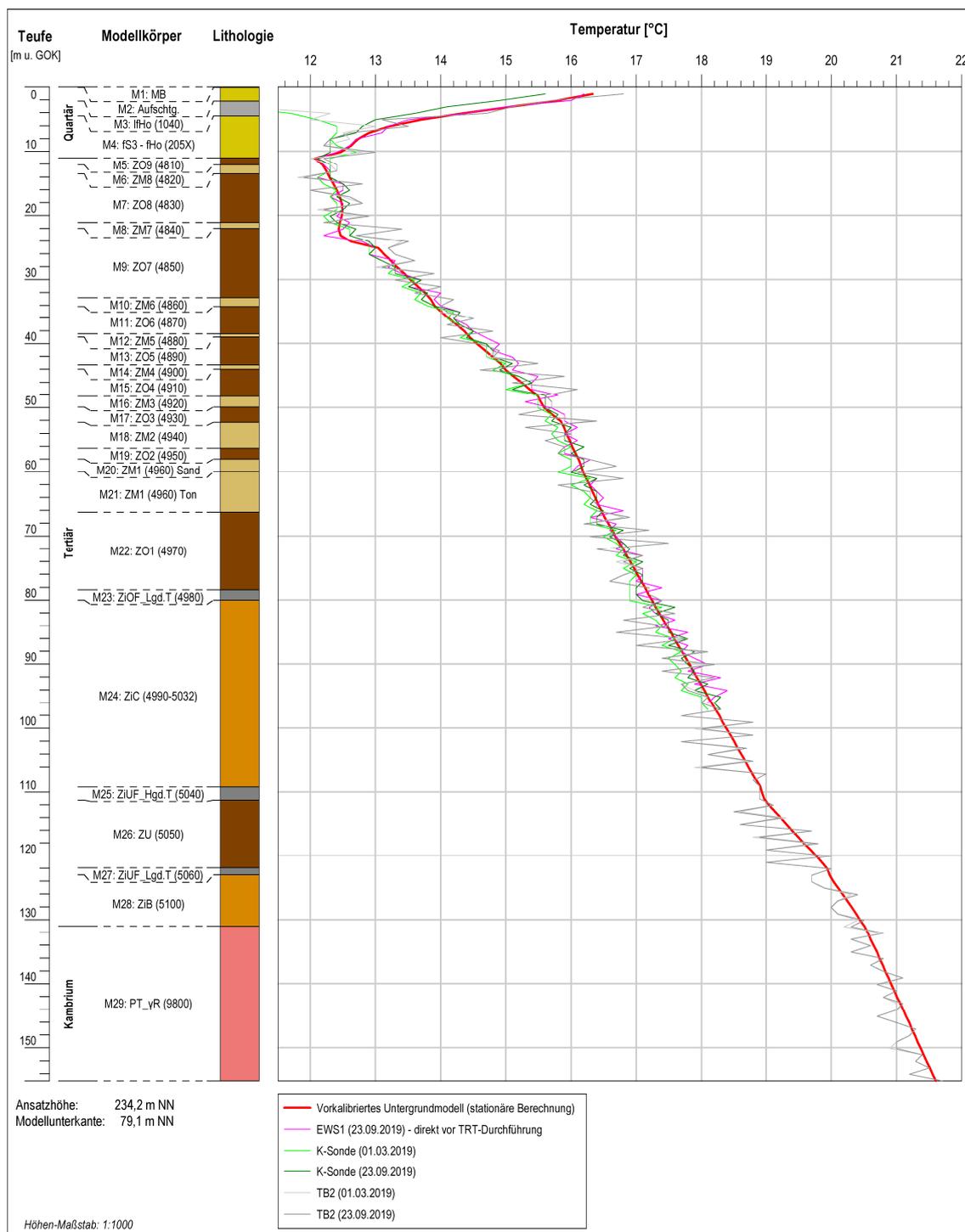


Abb. C-3.14 Natürliches Temperaturregime im Untergrund des Sondentestfeldes (Profilmessungen an unterschiedlichen Sonden) sowie Veranschaulichung von schichtabhängigen Schwankungen des geothermischen Gradienten ab 25 m Tiefe gegenübergestellt mit dem ungestörten Temperaturverlauf des vorkalibrierten FEFLOW-Modells.

3.4.2 Bohrloch- und Gebirgskalibrierung anhand von TRT-Messdaten

An der Versuchsanlage (Abschnitt 3.2.2.1) aufgezeichnete TRT-Messdaten bilden die Grundlage für die zweite Phase der Modellkalibrierung. Zielstellung war es, nach Abschluss des iterativen Parametrierungs- bzw. Kalibrierungsprozesses, die zeitliche Temperaturentwicklung des Sondenvor- und -rücklaufes während einer TRT-Durchführung am Versuchsstand im Rahmen instationärer Modellrechnungen reproduzieren zu können. Zu diesem Zweck erfolgte zunächst die Implementierung der Testfeldsonden in das bestehende Untergrundmodell mittels Erdwärmesondenrandbedingung. Hierbei fand der transiente, numerische Sondenmodellansatz nach BAUER (2011) Verwendung. Die für eine TRT-Simulation notwendige Vorgabe der beaufschlagten Sondenleistung in Verbindung mit dem Sondendurchsatz wurde im Modell durch Zeitreihen der real gemessenen Versuchsparameter umgesetzt. Anlagenbedingt aufgetretene periodische Leistungsschwankungen während der TRT-Durchführung mussten für die Modellrechnung allerdings unter Einhaltung der Energiebilanz geglättet werden, um unnötige Rechenzeiten zu vermeiden (Abb. C-3.15; Abb. C-3.16).

Die für eine Modellkalibrierung beste Eignung weisen die aufgezeichneten Aufheizkurven des im September 2019 an Sonde EWS1 durchgeführten Thermal Response Tests auf (Abb. C-3.16). Zu begründen ist dies einerseits mit der größeren vertikalen Modellabdeckung von EWS1 im Vergleich zu EWS2 oder EWS3, andererseits war besagtem TRT zudem auch eine längere Inaktivität des Sondentestfeldes vorausgegangen, womit unmittelbar vor Testbeginn von vollkommen ungestörten Untergrundtemperaturverhältnissen auszugehen war. Dieses natürliche Temperaturregime vom 23.09.2019 (Abb. C-3.14) wurde dem Modell bereits im Zuge der Vorkalibrierung durch geeignete Temperaturrandbedingungen aufgeprägt (Abschnitt 3.4.1). Es diente somit in der zweiten Kalibrierungsphase als Modellstarttemperatur. Allerdings erforderten die instationären Modellrechnungen dieser Kalibrierungsphase eine Entfernung der Temperaturrandbedingungen im oberen Teil des Modells (saisonale und neutrale Tiefenzone), um auch hier eine durch den Sondenbetrieb beeinflusste Wärme- oder Kälteentwicklung im geologischen Untergrund realitätsnah abbilden zu können. Die Temperaturrandbedingung an der Modellunterkante war hiervon nicht betroffen, weil diese selbst zum Fuß der tiefsten Testfeldsonde (EWS1) einen ausreichend großen Abstand aufweist.

Da sich im Verlauf eines TRTs neben der Beschaffenheit des durchteuften Gebirges auch der Bohrlochausbau (Materialeigenschaften, Geometrie) der betreffenden Erdwärmesonde in nicht vernachlässigbarem Maße auf die zeitliche Entwicklung der Sondenfluidtemperaturen auswirkt, war vor der finalen Gebirgskalibrierung zunächst eine separate Bohrlochkalibrierung vorzunehmen. Diese umfasste eine iterative Bestimmung unbekannter Bohrlochgrößen. Im Wesentlichen handelte es sich hierbei um die Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Hinterfüllmaterials sowie den U-Rohr-Abstand. Während letzterer die Temperaturspreizung zwischen Sondenvor- und -rücklauf beeinflusst, sind Anstieg und Krümmung der Aufheizkurve zu Beginn eines TRTs stark von den erstgenannten thermischen Eigenschaften der Bohrlochhinterfüllung abhängig. Der Umstand, dass die Fluidtemperaturentwicklung bei einem TRT in den ersten Minuten bis Stunden (fallabhängig) noch nicht durch die Gesteinseigenschaften des umliegenden Gebirges, sondern

primär durch den Bohrlochausbau geprägt ist, gewährleistet hierbei die angestrebte Trennung zwischen Bohrloch- und Gebirgskalibrierung bei Nutzung der identischen Kalibrierungsgrundlage.

Eine Gegenüberstellung der real gemessenen sowie nach erfolgter Bohrlochkalibrierung simulierten Temperaturentwicklung von Sondenvor- und -rücklauf für den im September 2019 an EWS1 durchgeführten TRT ist in Abb. C-3.15 dargestellt. Der ohne Gebirgeinfluss für die Kalibrierung nutzbare Zeitraum umfasste bei Sonde EWS1 unter den gewählten Versuchsbedingungen ca. 150 min ab Start der Testdurchführung. Sämtliche im Vorfeld bekannte sowie im Rahmen der Bohrlochkalibrierung ermittelte Bohrlochparameter der Sonde EWS1 sind in Tab. C-3.7 zusammengefasst. Die Parametrierung lässt sich ohne relevanten Änderungsbedarf auch auf EWS2 anwenden. Einzig für EWS3 konnte mangels ausreichender TRT-Datengrundlage keine Bohrlochkalibrierung vorgenommen werden, sodass die pauschale Übernahme der aufgeführten Parametrierung bei dieser Testfeldsonde mit einer gewissen Unsicherheit einhergeht.

Die iterativ bestimmte Wärmeleitfähigkeit ($0,84 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$) und Wärmekapazität ($3,2 \text{ MJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$) der Bohrlochhinterfüllung (EWS1 und EWS2) zeugt von einem hohen Bentonitanteil mit geringer oder fehlender Quarzmehlbeimischung. Entgegen der vorliegenden Bohrdokumentation handelt es sich bei dem verbauten Verfüllbaustoff demnach – zumindest größtenteils – um ein klassisches Verpressmaterial ohne thermisch verbesserte Eigenschaften. Der iterativ bestimmte U-Rohr-Mittenabstand a_{hor} liegt mit 40 mm unter dem mittels Abstandshaltern angestrebten Wert von 60,1 mm. Es ist anzunehmen, dass die vorgesehenen Abstandshalter durch Reibung beim Sondereinbau im Bohrloch zusammengeschoben worden und so ihrer Funktion nicht gerecht werden konnten.

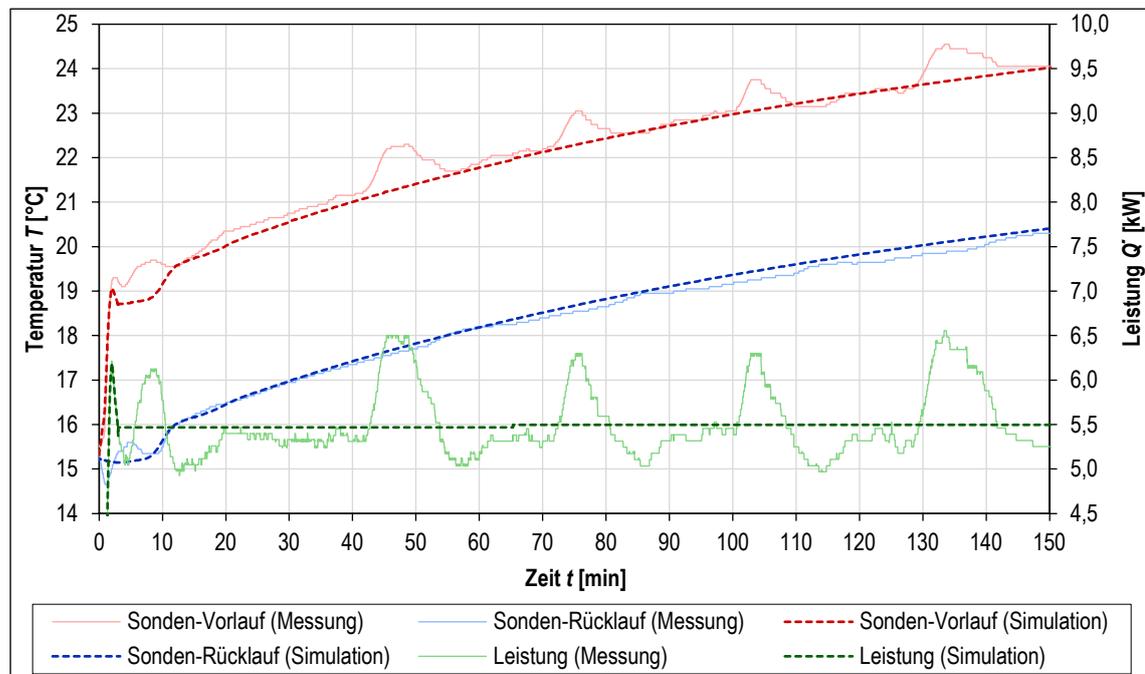


Abb. C-3.15 Gegenüberstellung der real gemessenen Aufheizkurven von Sondenvor- und -rücklauf mit den Simulationsergebnissen nach erfolgter Bohrlochkalibrierung für die ersten 150 min des am 23.09.2019 durchgeführten TRTs an EWS1 sowie Darstellung des gemessenen und für die Modellrechnung geglätteten Verlauf der aufgeprägten Sondenleistung.

Tab. C-3.7 Parametrierung der im Modell implementierten Testfeldsonden.

Parameter	Symbol	Wert	Einheit	Maßstabsgerechte Zeichnung
Bohrlochdurchmesser	$d_{Bohrloch}$	152	mm	
Rohrdurchmesser	d_{Rohr}	32	mm	
Rohrwandstärke	s_{Wand}	2,9	mm	
U-Rohr-Mittenabstand waagrecht ⁽¹⁾	a_{hor}	40,0	mm	
U-Rohr-Mittenabstand diagonal ⁽¹⁾	a_{diag}	56,6	mm	
WLF Sondenmaterial	λ_{EWS}	0,36	W/(m·K)	
WLF Bohrlochhinterfüllung ⁽¹⁾	$\lambda_{Verf\u00fcllung}$	0,84	W/(m·K)	
WLF Sondenfluid ⁽²⁾	λ_{Fluid}	0,426	W/(m·K)	
Vol. Wärmekapazität Hinterfüllung ⁽¹⁾	$c_{v,Verf\u00fcllung}$	3,2	MJ/(m ³ ·K)	
Vol. Wärmekapazität Sondenfluid ⁽²⁾	$c_{v,Fluid}$	3,7	MJ/(m ³ ·K)	
Dyn. Viskosität Sondenfluid ⁽²⁾	η_{Fluid}	$2,25 \cdot 10^{-3}$	kg/(m·s)	
Dichte Sondenfluid ⁽²⁾	ρ_{Fluid}	1.049	kg/m ³	
Sondentyp	Doppel-U			
EWS Berechnungsmodell	instationär, numerisch (AL-KHOURY et al. 2005; AL-KHOURY & BONNIER 2006; BAUER 2011)			

¹⁾ im Zuge der Bohrlochkalibrierung bestimmte Parameter

²⁾ Festlegung der Fluideigenschaften gemäß Abschnitt 3.2.2.3 sowie unter Berücksichtigung des Temperaturbereichs während der TRT-Durchführung

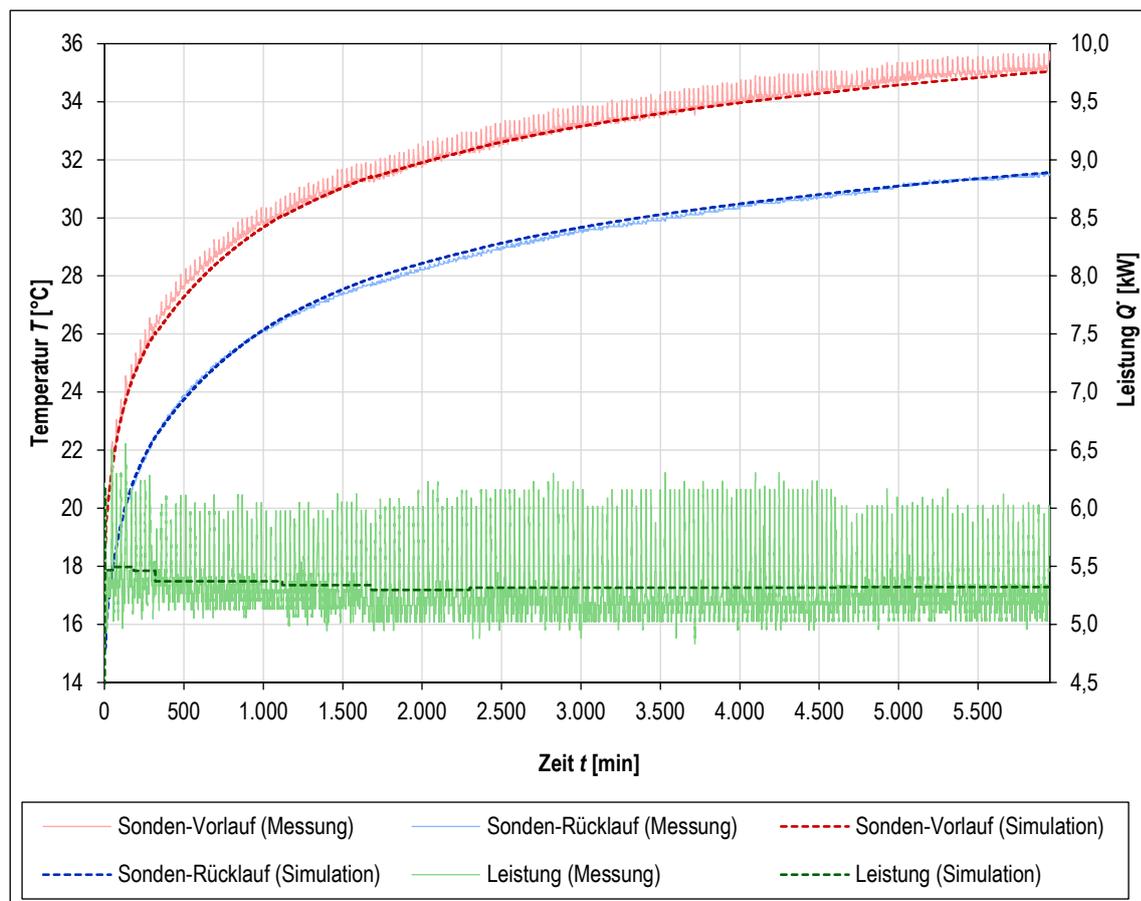


Abb. C-3.16 Gegenüberstellung der real gemessenen Aufheizkurven von Sondenvor- und -rücklauf mit den Simulationsergebnissen nach erfolgreicher Gebirgskalibrierung für den am 23.09.2019 durchgeführten TRT an EWS1 sowie Darstellung des gemessenen und für die Modellrechnung geglätteten Verlauf der aufgeprägten Sondenleistung.

Der Bohrlochkalibrierung folgte eine abschließende Gebirgskalibrierung, welche unter anderem die noch ausstehende Zuordnung geeigneter Gesteinswärmeleitfähigkeiten für Modellkörper der saisonalen und neutralen Tiefenzone beinhaltete. Des Weiteren erfolgte eine Feinjustierung der Wärmekapazität sämtlicher Modellkörper, auch wenn dieser Gebirgsparameter im Vergleich zur Gesteinswärmeleitfähigkeit nur einen sehr geringen Einfluss auf das Modellergebnis (TRT-Aufheizkurve) ausübt und somit durch eine gewisse Unschärfe charakterisiert ist. Darüber hinaus ermöglichte die letzte Phase der Modellkalibrierung ebenso leichte Anpassungen hydraulisch wirksamer Gesteinseigenschaften, insbesondere im Tiefenbereich der beiden Grundwasserleiter.

Eine Gegenüberstellung der an EWS1 gemessenen und im vollständig kalibrierten Modell berechneten TRT-Aufheizkurven ist in Abb. C-3.16 dargestellt. Die dem geologischen Modell im Ergebnis des Kalibrierungsprozesses final zugrundeliegende Parametrierung ist überdies nachstehender Tab. C-3.8 zu entnehmen.

Tab. C-3.8 Parametrierung des geologischen Modells im Ergebnis des Kalibrierungsprozesses (Wärmeleitfähigkeits- und Wärmekapazitätswerte wurden anhand der jeweiligen effektiven Porosität rechnerisch in einen Fluid- und einen Feststoffanteil aufgesplittet).

Modellkörper	Geol. Symbol	Wärmeleitfähigkeit λ_{Gestein} [W/(m·K)]	Vol. Wärmekapazität c_v [MJ/(m ³ ·K)]	Durchlässigkeitsbeiwert k_f [m/s]		Effektive Porosität n_{eff} [-]
				horizontal	vertikal	
1	MB	0,4	2,000	1,0E-05	2,0E-06	0,10
2	Aufschtg.	1,0	2,000	5,0E-04	1,7E-04	0,20
3	IfHo (1040)	1,8	2,000	1,0E-06	1,0E-07	0,05
4	fS3 - fHo (205X)	2,0	2,200	5,0E-04	1,7E-04	0,20
5	ZO9 (4810)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
6	ZM8 (4820)	2,0	2,800	5,0E-08	5,6E-09	0,08
7	ZO8 (4830)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
8	ZM7 (4840)	1,8	2,400	4,0E-04	6,7E-05	0,13
9	ZO7 (4850)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
10	ZM6 (4860)	1,5	2,400	7,2E-04	1,2E-04	0,10
11	ZO6 (4870)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
12	ZM5 (4880)	1,8	2,400	5,0E-08	5,6E-09	0,08
13	ZO5 (4890)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
14	ZM4 (4900)	2,0	2,400	4,0E-04	4,4E-05	0,08
15	ZO4 (4910)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
16	ZM3 (4920)	2,0	2,400	5,0E-06	6,3E-07	0,10
17	ZO3 (4930)	0,6	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
18	ZM2 (4940)	2,0	2,400	5,0E-06	6,3E-07	0,08
19	ZO2 (4950)	1,5	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
20	ZM1 (4960)	2,0	2,400	2,5E-05	8,3E-06	0,15
21		2,0	2,500	5,0E-08	5,6E-09	0,08
22	ZO1 (4970)	1,5	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
23	ZiOF_Lgd.T (4980)	1,8	2,500	5,0E-09	5,0E-10	0,08
24	ZiC (4990-5032)	1,6	2,300	1,0E-07	1,3E-08	0,08
25	ZiUF_Hgd.T (5040)	3,1	2,500	5,0E-09	5,0E-10	0,08
26	ZU (5050)	0,9	3,475	5,0E-06	6,3E-07	0,13
27	ZiUF_Lgd.T (5060)	3,0	2,500	5,0E-09	5,0E-10	0,10
28	ZiB (5100)	1,4	2,100	5,0E-08	6,3E-09	0,08
29	PT_γR (9800)	2,1	2,600	1,0E-08	1,0E-09	0,05

4 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit konnte anhand thermo-hydraulischer Modellrechnungen der analytische Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit und realisierbarer spezifischer Entzugsleistung für kleine Erdwärmesondenanlagen (Ein-Sonden-Szenario) präzisiert und somit der ursprüngliche Ansatz von SCHELENZ (2017) weiter qualifiziert werden. Im Ergebnis zeigt sich überdies, dass Konvektion innerhalb grundwasserführender Gesteinsschichten bei Filtergeschwindigkeiten über $2 \cdot 10^{-7}$ m/s den dominanten Wärmetransportmechanismus darstellt. Ab diesem Durchströmungsgrad ist die spezifische Sondenentzugsleistung demnach nur noch in äußerst geringem Maße von der konduktionsrelevanten Gesteinswärmeleitfähigkeit abhängig. Eine Sensitivitätsanalyse ergab darüber hinaus, dass nicht nur die ungestörte Untergrundtemperatur, sondern auch Bohrlochparameter, wie Sondendurchsatz, U-Rohr-Abstand und Wärmeleitfähigkeit der Bohrlochhinterfüllung mit zunehmender Filtergeschwindigkeit einen wachsenden Einfluss auf die spezifische Sondenentzugsleistung ausüben und somit bei der Untersuchung und Formulierung analytischer Zusammenhänge stets Berücksichtigung finden sollten. Die dargelegten Erkenntnisse bilden des Weiteren die Grundlage für ein anknüpfendes Forschungsprojekt mit der Zielstellung, bestehende händische Verfahren (z. B. VDI 4640-2:2019-06) zur Auslegung kleiner Erdwärmesondenanlagen (max. fünf Sonden, Wärmepumpenheizleistung ≤ 30 kW) dahingehend zu ergänzen, dass bei vertretbarem Zeit- und Kostenaufwand auch für diese am häufigsten vertretene Anlagengröße eine Berücksichtigung grundwasserbedingter Konvektion erfolgen kann. Die sich daraus potenziell ergebende Möglichkeit, das erdseitige Wärmetauschersystem bei vorhandener Grundwasserströmung entsprechend kleiner zu dimensionieren, würde dazu beitragen, Amortisationszeiten von Erdwärmesondenanlagen zu verkürzen und so ihre Konkurrenzfähigkeit gegenüber primärenergetisch ineffektiveren Systemen wie Luftwärmepumpen zu steigern.

Gemäß HUBER et al. (2014) kann eine Berücksichtigung grundwasserbedingter Konvektion in praxisüblichen Modellen zur Sondenfeldauslegung, die den geologischen Untergrund zu einem Einphasen-Medium (Feststoff) vereinfachen (z. B. Earth Energy Designer), alternativ auch durch den Gebrauch entsprechend gesteigerter (effektiver) Gesteinswärmeleitfähigkeiten erfolgen. Inwieweit dieser Lösungsansatz allerdings auch für größere Erdwärmesondenanlagen mit kombiniertem Heiz- und Kühlbetrieb anwendbar ist, wurde im Zuge numerischer Modellrechnungen für eine fiktive Referenzanlage geprüft. Hierbei zeigt sich, dass die betrachteten Szenarien im Einphasen-Modell mit gesteigerter Gesteinswärmeleitfähigkeit bei reinem Heizbetrieb in den ersten Betriebsmonaten hinsichtlich der prognostizierten Quellentemperaturentwicklung hohe Ähnlichkeit zu den äquivalenten Szenarien des Zweiphasen-Modells mit vollumfänglicher Grundwasserströmungssimulation aufweisen. Mit einsetzendem Kühlbetrieb weichen die Temperaturprognosen der gegenübergestellten Modellansätze jedoch bereits im ersten Betriebsjahr deutlich voneinander ab. Ursächlich hierfür sind thermische Speichereffekte im Einphasen-Modell, die so im Tiefenbereich eines Grundwasserleiters real nicht auftreten würden. Die simulative Abbildung grundwasserbedingter Konvektion durch gesteigerte (effektive) Gesteinswärmeleitfähigkeiten ist demnach bei der Auslegung von Erdwärmesondenanlagen nur bedingt zur Prognose der Sondenfluidtemperaturen geeignet. Insbesondere für größere Anlagen

mit kombiniertem Heiz- und Kühlbetrieb besteht im Hinblick auf die festgestellten Abweichungen die Gefahr einer Unterdimensionierung.

Ein weiterer Arbeitsschwerpunkt bestand im Aufbau eines detaillierten thermo-hydraulischen 3D-Modells des geologischen Untergrundes im Nahbereich der Erdwärmesondenversuchsanlage der HSZG am Standort Zittau. Durch das so geschaffene Simulationswerkzeug besteht für künftige Forschungsarbeiten am Sondenteststand die Möglichkeit, geplante Testläufe vorab virtuell durchzuführen, um geeignete Versuchsparameter zu spezifizieren oder erforderliche thermische Regenerationszeiten zu bemessen. Im Zuge der für den Modellierungsprozess erforderlichen Datenerhebung konnte zudem messtechnisch belegt werden, dass der Standort Zittau eine geothermische Wärmeanomalie aufweist. Diese erschwert einerseits Kältespeicherung im geologischen Untergrund, birgt andererseits aber auch erhöhtes Potenzial für Heizanwendungen. So sollten weiterführende Arbeiten prüfen, inwieweit im Stadtgebiet von Zittau bereits ab Bohrtiefen von 300 bis 400 m (mitteltiefe Geothermie) im Hinblick auf die zu erwartenden Quellentemperaturen gänzlich auf den Einsatz erdgekoppelter Wärmepumpen bei der Gebäudetemperierung verzichtet und somit ein Beitrag zur energiepolitisch angestrebten Primärenergie-Einsparung geleistet werden könnte.

Literaturverzeichnis

- AL-KHUORY, R. & BONNIER, P. G. (2006): Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part II: Transient. – *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **67**: 725-745.
- AL-KHUORY, R.; BONNIER, P. G. & BRINGREVE, R. B. J. (2005): Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part I: Steady state. – *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **63**: 988-1013.
- AMOOEY, A. A. & FAZLOLLAHNEJAD, M. (2014): Study on Surface Tension of Binary Mixtures of Poly (Ethylene Glycol) in Water and Poly (Propylene Glycol) in Ethanol and its Modeling Using Neural Network. – *Iran. J. Chem. Eng.*, **11** (1): 19-29.
- BAUER, D. (2011): Zur thermischen Modellierung von Erdwärmesonden und Erdsonden-Wärmespeichern. – veröff. Diss.: 121 S.; Universität Stuttgart.
- BMWi, BUNDESMINISTERIUM FÜR WIRTSCHAFT UND ENERGIE (2015): Energieeffizienzstrategie Gebäude. Wege zu einem nahezu klimaneutralen Gebäudebestand. – Schöne Drucksachen GmbH: 86 S.; Berlin.
- BRAUSE, H. (1988): Beiträge zur Geodynamik des Saxothuringikums. – *Geoprofil*, **2**: 88S.; Freiberg.
- BRAUSE, H. (1989a): Bewegungsschritte bei der Bildung des Berzdorfer Beckens. – *Freib. Forsch.-H.*, **C 343**: 26-35.
- BRAUSE, H. (1989b): Miozäne tektonische Bewegungen in der SE-Lausitz. – *Wiss.-Techn.-Inf.d. (WTI)*, **30**: 31-34.
- DIN 4023:2006-02, Geotechnische Erkundung und Untersuchung – Zeichnerische Darstellung der Ergebnisse von Bohrungen und sonstigen direkten Aufschlüssen.
- DIN 4049-1:1954-03, Gewässerkunde, Fachausdrücke und Begriffsbestimmungen – Teil 1: Quantitativ.
- DIN 12791-3:1983-06, Laborgeräte aus Glas – Dichte Aräometer – Teil 3: Gebrauch und Prüfung.
- DIN 18130-1:1998-05, Baugrund – Untersuchung von Bodenproben – Bestimmung des Wasserdurchlässigkeitsbeiwerts – Teil 1: Laborversuche.
- DIERSCH, H.-J. G. (2014): FEFLOW. Finite Element Modeling of Flow, Mass and Heat Transport in Porous and Fractured Media. – Springer-Verlag: 996 S.; Berlin, Heidelberg.
- DITTRICH, P.; STEDING, D.; RAITHEL, E.; HOFFMANN, R.; MARKMANN, N.; HORTENBACH, R. et al. (1988): Vorratsberechnung: Braunkohlenerkundung Zittau 1988.– unveröff. Ber., VEB GFE Freiberg.
- ESKILSON, P. & CLAEISSON, J. (1988): Simulation model for thermally interacting heat ex
- GERSCHEL, A. (2012): Systemvergleich ausgewählter analytischer Simulationsprogramme für Erdwärmesonden - Earth Energy Designer (EED) und EWS. – unveröff. Bachelorarbeit: 70 S.; TU Bergakademie Freiberg.

- GERSCHEL, A. (2015): Effizienzvergleich hinsichtlich des Wärmeübergangs verschiedener Erdwärmesondentypen mittels Thermal Response Test und Simulationssoftware EWS. – unveröff. Masterarbeit: 103 S.; TU Bergakademie Freiberg.
- GERSCHEL, A. (2017): Gegenüberstellende Berechnungen von Erdwärmesondenanlagen mit verschiedener Simulationssoftware und Vergleich mit realen Betriebsdaten. – in: GRIMM, R.; GERSCHHEL, A.; LUMM, C.; GIETZEL, J. & GABRIEL, P. (2017): Langzeitverhalten geothermischer Anlagen in Sachsen. – Sächsisches Landesamt für Umwelt, Landwirtschaft und Geologie (Hrsg.), Schriftenreihe, Heft 7/2017: 13-93; Freiberg.
- GERSCHEL, A. (2018): Kleinräumige geologisch-geothermische 3D-Modellierung im Zittauer Becken. – Poster, 28. Zittauer Energieseminar, 26.-27.11.2018; Görlitz.
- HAIN, A.; HAACK, M.; LUCKE, F.; EBERHARD, P.; REWERK, A. & FLANDERKA, O. (2014): Wärmepumpen zum Heizen und Kühlen von Gebäuden. – Tagungsband, HSZG (Hrsg.), Abschluss-Symp., 04.12.2014: 106 S.; Zittau.
- HIRSCH, D.; RASCHER, J. & SCHULZE, H. (1989): Die Braunkohlenlagerstätten der Oberlausitz (Tertiärbecken von Berzdorf und Zittau). – Wiss.-Techn.-Inf.d. (WTI), A, **30** (1): 10-19.
- HOFFMANN, R.; BONDZIO, E.; MARSKI, M.; TSCHERNIKL, J.; FREUND, M. & MEUTZNER, G. (1988): Vorratsberechnung Braunkohleerkundung Zittau. Berichtsteil III. – unveröff. Ber., VEB GFE Freiberg.
- HOKE, JR., B. C. & CHEN, J. C. (1991): Binary Aqueous-Organic Surface Tension Temperature Dependence. – J. Chem. Eng. Data, **36**: 322-326.
- HÖLTING, B. & COLDEWEY, W. G. (2019): Hydrogeology. – Springer Spektrum: 357 S.; Berlin, Heidelberg.
- HUBER, H. (2013): Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Wärmetransportverhalten oberflächennaher, durchströmter Böden. – veröff. Diss., Mitt. Inst. Werkst. & Mech. Bauw. TU Universität Darmstadt, **40**: 151 S.; Darmstadt.
- HUBER, H.; ARSLAN, U. & SASS, I. (2014): Zum Einfluss der Filtergeschwindigkeit des Grundwassers auf die effektive Wärmeleitfähigkeit. – Grundwasser, **19**:173-179.
- KAHNT, L.; SCHIFFNER, P. & KRIMMLING, J. (2009): Optimierung und wissenschaftliche Betreuung der Wärmepumpenanlage Campus. – unveröff. Ber., Hochschule Zittau/Görlitz i. A. Sächsisches Immobilien- und Baumanagement: 89 S.; Zittau.
- KLINK, W. (2014): Bericht zu den geophysikalischen Untersuchungen in der Erdwärmesonde Zittau TB 2/2003. – unveröff. Ber., Bohrlochmessung Storkow GmbH i. A. HSZG: 11 S.; Storkow.
- KOENIGSDORFF, R. (2011): Oberflächennahe Geothermie für Gebäude. Grundlagen und Anwendungen zukunftsfähiger Heizung und Kühlung. – Fraunhofer IRB Verlag: 332 S.; Stuttgart.
- KOPECKY, L. (1975): Exkursionsführer in das Böhmisches Mittelgebirge. – in: PFEIFFER, L. (Hrsg.): Junge Vulkanite im Grenzgebiet der DDR und CSSR. – Exk.-f. zur Tagung, 24.-26. April 1975 in Dresden, 66: 24-40; Berlin.

- KRETZSCHMAR, H.-J.; HERRMANN, S.; KUNICK, M.; GÖPFERT, T. & SÜNDER, M. (2018): Property Library for Liquid Secondary Refrigerants Calculated from the IIR Formulation 2010. FluidEXL Graphics with LibSecRef for Excel ®. – veröff. eBook, KCE & Co. KG (Hrsg.): 69 S.; Dresden.
- MAROTZ, G. (1968): Technische Grundlagen einer Wasserspeicherung im natürlichen Untergrund. – Schriftenreihe des KWK, 18: 228 S.; Hamburg (Wasser u. Boden).
- MARTIN, C.; DREWS, I.; EIBLMAIER, M. & PRETSCH, H. et al. (2000): Lexikon der Geowissenschaften. – Spektrum Akademischer Verlag, 6 Bd.; Heidelberg, Berlin.
- PANTELEIT, B. & REICHLING, J. (2006): Automatisierte Attributierung von Bohrungsdaten mit Parametern zur Optimierung von Erdwärmesondenanlagen. Eine Methode zur standardisierten Datenbankauswertung. – Grundwasser, **1**: 19-26.
- SCHELENZ, S. (2017): Untersuchung des Einflusses ausgewählter Untergrundparameter auf die nachhaltige thermische Nutzung des oberflächennahen Untergrundes im urbanen Raum. – veröff. Diss.: 154 S.; Christian-Albrechts-Universität, Kiel.
- SCHULZE, H. (1995): Tertiärbecken der südöstlichen Oberlausitz. – Ber. Naturforsch. Ges. Oberlausitz, 4: 11-15; Kamenz.
- STEDING, D.; HIRSCH, D.; SCHULZE, H. & BARTUSCH, K. (1991): Das Deckgebirge im Tagebau Berzdorf/OL. – Tagungsband, 38. Jahrestagung GGW: 140-147; Berlin.
- STEPHAN, P.; KABELAC, S.; KIND, M.; MEWES, D.; SCHABER, K. & WETZEL, T. (2019): VDI-Wärmeatlas. – Springer-Verlag, 12. Aufl.: 2082 S.; Berlin.
- STOBER, I. & BUCHER, K. (2020): Geothermie. – Springer-Verlag, 3. Aufl.: 386 S.; Berlin, Heidelberg.
- SUHR, P. (2003): The Bohemian Massif as a Catchment Area for the NW European Tertiary Basin. – GeoLines, **15**: 147-159.
- THOLEN, M. & WALKER-HERTKORN, S. (2008): Arbeitshilfen Geothermie. Grundlagen für oberflächennahe Erdwärmesondenbohrungen. – wvgw Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft Gas und Wasser mbH, 1. Aufl.: 228 S.; Bonn.
- VDI 4640-1:2010-06, Thermische Nutzung des Untergrundes – Grundlagen, Genehmigungen, Umweltaspekte (inkl. Berichtigung:2011-12).
- VDI 4640-2:2019-06, Thermische Nutzung des Untergrundes – Erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen.
- VDI 4640-5:2020-07, Thermische Nutzung des Untergrundes – Thermal Response Test (TRT).
- VULPIUS, R. (2015): Die Braunkohlenlagerstätten Berzdorf und Zittau. – in: VULPIUS, R. (2015): Die Braunkohlenlagerstätten Deutschlands, ein Überblick. – GDMB-Verlag: 303-312; Clausthal-Zellerfeld.
- WAGENBRETH, O. & STEINER, W. (1982): Das Zittauer Becken und das Zittauer Gebirge. – in: WAGENBRETH, O. & STEINER, W. (1982): Geologische Streifzüge, Landschaft und Erdgeschichte zwischen Kap Arkona und Fichtelberg. – VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1. Aufl.: 174-177; Leipzig.

-
- WANG, H.; QI, C.; DU, H. & GU, J. (2009): Thermal performance of borehole heat exchanger under groundwater flow: A case study from Baoding. – *Energy and Buildings* **41**: 1368-1373.
- WANG, H.; YANG, B.; XIE, J. & QI, C. (2013): Thermal performance of borehole heat exchangers in different aquifers: a case study from Shouguang. – *Int. J. Low-Carbon Tech.*, **8**: 253-259.



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Abschlussbericht zum Forschungsprojekt:

**Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden
beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen**

Kapitel D:

Analyse von Herstellkosten und Darlegung von Kostenfunktionen

Dipl.-Wirtsch.-Ing. (FH) Tom Walter

Fakultät für Wirtschaftswissenschaften und Wirtschaftsingenieurwesen

WALTER, T. (2021): Analyse von Herstellkosten und Darlegung von Kostenfunktionen. – in: GERSCHEL, A.; HERLING, M.; SCHÄFER, T.; STÖCKMANN, L.; SUBRAMANI, P.; WALTER, T.; SCHÜTTE, T.; KRIMMLING, J. & MEINERT, J. (2021): Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen. – Abschlussbericht, HSZG (Hrsg.), **2770**: 221-244; Zittau.

Vorwort

Eine besondere Beachtung in der betriebswirtschaftlichen Fachliteratur findet seit jeher die Fragestellung nach kostenrechnerischen Aspekten. Die Erstellung einer realistischen Kostenfeststellung im Bauwesen, nicht nur in Hinsicht auf die Projektkosten, sondern auch bezogen auf Honorare von Ingenieuren und Architekten, wird geregelt durch die DIN 276:2018-12. Die Baukosten werden hierbei in einzelne Kostengruppen unterteilt. In der dritten Ebene dieser Gliederung ordnen sich Wärmeerzeugungsanlagen (KG 421) ein, die im Fokus der vorliegenden wirtschaftlichen Untersuchung stehen.

Eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung über alle im Lebenszyklus eines Gebäudes anfallenden Kosten liefert eine Lebenszykluskostenanalyse (LZKA). Ein in dieser Arbeit ausgeglichenes Ziel sollte sein, die Relevanz Lebenszykluskosten in öffentlichen Ausschreibungen zu verdeutlichen und Einsparpotenziale in der Planungsphase zu erkennen. Der Endeffekt dieser Betrachtung ist eine Art „nachhaltiger Hebel“, der Folgekosten in Relation zu den Herstellkosten optimiert.

Grundlage für derartige Betrachtungen bildet die in vorliegender Arbeit angestrebte Kostenfeststellung für Herstellkosten von Wärmepumpen zum Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Erdwärmesonden. Eine Systematisierung anhand der Leistung der Wärmepumpen erfolgt anhand der Marktpräsenz, wobei die überproportionale Häufigkeit von Wärmepumpen mit Leistungen unter 30 kW nicht nur marktbedingt ist, sondern auch durch das Förderumfeld des Gesetzgebers begünstigt wird.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	224
Tabellenverzeichnis	224
Symbolverzeichnis.....	225
Abkürzungsverzeichnis	226
1 Arbeitsziel	227
2 Analyse vorhandener Kenntnisse	228
3 Systematisierung der Wärmepumpen von Gebäuden mit EWS zur Bewertung und Datenentwicklung	229
3.1 Herstellkosten für Erdsondenfelder	230
3.1.1 <i>Herstellkosten für Einzelsonden über Herstellerpreislisten</i>	<i>230</i>
3.1.2 <i>Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion (Verteilerschacht; Gräben; Leitungen)</i>	<i>232</i>
3.2 Herstellkosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung	233
3.2.1 <i>Preislisten von Herstellern.....</i>	<i>233</i>
3.2.2 <i>Kostenrahmen über Förderdaten des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle</i>	<i>234</i>
3.3 Herstellkosten für Wärmepumpen über 30 kW Leistung – Preislisten von Herstellern	234
4 Ergebnisse	236
4.1 Basisobjekt und Vergleichsobjekt zur Validierung	236
4.1.1 <i>Basisobjekt.....</i>	<i>236</i>
4.1.2 <i>Vergleichsobjekt.....</i>	<i>236</i>
4.2 Herstellkosten für Erdwärmesondenfelder und erdgekoppelte Wärmepumpen...237	
4.2.1 <i>Basisprojekt.....</i>	<i>237</i>
4.2.2 <i>Vergleichsobjekt.....</i>	<i>237</i>
4.3 Zusammenführung der Kalkulationsfunktionen	238
4.3.1 <i>Kostenfunktion „Einzelsonden“.....</i>	<i>239</i>
4.3.2 <i>Kostenfunktion „Sondenfeldkonstruktion“</i>	<i>240</i>
4.3.3 <i>Kostenfunktion „Wärmepumpe“</i>	<i>241</i>
5 Zusammenfassung und Ausblick.....	242
Literaturverzeichnis	243

Abbildungsverzeichnis

Abb. D-3.1	Toleranzgrenzen für Schadenersatzforderungen auf Grundlage einschlägiger Gerichtsurteile (KOCHENDÖRFER et al. 2006).	229
Abb. D-3.2	Angestrebte Bilanzgrenzen der Kostenbetrachtung.	230
Abb. D-3.3	Spezifische Kosten für Wärmepumpen bis über 250 kW Leistung auf der Grundlage von Herstellerpreislisten.	235
Abb. D-4.1	Schema Gesamtkostenfunktion.	238
Abb. D-4.2	Herstellkosten für Einzelsonden der Parameterstudie.	239
Abb. D-4.3	Vergleich Herstellkosten Sondenfeldkonstruktion.	241

Tabellenverzeichnis

Tab. D-3.1	Übersicht der Kostenfaktoren für Einzelsonden nach Formel D.4.	231
Tab. D-3.2	Übersicht der Kostenfaktoren für die Sondenfeldkonstruktion nach Formel D.5.	233
Tab. D-3.3	Spezifische Kosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung über Herstellerpreislisten.	234
Tab. D-3.4	Spezifische Kosten für Wärmepumpen im Neubau ohne Erdwärmesonden auf Grundlage der Förderdaten des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle.	234
Tab. D-3.5	Spezifische Kosten für Wärmepumpen über 30 kW Leistung im Neubau ohne Erdwärmesonden auf Grundlage von Herstellerpreislisten.	235
Tab. D-4.1	Primärdaten Basisobjekt (gemäß Parameterstudie Subramani & Haack, in KRIMMLING & FLANDERKA 2017).	236
Tab. D-4.2	Primärdaten Vergleichsobjekt (Pilotprojekt Neckarsulm-Amorbach, nach BAUER et al. 2013).	236
Tab. D-4.3	Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion für das Basisobjekt.	237
Tab. D-4.4	Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion für das Vergleichsobjekt.	238

Symbolverzeichnis

Symbol	Parameter	Einheit
a	Anzahl der Bohrungen	[-]
B	Anzahl der Baubeteiligten (Erfahrungswert)	[-]
$d_{Bohrung}$	Bohrdurchmesser	[mm]
d_{Sonde}	Sondendurchmesser	[mm]
e	Einbaurythmus der Abstandhalter (Erfahrungswert)	[m/Stk.]
$E_{Leitung}$	Erdaushub für Leitungsmaterial (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[m ³]
$E_{Verteiler}$	Erdaushub für Verteilerschacht (lt. Haka Gerodur)	[m ³]
f	Förderung des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle	[€]
k_{WP}	Spezifische Kosten für Wärmepumpen	[€]
K	Herstellkosten für Wärmepumpen mit Erdwärmesonden	[€]
$K_{Erdsondenfeld}$	Herstellkosten für das Erdsondenfeld, inkl. Sonden und Feld	[€]
K_{ES}	Herstellkosten für die Summe der Einzelsonden	[€]
K_{ESf1}	Fixe Herstellkosten für die Summe der Einzelsonden	[€]
$K_{ESv...10}$	Variable Herstellkosten für die Summe der Einzelsonden (Tab. D-3.1)	[€]
K_{SFK}	Herstellkosten für die Sondenfeldkonstruktion	[€]
$K_{SFKv1...4}$	Variable Herstellkosten für die Sondenfeldkonstruktion (Tab. D-3.2)	[€]
$K_{Wärmepumpe}$	Herstellkosten für die Wärmepumpe	[€]
l	Sondenlänge	[m]
L	Lohnkosten (Stundenlohn lt. Bundesrahmentarifvertrag Bau)	[€/h]
ρ	Dichte des Hinterfüllmaterials (lt. Herstellerlisten)	[kg/dm ³]
P	Gesamtleistung der Wärmepumpen	[kW]
P_{BE}	Pauschalkosten für Baustelleneinrichtung	[€]
P_{Druck}	Pauschalkosten für die Druckprüfung der Sonden	[€]
$P_{Entsorgung}$	Pauschalkosten für die Entsorgung des Bohrgutes	[€]
$P_{Umsetzung}$	Pauschalkosten für das Umsetzen des Bohrgerätes	[€]
$P_{Verschleiß}$	Pauschalkosten Bohrkopf-Verschleiß (Erfahrungswert Bohrunternehmen)	[€]
R^2	Bestimmtheitsmaß	[-]
S	Leitungslänge innerhalb der Feldkonstruktion	[m]
$T_{Hinterfüllung}$	Zeit der Hinterfüllung des Bohrloches (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[h/kg]

Symbol	Parameter	Einheit
T_l	Zeit der Bohrung inkl. Einbau der Erdwärmesonden	[m/h]
$T_{\text{Sondenanbindung}}$	Zeit der Sondenanbindung (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[h/Sonde]
$X_{\text{Abstandhalter}}$	Kosten für Abstandhalter (lt. Herstellerpreislisten)	[€]
$X_{\text{Erdaushub}}$	Kosten für Erdaushub (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[€/m ³]
$X_{\text{Erdfinterfüllung}}$	Kosten für Erdfinterfüllung (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[€/m ³]
X_{Erdsonde}	Kosten für Erdwärmesondenmaterial (lt. Herstellerpreislisten)	[€]
X_{Fluid}	Kosten für Wärmeträgerfluid (lt. Herstellerpreislisten)	[€]
$X_{\text{Hinterfüllmaterial}}$	Kosten für Hinterfüllmaterial (lt. Herstellerpreislisten)	[€]
$X_{\text{Leitungen}}$	Kosten für Leitungsmaterial (lt. SirAdos, BUHSE 2019)	[€/m]
$X_{\text{Sondengewicht}}$	Kosten für Sondengewicht (lt. Herstellerpreislisten)	[€]
$X_{\text{Verteilerschacht}}$	Kosten für Verteilerschacht (lt. Herstellerpreislisten)	[€/Sonde]

Abkürzungsverzeichnis

Kürzel	Wortlaut
BKI	Baukostenindex
EWS	Erdwärmesonde
DIN	Deutsche Industrie-Norm
Stk.	Stück
PE	Polyethylen-Kunststoff

1 Arbeitsziel

Mit vorliegender Arbeit sollen Methoden zur Feststellung von repräsentativen Herstellungskosten für Wärmepumpen von Gebäuden mit Erdwärmesonden ermittelt werden. Folgende Fragestellungen sollen aufgearbeitet werden:

Wie kann man repräsentative Herstellungskosten von Wärmepumpen von Gebäuden mit Erdwärmesonden feststellen, insbesondere für Leistungsbereiche bis 250 kW und darüber hinaus?

- (1) *Welche Kostenermittlungsmethoden sind im Bauwesen üblich bzw. welche weiteren Ansätze stehen zur Verfügung?*
Branchenübliche Kostenermittlungsmethoden berufen sich auf die Datenerfassungen des Baukostenindex (SPIELBAUER & RUHLAND 2015, 2018) bzw. werden über Kalkulationssoftware realisiert. Förderprogramme und damit verbundene Investitionserfassungen wurden im Vorfeld kontaktiert. Eine Aufschlüsselung in die einzelnen Anlagenbestandteile (KRIMMLING et al. 2014) und somit die Berechnung über Herstellerlistenpreise stellt ggf. den höchsten Detaillierungsgrad dar.
- (2) *Welche wissenschaftlichen Erfahrungsberichte sind verfügbar?*
Grundlagenarbeit liefern die Forschungsberichte zu den Wärmespeichern in Crailsheim und Neckarsulm-Amorbach (BAUER et al. 2007, 2013), bei denen die im Gesamtsystem (solarunterstützt) verbauten Wärmepumpen Leistungen von 120-180 kW besitzen. In der Schweiz befindet sich zudem im Wohngebiet Suurstoffi Rotkreuz (Zürich) ein Sondenfeld in rollender Planung mit über 385 Erdwärmesonden (Gesamtsondenlänge: 82.650 m). Die Wärmepumpen realisieren hierbei das Heizen, Kühlen und die Gebäudeentwärmung (PERSDORF et al. 2015; ROHNER 2017).
- (3) *Welchen Einfluss hat die Struktur des Erdsondenfeldes?*
Neben dem Einfluss der Wechselwirkung von Sondentiefe und -anzahl bei konstanter Gesamtsondenlänge soll die Sondenfeldstruktur untersucht werden. Die Quintessenz liegt hierbei beispielsweise in der Planung der Verteilerschächte und Zuleitungsschächte.
- (4) *Wie kann eine Systematisierung von Wärmepumpen erfolgen?*
Geeignet scheint hier die Aufschlüsselung in zwei Gruppen: (A) Kleine Wärmepumpen im Leistungsbereich bis etwa 30 kW und (B) Großwärmepumpen im Leistungsbereich über 30 kW bis über 250 kW.
- (5) *Welche Anwendungsgebiete können durch die erarbeiteten Methoden abgedeckt werden?*
Das Anwendungsgebiet ist nicht nur abhängig von den Bilanzgrenzen, sondern auch von angestrebten Toleranzgrenzen der Kostenermittlung und dem Umfang der Primärdaten des gegebenen Zielobjektes, für das ein Kostenrahmen berechnet werden soll.

Vorliegende wirtschaftliche Betrachtung soll eine detaillierte Aufschlüsselung der einzelnen Kostenermittlungsmethoden darstellen und an einem Nichtwohngebäude veranschaulichen sowie als Kostenansatz dienen. Die Validierung der Methoden erfolgt über abgerechnete Bauvorhaben und unter den durch einschlägige Gerichtsurteile dokumentierten Toleranzgrenzen.

Ein abschließendes Arbeitsziel soll es sein, eine Kostenfunktion zu plausibilisieren, so dass sie für eine wirtschaftliche Betrachtung einsetzbar ist.

Weiterführend soll dazu beigetragen werden, bisher durchgeführte numerische Anlagen- und Gebäudesimulationen (KRIMMLING & FLANDERKA 2017) mit dem Fokus auf energie-technische Optimierung mit realistischen Herstellkosten zu hinterlegen. Das entscheidende Kriterium ist hierbei der Primärenergieeinsatz.

2 Analyse vorhandener Kenntnisse

In Variation liegen Kostenbetrachtungen für erdgekoppelte Wärmepumpen vor. Beispielfhaft genannt sind die nachfolgenden Quellen, insbesondere die Projekte Crailsheim und Neckarsulm-Amorbach in Deutschland (BAUER et al. 2007, 2013), sowie im Schweizer Wohngebiet Suurstoffi Rotkreuz in Zürich (PERSDORF et al. 2015; ROHNER 2017). Ein praxisüblicher Mittelwert für die reinen Herstellungskosten von Erdsonden liegt bei 50-100 € je Bohrmeter. Nicht bekannt sind ähnlich detaillierte Untersuchungen für erdgekoppelte Wärmepumpen von Gebäuden.

Im Projekt „Kostenfunktionen für Komponenten der Heizung, Lüftung und Trinkwarmwasserbereitung in Wohnbauten“ entwickelte Dipl.-Ing. (FH) SELL Funktionen, in denen Kosten für Heizwärmepumpen (Stand 2001) dargestellt wurden (JAGNOW et al. 2001). Insbesondere wurden Sole-Wasser-Wärmepumpen (ohne die Kosten für EWS) für den Leistungsbereich von 5,1 bis 68 kW untersucht. Es ergab sich nachfolgende Kostenfunktion D.1, inkl. witterungsgeführter Regelung, Anschlusszubehör, Lieferung, Montage und Inbetriebnahme.

$$K = 2.339,6 \cdot X^{-0,479} \quad (D.1)$$

Das Wohngebiet „Suurstoffi Rotkreuz“ in Zürich (Schweiz) setzt ein Energiekonzept auf der Basis von CO₂-Neutralität und energetischer Unabhängigkeit um (PERSDORF et al. 2015; ROHNER 2017). Dabei ist ein Sondenfeld mit Gesamtsondenlänge von über 82.650 m verbaut. Weitere Pilotprojekte sind die Erdsonden-Wärmespeicher in Crailsheim und in Neckarsulm-Amorbach. Bei den Projekten handelt es sich jeweils um solarunterstützte Systeme (BAUER et al. 2007, 2013).

3 Systematisierung der Wärmepumpen von Gebäuden mit EWS zur Bewertung und Datenentwicklung

Die Methoden der Kostenermittlung von Wärmepumpen mit Erdwärmesonden können nach DIN 276:2018-12 als Kostenrahmen bzw. Kostenschätzung betrachtet werden. Es werden hierbei 30-40 % Abweichung zur Kostenfeststellung und der baubetrieblichen Abrechnung erwartet. Grundlage für die Toleranzgrenzen bilden einschlägige Gerichtsurteile im Zusammenhang mit Schadensersatzforderungen bedingt aus der Differenz zwischen abgerechneten Baukosten und veranschlagten Kosten (Abb. D-3.1; KOCHENDÖRFER et al. 2006).

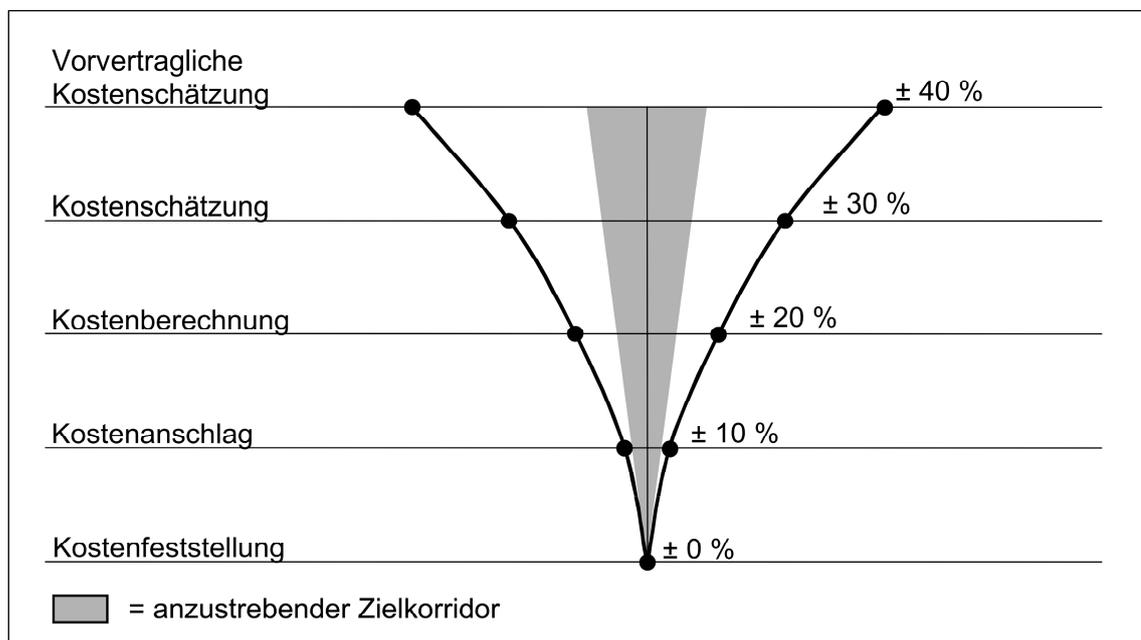


Abb. D-3.1 Toleranzgrenzen für Schadensersatzforderungen auf Grundlage einschlägiger Gerichtsurteile (KOCHENDÖRFER et al. 2006).

Den Methoden werden über Fallbeispiele Primärdaten zugrunde gelegt, um die Vergleichbarkeit untereinander zu gewährleisten und im nächsten Schritt Objektdaten aus der Parameterstudie von Herrn M.Sc. Prasanth Subramani und Herrn M. Eng. Markus Haack einzubeziehen (zitiert in KRIMMLING & FLANDERKA 2017). Außerhalb der Bilanzgrenzen bleiben die Parameter und die zu erwartenden Kosten unverändert (Abb. D-3.2). Nachgelagertes Ziel ist es eine energietechnisch-optimierte Gebäude- und Anlagensimulation mit dieser wirtschaftlichen Optimierung zu kombinieren und eine Art „Gesamtoptimum“ zu ermitteln.

Die Wärmepumpen und die Herstellungskosten aufzuschlüsseln und aufgrund der Marktpräsenz zu systematisieren, ist neben der Analyse von Sondenfeldern der erste Schritt der wirtschaftlichen Betrachtung. Die erste Gruppe bilden Wärmepumpen mit einer Leistung bis etwa 30 kW aufgrund der überproportionalen Häufigkeit im Zusammenhang mit Einfamilienhaus-, kleinen Mehrfamilienhaus- und Kleingewerbeprojekten. Resultie-

rend aus dieser Beobachtung ergibt sich die zweite Untersuchungsgruppe mit Wärmepumpen über 30 kW (bis über 250 kW) im Zusammenhang mit großen Mehrfamilienhäusern, Großgewerbeobjekten oder Nahwärmenetzen wie in Crailsheim und Neckarsulm-Amorbach. Die Zusammensetzung der Gesamtkosten wird in folgender Formel D.2 dargestellt:

$$K = K_{\text{Erdsondenfeld}} + K_{\text{Wärmepumpe}} \quad (\text{D.2})$$

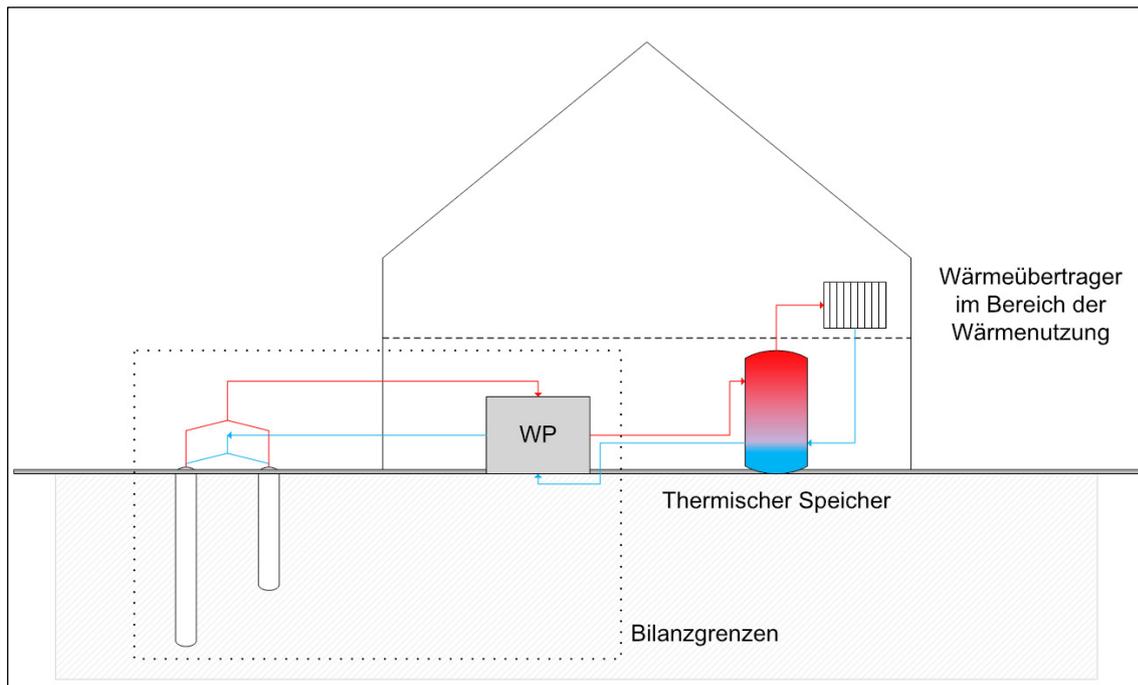


Abb. D-3.2 Angestrebte Bilanzgrenzen der Kostenbetrachtung.

3.1 Herstellkosten für Erdsondenfelder

Für die nachfolgenden Untersuchungen werden die Herstellkosten für Erdsondenfelder in zwei Kategorien aufgeteilt. Diese Aufschlüsselung dient der bilanziellen Abgrenzung und ggf. der Ermittlung von Hauptkostenfaktoren entsprechend Formel D.3.

$$K_{\text{Erdsondenfeld}} = (a \cdot K_{\text{ES}}) + K_{\text{SFK}} \quad (\text{D.3})$$

3.1.1 Herstellkosten für Einzelsonden über Herstellerpreislisten

Für die Ermittlung der Herstellkosten von Einzelsonden wurden abgerechnete Bauprojekte bzw. Leistungsverzeichnisse als Grundlage verwendet. Es bilden sich die Kostenfaktoren und deren „Unterfaktoren“ heraus, die in Tab. D-3.1 allgemein dargestellt sind. Die Bilanzgrenze liegt am Sondenkopf. Die Kostenfaktoren werden summiert und ergeben die Gesamtkosten für die Herstellung von Einzelsonden gemäß Formel D.4.

$$K_{ES} = K_{ESf1} + K_{ESv1} + K_{ESv2} + K_{ESv3} + K_{ESv4} + K_{ESv5} + K_{ESv6} + K_{ESv7} + K_{ESv8} + K_{ESv9} + K_{ESv10} \quad (D.4)$$

Tab. D-3.1 Übersicht der Kostenfaktoren für Einzelsonden nach Formel D.4.

Kürzel	Kostenfaktor	„Unterfaktoren“
K_{ESf1}	Baustelleneinrichtung	- Erfahrungswert für Baustelleneinrichtung
K_{ESv1}	Umsetzen des Bohrgerätes	- Anzahl der Erdwärmesonden - Erfahrungswert für das Umsetzen des Bohrgerätes
K_{ESv2}	Sondenmaterial	- Sondenlänge - Anzahl der Erdwärmesonden - Mittelwert des Sondenmaterialpreises
K_{ESv3}	Abstandhalter	- Sondenlänge - Anzahl der Erdwärmesonden - Mittelwert des Abstandhalterpreises
K_{ESv4}	Sondengewicht	- Anzahl der Erdwärmesonden - Mittelwert des Sondengewichtspreises
K_{ESv5}	Hinterfüllmaterial	- Volumen der Bohrlöcher - Volumen der Erdwärmesonden - Korrekturfaktor für Klüfte - Mittelwert des Hinterfüllmaterialpreises
K_{ESv6}	Wärmeträgerfluid	- Volumen der Erdwärmesonden - Mittelwert des Wärmeträgerfluids
K_{ESv7}	Verschleiß Bohrkopf	- Sondenlänge - Anzahl der Erdwärmesonden
K_{ESv8}	Entsorgung Bohrgut	- Volumen der Bohrlöcher - Erfahrungswert für die Entsorgungskosten
K_{ESv9}	Druckprüfung	- Anzahl der Erdwärmesonden - Erfahrungswert für die Druckprüfung
K_{ESv10}	Lohnkosten	- Geschwindigkeit des Bohrgerätes - Anzahl der Erdwärmesonden - Sondenlänge - Geschwindigkeit der Verpressmaschine für Hinterfüllmaterial - Volumen des Hinterfüllmaterials - Stundensatz nach Bundesrahmentarifvertrag Bau bzw. SirAdos (BUHSE 2019)

Grundlage für die Schätzung der Herstellkosten ist eine Doppel-U-Sonde aus PE-Material, ermittelt aus den Preislisten von 17 Herstellern. Die Sondenlänge kann im Rahmen von 30 bis 300 m kalkuliert werden. Die Gesteinshärte variiert zwischen drei Kategorien ebenso wie die Wärmeleitfähigkeit des Hinterfüllmaterials. Diese Faktoren müssen durch ein Objekt vorgegeben werden. Der Stundensatz für die Arbeitsleistung entstammt dem Bundesrahmentarifvertrag für Bauleistungen. Aus den Untersuchungen ergeben sich zwei Problemstellungen, die weiterhin variabel betrachtet werden:

- (1) *Bohrgeschwindigkeit*: Diesbezüglich werden Praxiserfahrungen (frdl. Mitteilung A. Gerschel: 10 m/h) den Angaben der Fachliteratur (BKI: 5 m/h nach SPIELBAUER & RUHLAND 2015, 2018; SirAdos: 2 m/h nach BUHSE 2019) gegenübergestellt. Die Abweichungen beeinflussen die Arbeitszeit und die Arbeitsleistung (Lohnkosten). Die Lohnkosten sind mit bis zu 40 % Kostenanteil nicht nur die wirtschaftliche „Stellschraube“ der Herstellkosten für Einzelsonden, sondern auch für die gesamte Kostensystematik.
- (2) *Verschleiß Bohrkopf*: Der Verschleiß des Bohrkopfs wurde ebenfalls aufgrund von Praxiserfahrungen (frdl. Mitteilung A. Gerschel) und mit Rücksprache einzelner Bohrunternehmen integriert. Pauschal werden 5 €/m angenommen.

Die Validierung erfolgt anhand abgerechneter Bauprojekte. Abweichungen werden in Anlehnung an die DIN 276:2018-12 bewertet.

3.1.2 Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion (Verteilerschacht; Gräben; Leitungen)

Wie im vorangegangenen Kapitel erläutert, ergeben sich auch die Posten der Herstellkosten für die Sondenfeldkonstruktion aus abgerechneten Bauprojekten bzw. Leistungsverzeichnissen. Die untere Bilanzgrenze liegt am Sondenkopf und die obere Grenze am Wärmepumpenanschluss. Die Kostenfaktoren und deren „Unterfaktoren“ (Tab. D-3.2) werden summiert und ergeben nach Formel D.5 die Gesamtkosten für die Herstellung von Sondenfeldkonstruktionen.

$$K_{SFK} = K_{SFKv1} + K_{SFKv2} + K_{SFKv3} + K_{SFKv4} \quad (D.5)$$

Um das Sondenfeld zu rationalisieren, wurde in Anlehnung an die Parameterstudie von Herrn M.Sc. Markus Haack und Herrn M.Sc. Prasanth Subramani (zitiert in KRIMMLING & FLANDERKA 2017) die Struktur vereinfacht. Der Verteilerschacht liegt schematisch außerhalb des Sondenfeldes. Der Aufbau ist als einsträngiges, quadratisches oder rechteckiges Modell darstellbar. Die maximale Sondenanzahl beträgt 250 Stück.

Eine Problemstellung bzw. ein Optimierungsansatz liegt in der Auslegung der Verteilerform. Neben oben genanntem Aufbau kann auch ein Verteilerraum im Objekt vorgesehen werden, bei dem Sondenvor- und -rücklauf über zwei Verteilerstränge geregelt wird.

Wie im vorangegangenen Kapitel erfolgt die Validierung anhand abgerechneter Bauprojekte, bei der die Abweichung nach DIN 276:2018-12 bewertet wird.

Tab. D-3.2 Übersicht der Kostenfaktoren für die Sondenfeldkonstruktion nach Formel D.5.

Kürzel	Kostenfaktor	„Unterfaktoren“
K_{SFkv1}	Kosten Zuleitungsgräben	<ul style="list-style-type: none"> - Volumen Erdaushub - Zeitaufwand Erdaushub - Zeitaufwand Erdhinterfüllung - Preis Erdaushub - Preis Erdhinterfüllung
K_{SFkv2}	Kosten Leitungen	<ul style="list-style-type: none"> - Mittelwert des Leitungspreises - Sondenabstand - Anzahl der Erdwärmesonden - Abstand Sonde – Verteilerschacht - Abstand Verteilerschacht – Gebäude - Spez. Preis für Lohn und Material lt. SirAdos (BUHSE 2019)
K_{SFkv3}	Verteilerschacht	<ul style="list-style-type: none"> - Anzahl der Sonden - Mittelwert spezifischer Preis je angeschlossener Sonde
K_{SFkv4}	Lohnkosten Verteilerschacht	<ul style="list-style-type: none"> - Geschwindigkeit Einbringen des Verteilerschachtes - Volumen Erdaushub für Verteiler - Stundensatz nach Bundesrahmentarifvertrag Bau bzw. SirAdos (BUHSE 2019)

3.2 Herstellkosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung

Für die Ermittlung von Herstellkosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung (k_{WP}) werden neben Herstellerpreislisten auch Förderdaten des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle (BAFA 2020) als Basis genutzt. Gegebenenfalls werden Pauschalbeträge aus den Kostensammlungen des Baukostenindex (SPIELBAUER & RUHLAND 2015, 2018) bzw. des SirAdos (BUHSE 2019) herangezogen. Die Kosten für das Erdwärmesondenfeld werden nicht berücksichtigt.

3.2.1 Preislisten von Herstellern

Die Grundlage zur Ermittlung von Herstellkosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung bilden Preislisten von Produzenten und Drittanbietern. Um eine Abstufung der spezifischen Kosten je kW Leistung zu erreichen, wurden Leistungsbereiche von 0,1-10,0 / 10,1-20,0 / 20,1-30,0 kW gebildet (Tab. D-3.3). Die Bilanzgrenze liegt am Sondenanschlusspunkt zur Wärmepumpe und vor dem thermischen Speicher sowie allen nachgelagerten Verteil- und Übertragungsbestandteilen.

Die Gesamtkosten für eine Ziellanlage mit der maximalen Leistung von 30 kW innerhalb der vorgegebenen Bilanzgrenzen ergibt sich aus der Zielleistung multipliziert mit den spezifischen Kosten.

Tab. D-3.3 Spezifische Kosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung über Herstellerpreislisten.

Leistungsbereich P [kW]	Minimum k_{WP} [€/kW]	Median k_{WP} [€/kW]	Maximum k_{WP} [€/kW]
0,1 - 10,0	796,67	1.309,15	2.443,02
10,1 - 20,0	482,33	790,36	1.090,00
20,1 - 30,0	455,76	577,32	822,00

3.2.2 Kostenrahmen über Förderdaten des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle

Für die Erstellung eines Kostenrahmens wurden die Datensätze der „MAP Wärmepumpe Investitionsmatrix Förderungen 2018 – Basis + Innovation“ (frdl. zur Verfügung gestellt von Herrn Luth Wagner, BAFA) als Grundlage verwendet. Insgesamt umfasst diese Matrix 18.348 Datensätze über geförderte Wärmepumpen mit verschiedener Technologie, Leistung und Einbauvariante. Für die Datenaufbereitung stehen Sole-Wärmepumpen ohne Erdwärmesonden im Fokus, die im Rahmen von Neubauprojekten installiert wurden. Es handelt sich um 1.589 Datensätze bzw. abgerechnete Projekte. Um eine Abstufung der spezifischen Kosten je kW Leistung zu erreichen, wurden Leistungsbereiche von 0,1-10,0 / 10,1-20,0 / 20,1-30,0 kW gebildet, um die Datensätze zu gruppieren (Tab. D-3.4).

Der Kostenrahmen, also unter Berücksichtigung von ± 40 % Abweichung, für die Gesamtkosten einer Zielanlage mit maximaler Leistung von 30 kW ergibt sich zunächst aus der Multiplikation der Zielleistung mit dem Median der spezifischen Kosten.

Tab. D-3.4 Spezifische Kosten für Wärmepumpen im Neubau ohne Erdwärmesonden auf Grundlage der Förderdaten des Bundesamtes für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle.

Leistungsbereich P [kW]	Minimum k_{WP} [€/kW]	Median k_{WP} [€/kW]	Maximum k_{WP} [€/kW]
0,1 - 10,0	554,72	2.598,96	4.999,70
10,1 - 20,0	426,55	1.458,72	4.681,68
20,1 - 30,0	410,00	799,08	2.102,80

3.3 Herstellkosten für Wärmepumpen über 30 kW Leistung – Preislisten von Herstellern

Basis für die Betrachtung der Herstellkosten für Wärmepumpen über 30 kW Leistung bilden die Preislisten von insgesamt acht Herstellern und Drittanbietern. In Anlehnung an die Leistungsabstufung bei Wärmepumpen unter 30 kW erfolgt auch hier eine Unterteilung, zunächst jedoch in 30,1-40,0 kW und 40,1-50,0 kW. Darüber hinaus unterteilen sich die Leistungsstufen dann in 50 kW-Intervallen (Tab. D-3.5). Die Bilanzgrenze liegt

am Sondenanschlusspunkt zur Wärmepumpe und vor dem thermischen Speicher sowie allen nachgelagerten Verteil- und Übertragungsbestandteilen.

Tab. D-3.5 Spezifische Kosten für Wärmepumpen über 30 kW Leistung im Neubau ohne Erdwärmesonden auf Grundlage von Herstellerpreislisten.

Leistungsbereich P [kW]	Minimum k_{WP} [€/kW]	Median k_{WP} [€/kW]	Maximum k_{WP} [€/kW]
30,1 - 40,0	408,58	491,74	655,69
40,1 - 50,0	377,44	468,85	613,16
50,1 - 100,0	242,03	376,11	502,82
100,1 - 150,0	229,78	330,94	402,53
150,1 - 200,0	183,82	274,99	410,96
> 200,0	261,37	318,18	348,10

Die Kosten für Wärmepumpen über 30 kW ergeben sich aus der Multiplikation des Medians der spezifischen Kosten in €/kW mit der Zielleistung in kW. Den aufgeführten Datensätze wurden zudem die Objekte aus der Untersuchung der Herstellkosten für Wärmepumpen unter 30 kW Leistung angefügt.

Aufgrund des Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 85,21\%$ kann auf Basis der Herstellerpreislisten für Wärmepumpen von 0 bis über 200 kW die Kostenfunktion D.6 angenommen und validiert werden (Abb. D-3.3).

$$k_{WP} = 2.935,4 \cdot P^{-0,474} \quad (\text{D.6})$$

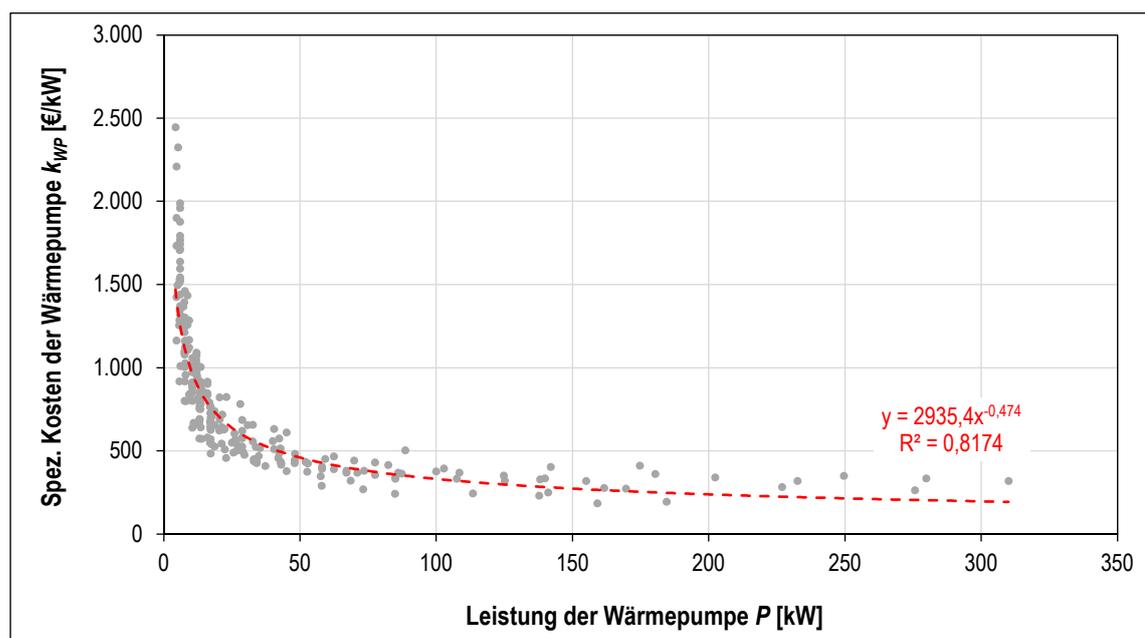


Abb. D-3.3 Spezifische Kosten für Wärmepumpen bis über 250 kW Leistung auf der Grundlage von Herstellerpreislisten.

4 Ergebnisse

Um die Kostenfunktion zu validieren, wurde ein Basisobjekt konstruiert und mit einem abgerechneten Projekt verglichen. Grundlage für das Basisobjekt bildet hierfür ein Nichtwohngebäude. Die Abweichung der kalkulierten Kosten von den realen Kosten sollte möglichst im Rahmen von $\pm 40\%$ liegen.

4.1 Basisobjekt und Vergleichsobjekt zur Validierung

4.1.1 Basisobjekt

Für das Basisobjekt wurde auf die Parameterstudie von Herrn M.Sc. Prasanth Subramani und Herrn M.Eng. Markus Haack (zitiert in KRIMMLING & FLANDERKA 2017) zurückgegriffen. Tab. D-4.1 stellt die erforderlichen Daten zur Kalkulation dar.

Tab. D-4.1 Primärdaten Basisobjekt (gemäß Parameterstudie Subramani & Haack, in KRIMMLING & FLANDERKA 2017).

Eigenschaft	Einheit	Wert
Objektart		L-förmiges Bürogebäude [Nichtwohngebäude]
Leistung der Wärmepumpe P	[kW]	239,04
Gesamtsondenlänge l	[m]	4.000
Sondenanzahl/-länge a/l	[Stk./m]	20/200; 32/125; 40/100; 80/50; 160/25; 200/20
Sondenabstand	[m]	1; 2; 3; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10
Datenbasis	[Jahr]	2018

4.1.2 Vergleichsobjekt

Für das Vergleichsobjekt wurde auf das Pilotprojekt „Nahwärmeversorgung und Erdsonden-Wärmespeicher“ in Neckarsulm-Amorbach (BAUER et al. 2013) zurückgegriffen. Tab. D-4.2 fasst die erforderlichen Primärdaten für die Kalkulation zusammen.

Tab. D-4.2 Primärdaten Vergleichsobjekt (Pilotprojekt Neckarsulm-Amorbach, nach BAUER et al. 2013).

Eigenschaft	Einheit	Wert
Objektart		Diverse Wohneinheiten; Schule mit Sporthalle; Ladenzentrum
Leistung der Wärmepumpe P	[kW]	120,0
Gesamtsondenlänge l	[m]	15.840
Sondenanzahl/-länge a/l	[Stk./m]	528/30
Sondenabstand	[m]	1,5; 2,5
Datenbasis	[Jahr]	2013

4.2 Herstellkosten für Erdwärmesondenfelder und erdgekoppelte Wärmepumpen

4.2.1 Basisprojekt

Anhand der Kostenparameter und auf der Grundlage der Primärdaten des Basisobjektes wurden die Herstellkosten für die Summe der Einzelsonden, die Sondenfeldkonstruktion und die Wärmepumpe kalkuliert. Die Ergebnisse der Kalkulation sind exemplarisch in Tab. D-4.3 dargestellt. Das Spektrum der Gesamtkosten stellt den Einfluss der Sondenfeldgestaltung dar, insbesondere im Hinblick zu den Faktoren Sondenanzahl, -tiefe und -abstand. Die Herstellerpreislisten des Sondenmaterials lassen eine Kalkulation der Sondentiefe ab 30 m Länge zu.

Tab. D-4.3 Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion für das Basisobjekt.

Parameter	Einheit	Wert		
Leistung Wärmepumpe P	[kW]	239,04		
Gesamtsondenlänge l	[m]	4.000		
Einzelsondenlänge l	[m]	200	100	20
Sondenanzahl α	[Stk.]	20	40	200
Sondenabstand	[m]	1	5	10
Kosten Einzelsonden K_{ES}	[€]	215.717,67	215.250,98	425.291,32
Kosten Sondenfeld $K_{Erdsondenfeld}$	[€]	8.382,44	21.284,44	141.584,17
Kosten Wärmepumpe K	[€]	52.329,05	52.329,05	52.329,05
Kalkulierte Gesamtkosten K_{SFK}	[€]	276.429,16	288.864,46	619.204,54

4.2.2 Vergleichsobjekt

Die Werte der Kalkulation vom Basisobjekt wurden anhand von Vergleichsobjekten validiert, wovon das Pilotprojekt in Neckarsulm-Amorbach beispielhaft dargestellt wird (BAUER et al. 2013). Anhand der vorgefassten Kostenparameter und unter Berücksichtigung weiterer Rahmenbedingungen wie der Platzierung des Verteilerschachtes wurden die Herstellkosten für dieses Projekt kalkuliert (Tab. D-4.4).

Das Ergebnis der Kalkulation zeigt eine Abweichung von 6-8 % (keine eindeutige Zuordnung der Sondenabstände) zu den realen Kosten, wobei diese durch den Baukostenindex angepasst wurden. Ziel der Validierung war eine maximale Abweichung von 40 %. Diese Abweichung wurde bei Vergleichsobjekten aus der BKI-Kostensammlung mit Einfamilienhäusern, Kleingewerbe und Mehrfamilienhäusern teilweise ausgeschöpft (SPIELBAUER & RUHLAND 2015, 2018).

Tab. D-4.4 Herstellkosten der Sondenfeldkonstruktion für das Vergleichsobjekt.

Parameter	Einheit	Wert	
Leistung Wärmepumpe P	[kW]	120,0	
Gesamtsondenlänge l	[m]	15.840	
Einzelsondenlänge l	[m]	30	
Sondenanzahl a	[Stk.]	528	
Sondenabstand	[m]	1,50	2,50
Kosten Einzelsonden K_{ES}	[€]	1.113.585,08	1.113.585,08
Kosten Sondenfeld $K_{Erdsondenfeld}$	[€]	209.737,51	228.927,47
Kosten Wärmepumpe K	[€]	36.418,04	36.418,04
Kalkulierte Gesamtkosten K_{SFK}	[€]	1.359.740,63	1.378.930,60
Reale Kosten K_{SFK}	[€]	1.472.445,71	
Abweichung ΔK_{SFK}	[%]	8	6

4.3 Zusammenführung der Kalkulationsfunktionen

Anhand der skizzierten Vorgehensweise zur Erfassung der Kosten ergibt sich eine Gesamtkostenfunktion für Wärmepumpen mit Erdwärmesonden. Diese Kostenfunktion differenziert sich nach dem Schema aus Abb. D-4.1. Das Ziel ist die Darstellung der Herstellkosten unter Vorgabe der Eckdaten aus der Parameterstudie von Herrn M.Sc. Prasanth Subramani und Herrn M.Eng. Markus Haack (zitiert in KRIMMLING & FLANDERKA 2017).

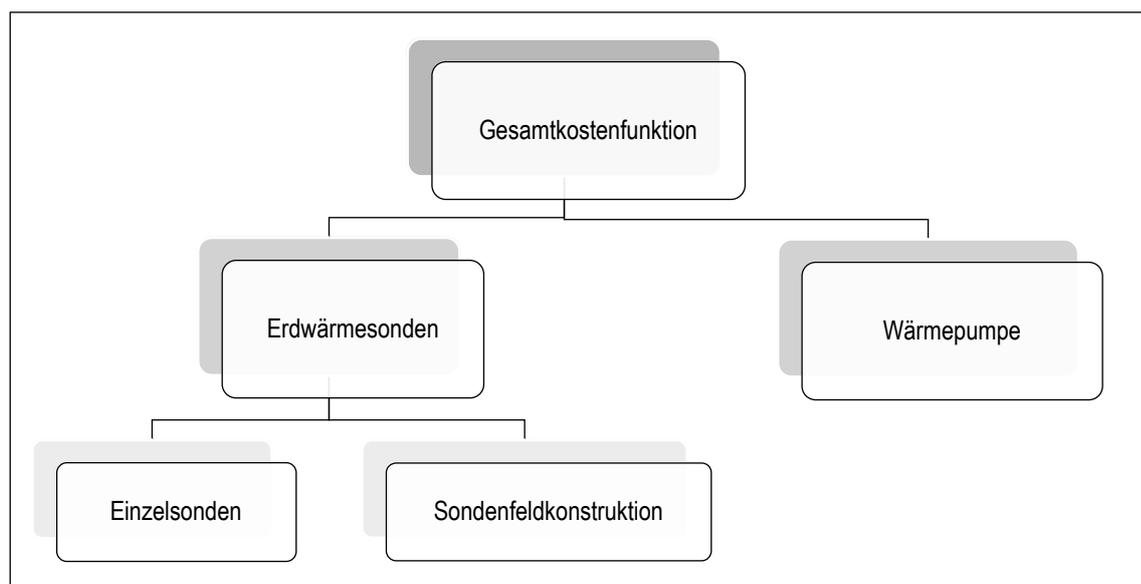


Abb. D-4.1 Schema Gesamtkostenfunktion.

4.3.1 Kostenfunktion „Einzelsonden“

Die Kostenfunktion „Einzelsonden“ D.7 umfasst die Herstellungskosten für die Summe aller im Feld verbauten Doppel-U-Sonden von der unteren Sondenabgrenzung bis zum Sondenkopf (Variablenerläuterung vgl. Symbolverzeichnis).

$$\begin{aligned}
 K_{ES} = & P_{BE} + X_{\text{Hinterfüllmaterial}} \cdot \left(\rho \cdot a \cdot l \cdot \left(1,2 \cdot \left(\frac{d_{\text{Bohrung}}^2 \cdot \pi}{4} - 4 \cdot \frac{d_{\text{Sonde}}^2 \cdot \pi}{4} \right) \right) \right) \\
 & + P_{\text{Umsetzung}} \cdot (a - 1) + P_{\text{Entsorgung}} \cdot a + X_{\text{Fluid}} \cdot \left(4 \cdot \frac{\rho \cdot d_{\text{Sonde}}}{4} \cdot a \cdot l \right) \\
 & + X_{\text{Erdsonde}} \cdot l \cdot a + P_{\text{Verschleiß}} \cdot a \cdot l + X_{\text{Abstandhalter}} \cdot ((a \cdot l \cdot e) - a) \\
 & + X_{\text{Sondengewicht}} \cdot a + P_{\text{Druck}} \cdot a + B \cdot L \cdot (T_l \cdot l) \\
 & + T_{\text{Hinterfüllung}} \cdot \left(\rho \cdot a \cdot l \cdot \left(1,2 \cdot \left(\frac{d_{\text{Bohrung}}^2 \cdot \pi}{4} - 4 \cdot \frac{d_{\text{Sonde}}^2 \cdot \pi}{4} \right) \right) \right)
 \end{aligned} \tag{D.7}$$

Voranstehende Formel D.7 gilt

- für 32 mm-PE-Sonden im Bereich von 30-170 m Sondenlänge und
- für 40 mm-PE-Sonden im Bereich von 50-300 m Sondenlänge.

Grundsätzlich ergibt sich am Fallbeispiel der Parameterstudie die Aussage, dass wenige lange Sonden geringere Herstellungskosten verursachen als viele kurze Sonden bei gleichbleibender Gesamtsondenlänge. Der Einsatz von 100 m-Sonden lässt jedoch eine Art „wirtschaftlichen Sattelleffekt“ erkennen (Abb. D-4.2).

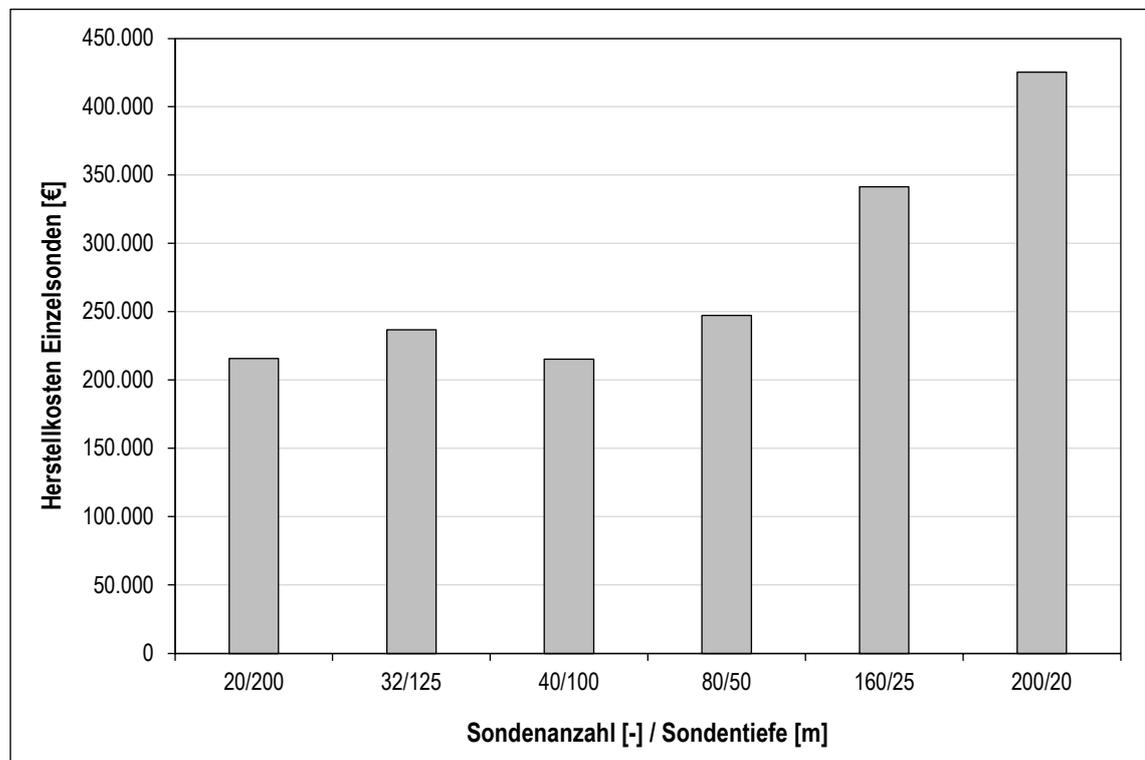


Abb. D-4.2 Herstellkosten für Einzelsonden der Parameterstudie.

Die Preislisten der Hersteller sind an die maximale Bohrtiefe von 100 m ohne bergrechtlichen Genehmigungsbedarf angepasst und somit kostengünstiger als vergleichbare Sondenfelder (bei gleichbleibender Gesamtsondenlänge) mit 50 / 125 m-Sonden. Im Zusammenhang mit der energetisch-optimierten Auslegung stehen somit zwei wirtschaftliche Optionen zur Auswahl.

Die auf Erfahrungswerten basierte Faustformel für die Erdsondenkosten von 50-100 €/m kann unter Berücksichtigung steigender Baukosten (Fallbeispiel Parameterstudie: 54-106 €/m) bestätigt werden. Mit bis zu 30 % Kostenanteil bestätigt sich der Arbeitslohn und somit die Arbeitszeit als Hauptkostenfaktor. Über diese Stellgröße, insbesondere über die Bohrgeschwindigkeit im Zusammenhang mit der zu erwartenden Gesteinhärte, lassen sich die Gesamtkosten optimieren.

Mit steigender Sondenfeldgröße (in Bezug auf die Sondenanzahl) steigt der Einfluss der Kosten für das Umsetzen des Bohrgerätes.

4.3.2 Kostenfunktion „Sondenfeldkonstruktion“

Die Kostenfunktion „Sondenfeldkonstruktion“ D.8 umfasst die Herstellkosten für das Sondenfeld ab dem Sondenkopf, über Graben- und Verteileraushub sowie Leitungs- und Verteileranschluss (Variablenerläuterung vgl. Symbolverzeichnis). Die Feldform ist als einstrangige, rechteckige und quadratische Variante kalkulierbar. Der Verteilerschacht muss außerhalb des Gebäudes und zwischen Sondenfeld und Gebäude eingebaut werden. Die Sondenabstände sind getaktet in 0,5 m-Intervallen und skalierbar bis 15 m. Die maximale Sondenanzahl beträgt 250 Stück.

$$K_{SFK} = E_{Leitungen} \cdot X_{Erdaushub} \cdot X_{Erdhinterfüllung} + S \cdot X_{Leitungen} + a \cdot X_{Verteilerschacht} + (a \cdot T_{Sondenanbindung} \cdot L + E_{Verteiler} \cdot X_{Hinterfüllung} + E_{Verteiler} \cdot X_{Erdaushub}) \quad (D.8)$$

Die Untersuchungsergebnisse zum Thema „Sondenfeldkonstruktion“ werden an einem fiktiven Beispiel von einem Sondenfeld mit 100 Sonden dargelegt (Abb. D-4.3). Dabei zeigt sich, dass bei diesem fiktiven Beispiel (Auswahl aufgrund der Möglichkeit eine einstrangige, rechteckige und quadratische Form zu kalkulieren) grundsätzlich nur geringe Kostenunterschiede mit verschiedenen Feldformen zu erwarten sind und bei einem Abstand von etwa 7 m die Werte nahezu identisch sind. Bei kurzen Sondenabständen bis etwa 6 m ist die Konstruktion als einstrangige Variante kostengünstiger und ab etwa 8 m die Variante als quadratische Feldform. Diese Unterschiede haben ihre Ursache zum Einem in der Querverbindung zwischen Feld und Verteilerschacht und zum Anderem in der Kompaktheit. Bei einem einstrangigen 100-Sondenfeld mit 8 m Sondenabstand erreicht man bereits einen Gesamtabstand von 792 m. Als quadratische Variante zeigt sich eine maximale Ausdehnung von lediglich 72 m.

Unabhängig von dem angeführten Beispiel zeigen verschiedene Feldgrößen auch Kreuzpunkte der drei Kostenfunktionen bei verschiedenen Sondenabständen (Abb. D-4.3).

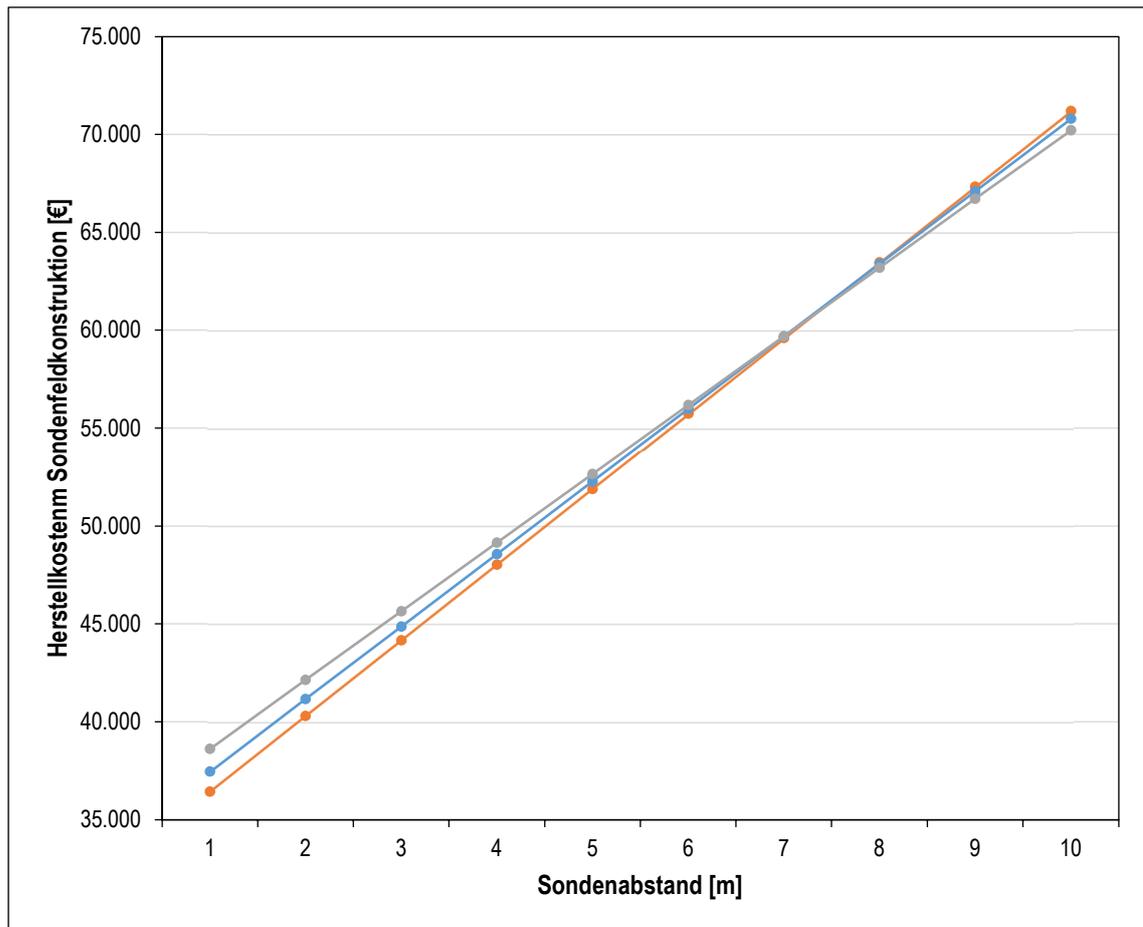


Abb. D-4.3 Vergleich Herstellkosten Sondenfeldkonstruktion.

4.3.3 Kostenfunktion „Wärmepumpe“

Die Kostenfunktion „Wärmepumpe“ D.9 kann auf der Grundlage einer Erfassung von Herstellungskosten unter Berücksichtigung der Bestimmtheit von 85,21 % gemäß Formel D.6 angenommen werden (Variablenerläuterung vgl. Symbolverzeichnis).

$$K_{\text{Wärmepumpe}} = p \cdot k_{WP} \cdot (1 - f) \quad (\text{D.9})$$

Die Gültigkeit umfasst erdgekoppelte Wärmepumpen im Leistungsbereich 4,3 kW (vgl. Viessmann Vitocal 333-G BWT 331.C06) bis 310,0 kW (vgl. OCHSNER Terra Multi Quattro 304 HPLA).

Der Verlauf der k_{WP} -Funktion aus Abb. D-3.3 zeigt mit steigenden Leistungskennwerten sinkende spezifische Kosten. Demnach ist es wirtschaftlicher große Wärmepumpen zu installieren und möglichst viele Elemente (bspw. Wohneinheiten) an dieses Nahwärmenetz anzuschließen. Die Förderung des Bundesministeriums für Wirtschaft und Ausführung wurde zum 30.12.2019 insofern angepasst, dass jede Wärmepumpe im Neubau (unter Erfüllung der Voraussetzungen) mit 35 % der anrechenbaren Kosten gefördert wird (BAFA 2020).

5 Zusammenfassung und Ausblick

Es gibt diverse anlagentechnische und konstruktive Parameter, die die Herstellkosten von Gebäuden mit erdgekoppelten Wärmepumpen beeinflussen. Die Ausprägungen der einzelnen Kostenfaktoren sind dabei je nach Anlagen- und Sondenfeldgestaltung sehr verschieden. Die Lohnkosten sind in vielen Konfigurationsvarianten der größte Kostenanteil. Es wurde gezeigt, dass die Kosten für die Wärmepumpe spezifisch zur Anlagenleistung sinken und nicht wie angenommen bei Großanlagen über 100 kW wieder ansteigen. Dabei sollte der Einfluss der aktuellen Förderumgebung vom Gesetzgeber berücksichtigt werden.

Auf der Seite der Sonden unterscheidet diese Untersuchung zwischen den Kosten aus der Summe der Einzelsonden und aus der Feldkonstruktion. Bei konstanten Rahmenbedingungen zeigt sich pauschal ein stetiger Kostenanstieg von kleinen Sondenfeldern mit langen Sonden hin zu großen Sondenfeldern mit kurzen Sonden, aber bei der Verwendung von 100 m-Sonden ergibt sich ein kostentechnischer Sattelleffekt. Begründet wird dieser Effekt mit der häufigeren Verwendung im Zusammenhang mit der Ausreizung des Erdsondenbaus ohne bergrechtliche Genehmigung.

Um die Herstellkosten für Wärmepumpen mit Erdwärmesonden zu optimieren, ist folgende grundsätzliche Handlungsanweisung zu beachten:

- (1) Verbau geringer Sondenanzahl mit großer Sondenlänge
- (2) Nutzung kurzer Sondenabstände bei einsträngiger Feldform bzw. großer Sondenabstände bei quadratischer Feldform
- (3) Nutzung von Wärmepumpen mit großer Leistung und Ausnutzung aktueller Fördermittelprogramme (bis 2019 wurde jede einzelne Wärmepumpe pauschal gefördert, wodurch alternativ mehrere Wärmepumpen eingebaut wurden, um die gleiche Leistung zu erreichen wie eine einzelne Wärmepumpe)

Eine Möglichkeit, die kostenrechnerischen Aspekte einer Wärmepumpe mit Erdsonden zu erweitern, wäre die Betrachtung über den gesamten Betriebszeitraum. Dabei würden neben den Investitionskosten zudem Betriebskosten sowie Rückbaukosten in die Untersuchung einfließen.

Literaturverzeichnis

- BAUER, D.; HEIDEMANN, W. & MÜLLER-STEINHAGEN, H. (2007): Der Erdsonden-Wärmespeicher in Crailsheim. – Ber., 17. Symp. Thermische Solarenergie, 09.-11.05.2007: 10 S.; Bad Staffelstein.
- BAUER, D.; HEIDEMANN, W.; MARX, R.; NUßBICKER-LUX, J.; OCHS, F. & DRÜCK, H. (2013): Wissenschaftlich-technische Begleitung des Förderprogramms Solarthermie2000plus zur solar unterstützter Nahwärme und Langzeit-Wärmespeicherung. – veröff. Ber.: 316 S.; Universität Stuttgart.
- BUHSE, F. (2019): SirAdos Baupreishandbuch 2019 Gebäudetechnik. – WEKA MEDIA GmbH & Co. KG, 1. Auflage: 412 S.; Kissing.
- BAFA, BUNDESAMT FÜR WIRTSCHAFT UND AUSFUHRKONTROLLE (2020): Förderübersicht: Heizen mit erneuerbaren Energie 2020. – veröff. Datenblatt, Stand 21.01.2020.
- DIN 276:2018-12, Kosten im Bauwesen (Building costs, Coûts de bâtiment et de travaux publics (btp)).
- JAGNOW, K.; SELL, I. & WOLFF, D. (2001): Kostenfunktionen für Komponenten der Heizung, Lüftung und Trinkwarmwasserbereitung für Wohnbauten. Investitionskostenfunktionen TGA. – veröff. Ber.: 39 S.; Fachhochschule Braunschweig/Wolfenbüttel; Braunschweig.
- KOCHENDÖRFER, B.; LIEBCHEN, J.H. & VIERING, M.G. (2006): Bau-Projekt-Management. – B. G. Teubner Verlag; 3. Auflage: 266 S.; Wiesbaden.
- KRIMMLING, J.; DEUTSCHMANN, J.; PREUß, A. & RENNER, E. (2014): Atlas Gebäudetechnik: Grundlagen, Konstruktionen, Details. – Verlagsgesellschaft Rudolf Müller GmbH & Co. KG, 2. Aufl.: 456 S.; Köln.
- KRIMMLING, J. & FLANDERKA, O. (2017): Energiebedarf von Bürogebäuden: Richtwerte und Einflussparameter für die Planung. – Fraunhofer IRB Verlag: 162 S.; Stuttgart.
- PERSDORF, P.; RUESCH, F.; HALLER, M.Y.; WAGNER, R. & KÜLLING, N. (2015): RegenOpt - Optionen zur Vermeidung nachbarschaftlicher Beeinflussung von Erdwärmesonden: energetische und ökonomische Analyse. – veröff. Ber. HSR Hochschule für Technik Rapperswil i. A. Stadt Zürich / Amt für Hochbauten: 37 S.; Zürich.
- ROHNER, E. (2017): Tagungsbericht „WP-/EWS – Technik update 2017“; Geowatt AG; Spreitenbach (Schweiz).
- SPIELBAUER, H. & RULAND, K.-P. (2015): BKI Kostenplanung - Objektdaten - Technische Gebäudeausrüstung G4 - Kosten abgerechneter Bauwerke. – BKI Baukosteninformationszentrum; Stuttgart.
- SPIELBAUER, H. & RULAND, K.-P. (2018): BKI Kostenplanung - Objektdaten - Technische Gebäudeausrüstung G5 - Kosten abgerechneter Bauwerke. – BKI Baukosteninformationszentrum; Stuttgart.



Hochschule
Zittau/Görlitz
UNIVERSITY OF APPLIED SCIENCES



Europäische Union

Europa fördert Sachsen.



Europäischer Sozialfonds

Abschlussbericht zum Forschungsprojekt:

**Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden
beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen**

Kapitel E: Systematische Betrachtung von Mängeln und Schadensfällen an Erdwärme- pumpenanlagen und ihre Ursachen

Dipl.-Ing. (FH) Thomas Schäfer

Fakultät für Wirtschaftswissenschaften und Wirtschaftsingenieurwesen

SCHÄFER, T. (2021): Systematische Betrachtung von Mängeln und Schadensfällen an Erdwärmepumpenanlagen und ihre Ursachen. – in: GERSCHEL, A.; HERLING, M.; SCHÄFER, T.; STÖCKMANN, L.; SUBRAMANI, P.; WALTER, T.; SCHÜTTE, T.; KRIMMLING, J. & MEINERT, J. (2021): Thermische Speichervorgänge im Umfeld von Erdwärmesonden beim Heizen und Kühlen von Gebäuden mit Wärmepumpen. – Abschlussbericht, HSZG (Hrsg.), **2771**: 245-265; Zittau.

Abbildungsverzeichnis

Abb. E-3.1	Festgestellte Mängel an Wärmepumpenanlagen (nach SIMON et al. 2017).....	249
Abb. E-3.2	Erkannte Ursachen der Mängel (nach SIMON et al. 2017).....	250
Abb. E-3.3	Maßnahmen zur Mängelbeseitigung (nach SIMON et al. 2017).	251
Abb. E-3.4	Im Zuge der Mängelbeseitigung ausgetauschte Komponenten (nach SIMON et al. 2017).....	251
Abb. E-3.5	Alter der Wärmepumpenanlage bei der Mängelanzeige (nach SIMON et al. 2017).	252
Abb. E-4.1	Schnittdarstellung Sonde (aus KAHNT et al. 2009).	253
Abb. E-4.2	Schema der Wärmepumpe ohne Kühlkreislauf (aus KAHNT et al. 2009)....	254
Abb. E-4.3	Schema des separaten Sondenkühlsystems (aus KAHNT et al. 2009)....	255
Abb. E-4.4	Prozessdiagramm zur Einordnung von Ursachen und Auswirkungen der betrachteten Schadensfälle (aus GRIMM et al. 2014).	258
Abb. E-4.5	Verteilung der Schadensfälle (nach PK GEOTHERMIE 2011).....	260
Abb. E-4.6	Häufigkeit der Schadensfälle (nach PK GEOTHERMIE 2011).....	261
Abb. E-5.1	Schadenssystematik für Erdwärmepumpenanlagen.	263

Tabellenverzeichnis

Tab. E-4.1	Zustand der Bohrlochverfüllung an der HSZG (nach KLINK 2014).....	256
Tab. E-4.2	Auswirkungen der Gefährdungspotenziale (nach PK GEOTHERMIE 2011).....	262

Abkürzungsverzeichnis

Kürzel	Wortlaut
EWS	Erdwärmesonde
HSZG	Hochschule Zittau / Görlitz
PE	Polyethylen-Kunststoff
WP	Wärmepumpe

1 Ausgangssituation und Problemanalyse

Die Untersuchungsgegenstände des vorliegenden Beitrags sind innovative Heiz- und Kühlkonzepte für Gebäude mit Wärmepumpenanlagen. Mit einem Vorgängerprojekt an der Hochschule Zittau/Görlitz konnte für Wärmepumpenanlagen mit Erdwärmesonden, zusätzlich zu den energetischen und ökonomischen Aspekten, ein Forschungsbedarf zur konstruktiven Gestaltung und zur bautechnischen Ausführung solcher Anlagen identifiziert werden. Bei diesen Forschungen liegt der Fokus auf der Nutzung der Erdwärmesonde als Wärmequelle und -senke. In diesem Kapitel liegt der Untersuchungsschwerpunkt auf der Identifizierung von baupraktischen Aspekten in den Bereichen Werkstoffe und Konstruktion. Damit sollen zukünftig Schäden durch die Installation und den Betrieb solcher Anlagen vermieden werden. Die Erfahrungen aus dem Betrieb einer Pilotanlage an der Hochschule und die Analyse von Bestandsanlagen dienen als Grundlage um Schadensfälle systematisch hinsichtlich ihrer Ursachen und möglichen Ansätzen zu deren Vermeidung zu dokumentieren. Durch diese Arbeit soll Praktikern eine Handreichung gegeben werden, um über konstruktive und materialtechnische Veränderungen, zukünftige Wärmepumpenanlagen mit Erdwärmesonden energetisch und ökonomisch zu verbessern und Langzeitschäden vorzubeugen.

2 Zielstellung

Ziel des vorliegenden Kapitels ist es, Informationen für die fachgerechte Errichtung von Erdwärmesondenanlagen, mit dem Fokus auf die Sonden und ihr Umfeld, sowie die Vermeidung von Bauschäden und Betriebsunfällen zusammenzutragen, zu analysieren und systematisch auszuwerten. Dabei wird der Lebenszyklus einer Anlage in den Abschnitten Planung, Bau, Betrieb und Rückbau untersucht. Anschließend erfolgt die systematische Darstellung, von Schadensfällen, Fehlern und Problemen bei der Nutzung von Erdwärmesonden. Durch diese Maßnahmen soll ein energetisch, ökologisch und ökonomisch effizienter Betrieb durch optimierte bauliche Maßnahmen gesichert werden. Abschließend werden aus diesen Erkenntnissen Handlungsempfehlungen für Planung, Bau und Betrieb von Erdwärmesondenanlagen abgeleitet.

3 Bau- und Betriebserfahrungen mit Mängeln an Wärmepumpenanlagen

Für einen Einstieg in das Themenfeld Konstruktion und Werkstofftechnik bei Erdwärmesonden wurden Studien und Berichte zu Mängeln und Fehlern bei Wärmepumpen ausgewertet. In der als Hauptdokument betrachteten Studie „Umfrage zur Fehlerhäufigkeit bei der Planung und Ausführung von Wärmepumpen“ handelt es sich um ein Gemeinschaftsprojekt vom Bauherrenschutzbund e.V. und dem Institut für Bauforschung (SIMON et al. 2017). Zielstellung der Studie war, ausgehend von den aus Fragebögen von ausführenden Handwerksbetrieben, den Bauherrenberatern und Sachverständigen erhaltenen Informationen, Ansätze zu entwickeln, um die Qualität bei Planung und Bau von Wärmepumpenanlagen zu erhöhen. Von der Gruppe der Sachverständigen wurden Angaben zu 527 Anlagen mit Wärmepumpentechnologie für die Studie eingereicht. Von den Bauherrenberatern gab es Auskünfte zu 70 Anlagen. Die teilnehmenden Heizungsbaubetriebe hatten, nach eigenen Angaben, in den letzten fünf Jahren 714 Wärmepumpenheizungsanlagen installiert. Davon gab es bei 63 Anlagen Probleme und Mängel nach der Fertigstellung. Zur besseren Vergleichbarkeit werden für die weitere Auswertung die Anteile der gemeldeten Mängel bzw. Ereignisse im Verhältnis zur Gesamtzahl der gemeldeten Anlagen der jeweiligen Gruppe betrachtet. Da Mehrfachnennungen möglich waren, gibt es Kategorien, bei denen die Summe der einzelnen Antwortmöglichkeiten 100 % übersteigt. Für das Forschungsprojekt wurden die Gründe zur Mängelursache, die Ursachen für die Mängel, die Art der Mängelbeseitigung und das Alter der Anlage bei der Mängelbegutachtung betrachtet.

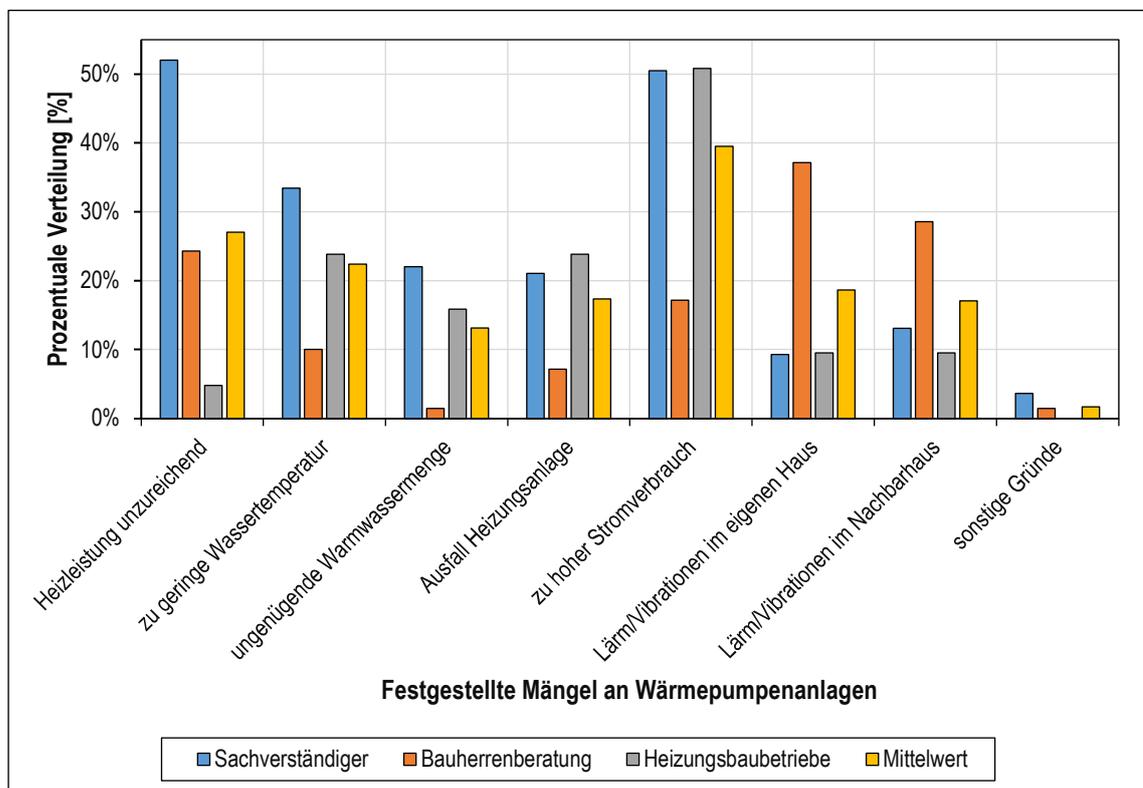


Abb. E-3.1 Festgestellte Mängel an Wärmepumpenanlagen (nach SIMON et al. 2017).

Über die drei Gruppen der Befragten hinweg erfolgten die häufigsten Mängelanzeigen, wenn der Stromverbrauch zu hoch (39 %) oder die Heizleistung unzureichend (27 %) war (Abb. E-3.1). Ein weiterer Schwerpunkt war eine zu geringe Warmwassertemperatur (22 %). Mängelanzeigen wegen zu hohen Stromverbräuchen waren bei Sachverständigen und Heizungsbaubetrieben bei jeder zweiten Mängelanzeige enthalten. Mängel mit der Wärmeversorgung, zu geringe Heizleistung, zu geringe Wassertemperatur, ungenügende Warmwassermenge waren ebenfalls häufig bei Sachverständigen angezeigt. Bei der Bauherrenberatung bilden Mängel durch Lärm/Vibration im eigenen oder Nachbarhaus den größten Anteil der Mängelmeldungen.

Bei den Ursachen der Mängel gibt es über die drei Gruppen ein gemischtes Bild (Abb. E-3.2). Während bei den Sachverständigen jeweils mehrere Planungsfehler als Ursache angezeigt wurden, beschäftigten sich die Bauherrenberater überwiegend mit Ausführungsfehlern. Bei den Heizungsbaubetrieben wurden überwiegend sonstige Ursachen angegeben. Die Kosten der Mängelbeseitigung sind mit durchschnittlich 1.169,23 € je Fall bei den Heizungsbaubetrieben vergleichsweise niedrig.

In den überwiegenden Fällen konnten die Mängel durch das Reparieren oder Austauschen der betroffenen Bauteile behoben werden. Eine Einstellung oder Optimierung der Steuerung führte ebenfalls oft zum Erfolg (Abb. E-3.3). Nur in ca. 10 % der Fälle war es erforderlich das Versorgungskonzept zu wechseln oder die Anlage neu zu planen oder zu ersetzen. Wenn ein Austausch einer oder mehrere Komponenten erforderlich war, bezog sich dieser meistens auf die Wärmepumpe selbst. Oft war auch der Austausch mehrerer Komponenten erforderlich (Abb. E-3.4).

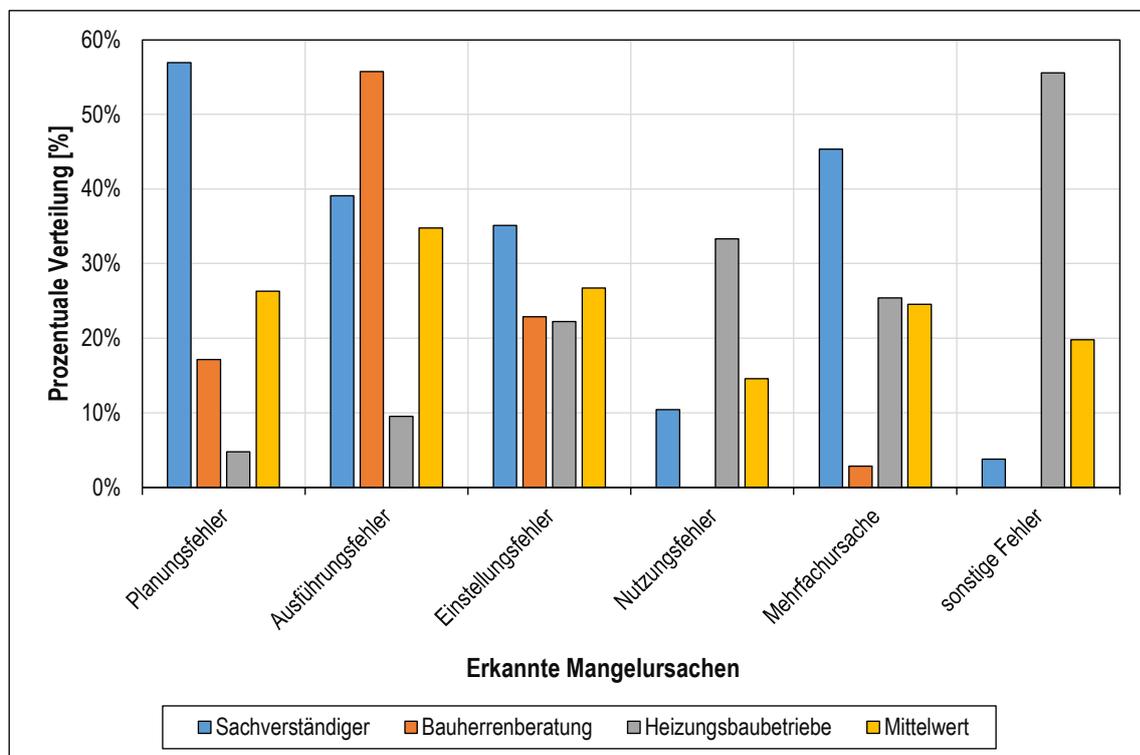


Abb. E-3.2 Erkannte Ursachen der Mängel (nach SIMON et al. 2017).

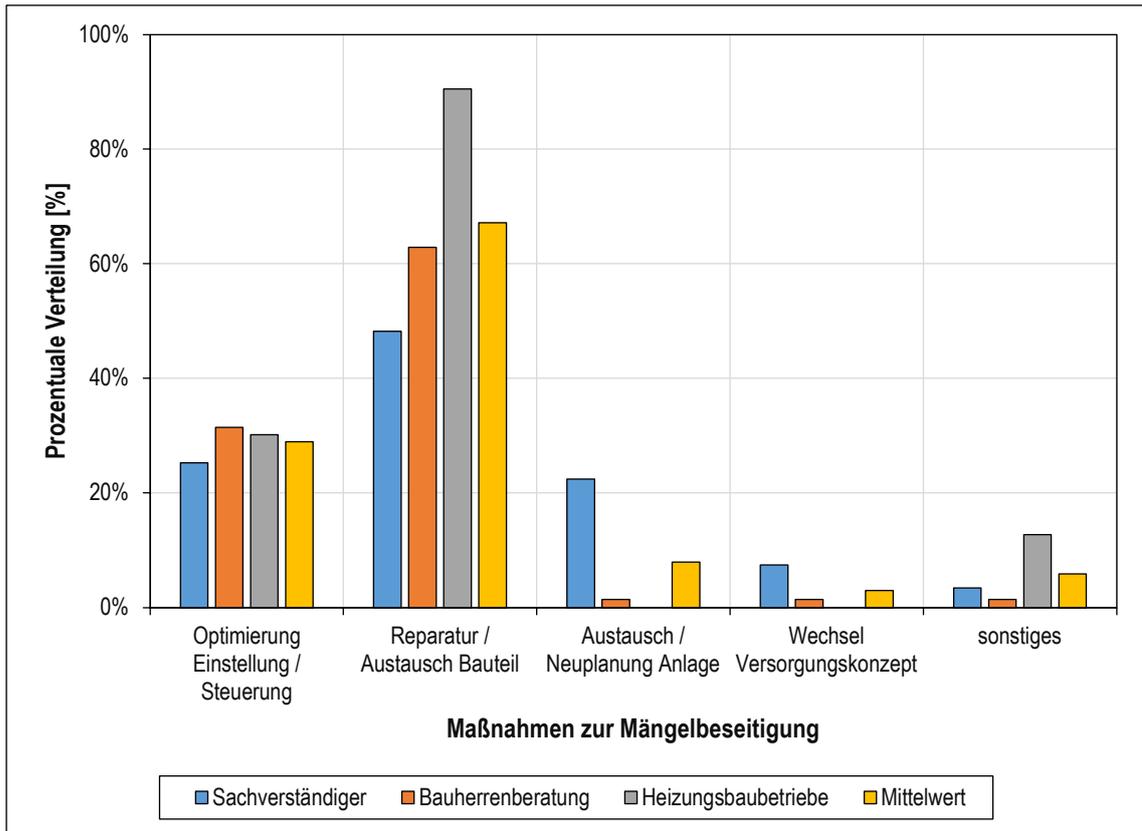


Abb. E-3.3 Maßnahmen zur Mängelbeseitigung (nach SIMON et al. 2017).

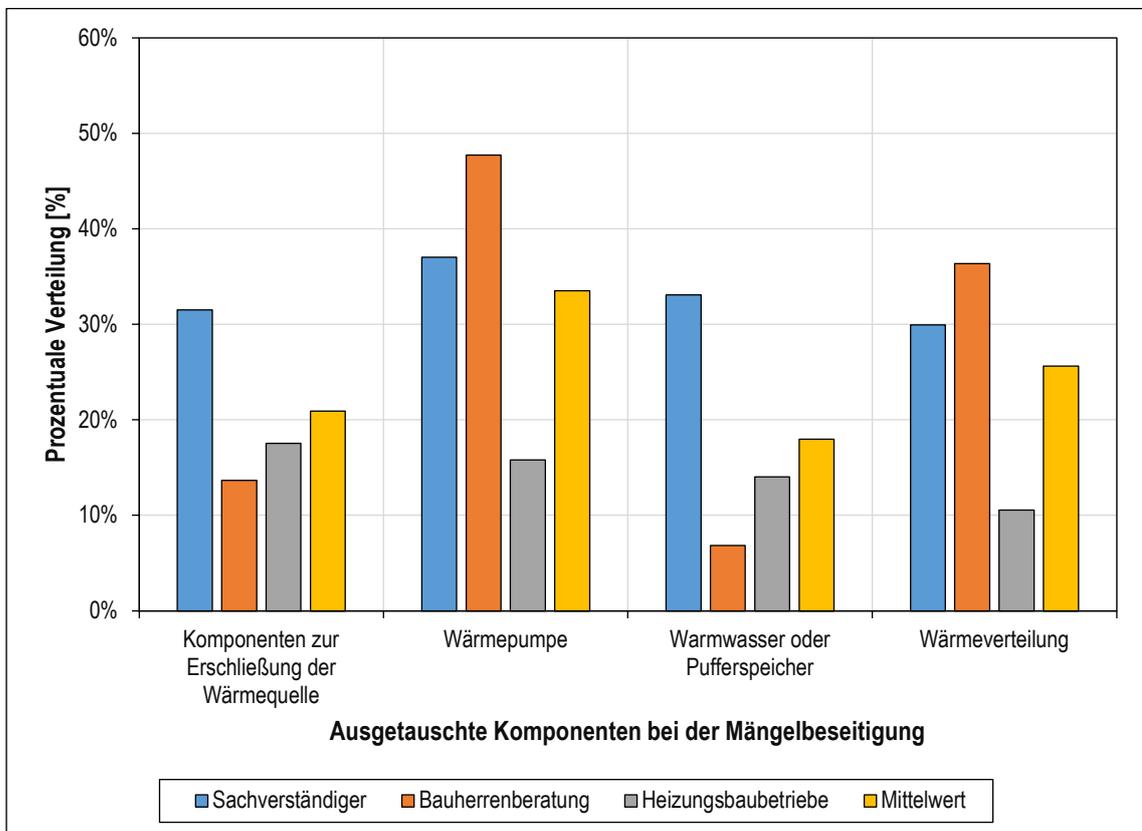


Abb. E-3.4 Im Zuge der Mängelbeseitigung ausgetauschte Komponenten (nach SIMON et al. 2017).

Abschließend fragten SIMON et al. (2017) das Betriebsalter der Anlagen ab, zu welchem die Mängel angezeigt wurden (Abb. E-3.5). Fast 75 % der angezeigten Mängel erfolgten in den ersten zwei Jahren. Es ist daher davon auszugehen, dass bei einer fehlerhaften Anlage diese Probleme bereits früh im Lebenszyklus der Anlage auftreten.

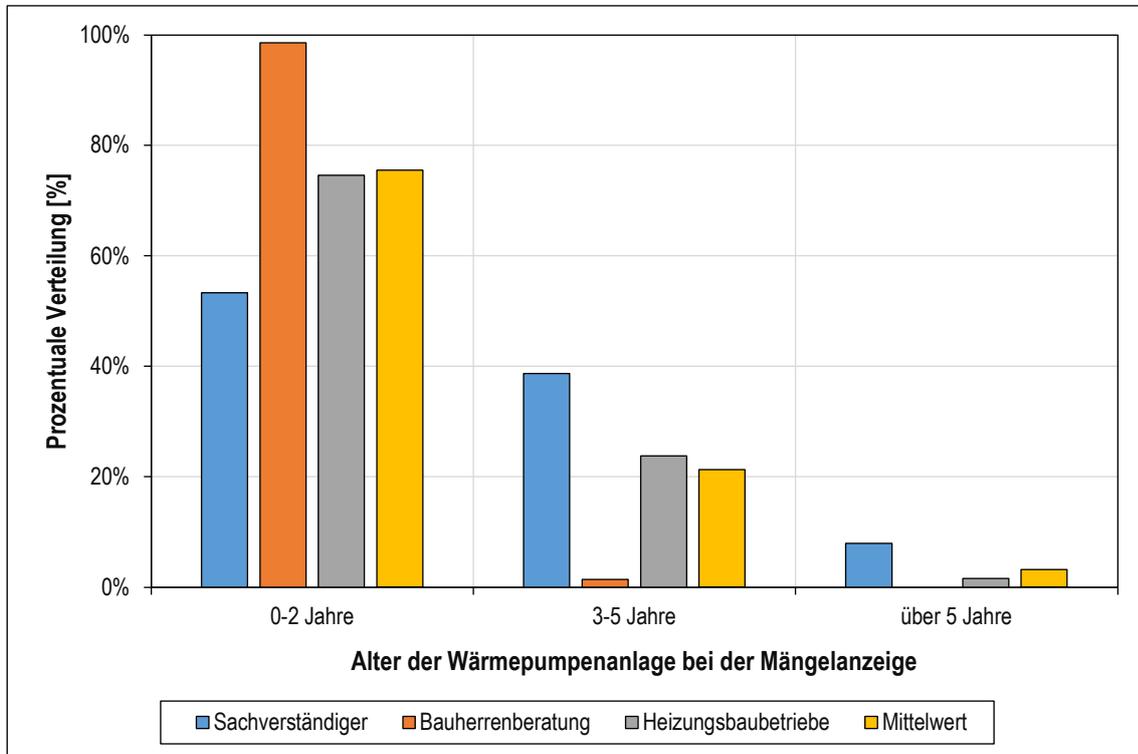


Abb. E-3.5 Alter der Wärmepumpenanlage bei der Mängelanzeige (nach SIMON et al. 2017).

4 Bau- und Betriebsschäden an Erdwärmesondenanlagen im Bestand

4.1 Schadensfälle aus der Praxis

4.1.1 Erfahrung aus Bau und Betrieb einer Direktverdampfer-WP-Anlage an der HSZG

Die in diesem Abschnitt betrachtete Anlage diente an der Hochschule Zittau/Görlitz zur Bereitstellung von Wärme und Kälte für einen Hörsaal und drei Laborgebäude der Hochschule. Das Projekt wurde von der Hochschule zu Forschungszwecken begleitet. Es handelte sich dabei um eine Direktverdampferwärmesonde mit zusätzlichen Kühlkreislauf in den Erdsonden (Abb. E-4.1).

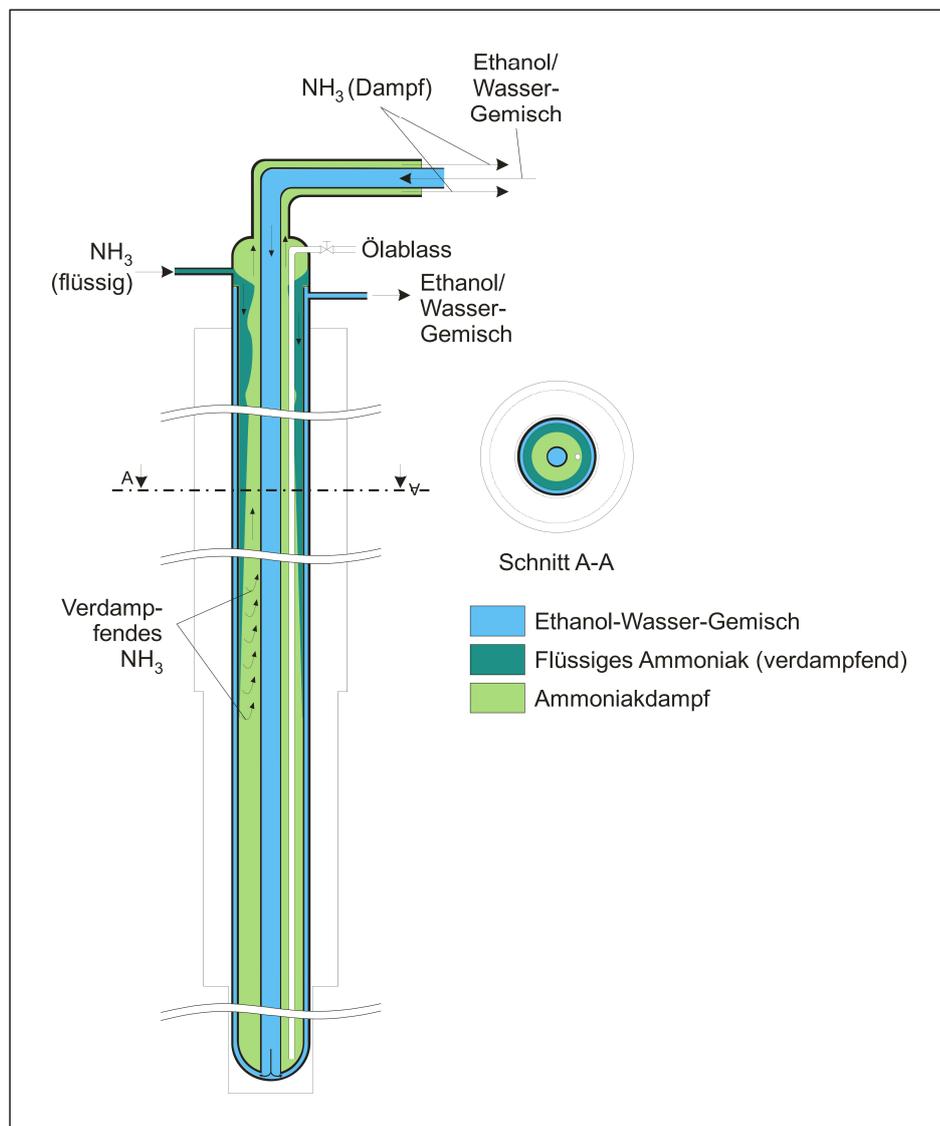


Abb. E-4.1 Schnittdarstellung Sonde (aus KAHNT et al. 2009).

Die Anlage wird durch einen erdgasnutzenden Verbrennungsmotor angetrieben. Für die Wärmeversorgung wurden dabei Umweltenergie, die Wärmeenergie des Verdichtungsprozesses und die Abwärme des Verbrennungsprozesses genutzt. Als Betriebsmittel diente Ammoniak (Abb. E-4.2). Die Kühlung erfolgte im Gegenstromprinzip mit einem Ethanol-Wasser Gemisch (Abb. E-4.3).

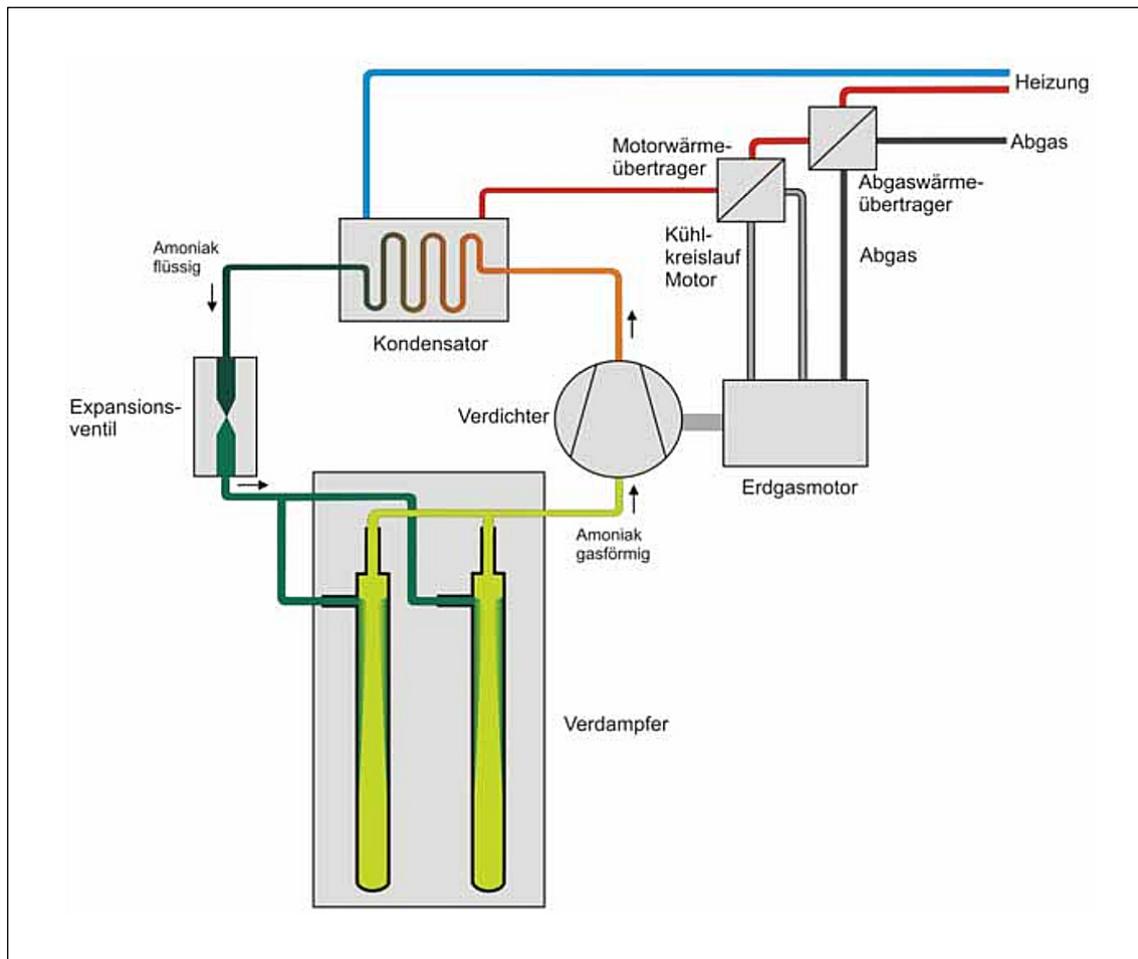


Abb. E-4.2 Schema der Wärmepumpe ohne Kühlkreislauf (aus KAHNT et al. 2009).

Nach der Außerbetriebnahme und der Deinstallation der Anlagentechnik verblieb der äußerste Stahlrohrmantel im Bohrloch und ist durch einen Schacht weiterhin zugänglich. Es erfolgte eine Untersuchung des Bohrloches durch eine Fachfirma bei welcher der Zustand des Bohrloches, des Rohres und der Hinterfüllung aufgenommen wurde. Die Verrohrung der Sonde wurde aus etwa 13,8 m langen Rohrstücken am Standort zusammengeschweißt. Bei den Untersuchungen mittels Fernsehsondierung wurden an den Verbindungsstellen feine Risse gefunden. Eine Verbindungsstelle wies Undichtigkeiten auf, durch welche Grundwasser in die Sondenverrohrung eindrang. Das eindringende Wasser war schwefelhaltig. Des Weiteren wird ein reduzierendes Milieu vermutet. Unterhalb der Eindringstelle setzten sich Schwefel und kupferhaltige Verbindungen ab. An den Innenwänden wurden bei der Fernsehsondierung eine durch Korrosionsvorgänge leicht angeraute Oberfläche vorgefunden. Stellenweise wies die Rohroberfläche Beläge

auf. Auf der Außenseite des Rohres wurden mit einem elektromagnetischen Wanddicken-Log stellenweise eine Reduzierung der Rohrwanddicke um bis zu 10 % festgestellt.

Im Ringraum des Brunnenrohrstranges ließ sich nach der Bohrlochphysik das in Tab. E-4.1 angegebene Lagerungsverhältnis charakterisieren. Das im Ringraum vorhandene Zementmaterial weist einen hohen Wassergehalt auf. Weiterhin wurde eine geringe Lagerungsdichte bei einem hohen Wassergehalt vorgefunden. An einer undichten Schweißnaht in 118,3 m Tiefe findet durch Wasser ein Eintrag von im Ringraum mobilisierten Feststoffpartikeln statt. Obwohl den Messungen nach der Ringraum über größere Bereiche nicht vollständig abgedichtet ist, wurden keine gravierenden vertikalen Fließvorgänge festgestellt. Eine nachhaltige Beeinflussung des Temperaturfeldes in Sonden-nähe ist damit nicht gegeben.

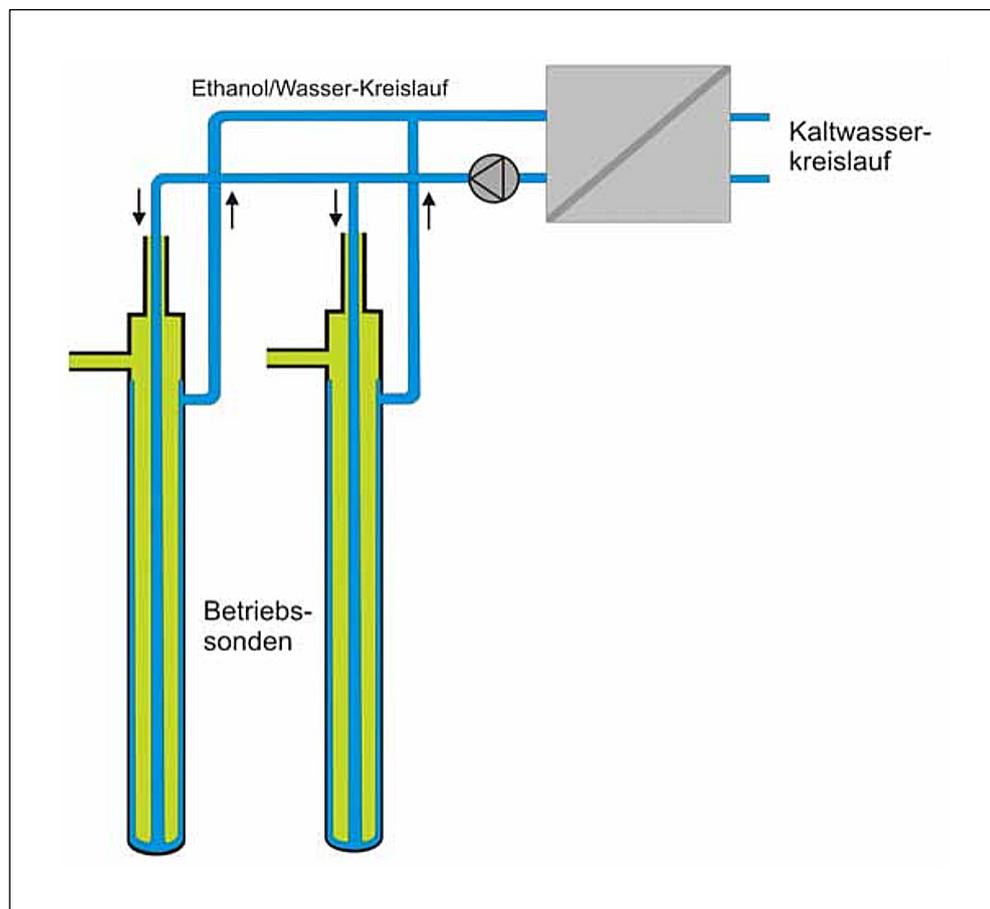


Abb. E-4.3 Schema des separaten Sondenkühlsystems (aus KAHNT et al. 2009).

Tab. E-4.1 Zustand der Bohrlochverfüllung an der HSZG (nach KLINCK 2014).

Teufenlage		Bohrlochgeophysikalischer Befund
von [m]	bis [m]	
2,4	- 3,3	Direkt unterhalb der Schachtsohle nicht bestimmbar
3,3	- 5,2	Lückenhafte Zementation
5,2	- 13,6	Zementation
13,6	- 14,0	Unverfüllt
14,0	- 26,3	Zementation
26,3	- 26,6	Unverfüllt
26,6	- 27,0	Zementation
27,0	- 28,0	Unverfüllt
28,0	- 74,0	Zementation
74,0	- 78,8	Unverfüllt
78,8	- 80,5	Zementation
80,5	- 83,5	Unverfüllt
83,5	- 86,0	Zementation
86,0	- 89,5	Unverfüllt
89,5	- 97,4	Zementation
97,4	- 140,7	Zementation, lagenweise lückenhafte Zementation, geringe Dichte
140,7	- 148,0	Zementation
148,0	- 153,8	Unverfüllt
153,8	- 173,3	Zementation

4.1.2 Erfahrungen mit anhydrithaltigen Untergrund in Staufen

In der Altstadt von Staufen in Baden-Württemberg kam es ab dem Jahr 2007 zu Schäden an Gebäuden und Infrastruktur durch Hebung und horizontale Verschiebungen im Erdreich. Diese Vorgänge standen im Zusammenhang mit der Renovierung des Rathauses, welches zukünftig ökologisch mit Erdwärme beheizt werden sollte. Zur Erschließung des Untergrundes für die Erdwärmesonden wurden dabei sieben Bohrungen bis in eine Tiefe von 140 m angelegt. Diese Bohrungen berühren dabei sowohl den trockenen Gipskeuper, welcher Anhydrit, Gips und quellfähige Tone enthält, als auch tiefer gelegene Formationen aus Unterkeuper und Muschelkalk, in welchen zu diesem Zeitpunkt eine gespannte Grundwasserschicht lag. Bei den Erdwärmesonden erfolgte eine unvollständige Verfüllung der Ringspalte zwischen den Sondenrohren und dem Untergrund. Durch diese undichte Hinterfüllung konnte das unter Druck stehende Grundwasser in den Gipskeuper aufsteigen. Dort begann eine Reaktion zwischen Anhydrit und Wasser, welche zu einer Zunahme des Volumens führte und eine Ausdehnung der Formation nach oben bewirkte. Um die Aktivitäten unter der Altstadt zu verlangsamen, wurden zur Druckreduzierung auf den Grundwasserleiter Abwehrbrunnen angelegt. Durch das Abpumpen des Grundwassers konnte noch kein Ende der unterirdischen Vorgänge erreicht werden. Dafür war es erforderlich, die Erdwärmesondenrohre in gleichmäßigen Abständen mit Schlitzern zum Ringraum zu öffnen und durch den ursprünglichen Heizkreis zusätzliches Verfüllmaterial zur Nachverdichtung in die Bohrungen zu pressen. Verfahren zur Nachverfüllung von Erdwärmesondenbohrungen ohne diese zu zerstören sind nicht bekannt. Der finanzielle Aufwand für die Schadensabwehr und die Beseitigung der Schäden wurde auf ca. 30 Mio. € beziffert.

Ausgehend von diesen Ereignissen erfolgte im Rahmen des aktuellen Projektes eine Untersuchung zur Schadenshäufigkeit bei Erdwärmesonden im Allgemeinen und die Häufigkeit des Auftretens von bestimmten Schadensereignissen im Speziellen.

Das Institut für Angewandte Geowissenschaften des Karlsruher Institut für Technologie hat zu diesem Thema im Oktober 2014 die Studie „Schadensfallanalyse von Erdwärmesondenbohrungen in Baden-Württemberg“ veröffentlicht (GRIMM et al. 2014). Laut dieser Studie ist in einem Nutzungszeitraum von 50 Jahren mit einer Wahrscheinlichkeit von 0,002 % mit einem Schaden an oder durch eine Erdwärmesonde zu rechnen. Zu einem ähnlichen Ergebnis (0,003 %) kam bereits im Jahr 2011 die Ad-Hoc-AG Geologie (PK GEOTHERMIE 2011), die zum Projektzeitpunkt an 70.000 Erdwärmesondenanlagen in ganz Deutschland 220 mit Schäden identifizieren konnte. In einer KIT-Pressemitteilung (LANDGRAF & SCHINARAKIS 2014) wird die signifikante Erhöhung der Schadenswahrscheinlichkeit, um das 40-fache des Durchschnitts, beim Erreichen der Grenze zwischen Keuper und dem darunterliegenden Muschelkalk angegeben. Von den untersuchten Schadensfällen waren in 90 % der Fälle verschiedene Grundwasserleiter miteinander verbunden worden. Dies führt durch auf- oder absteigende Wässer zu einer Vermischung der beiden Schichten. Eine hydraulische Verbindung zwischen Muschelkalk und Keuper war in 70 % der Fälle nachweisbar.

Die in Baden-Württemberg untersuchten Schadensfälle an Erdwärmesonden lassen den Schluss zu, dass eine eindeutige Zuordnung einer bestimmten Ursache zu einem bestimmten Schadensfalltypus oder einer bestimmten Auswirkung nicht möglich ist (Abb. E-4.4).

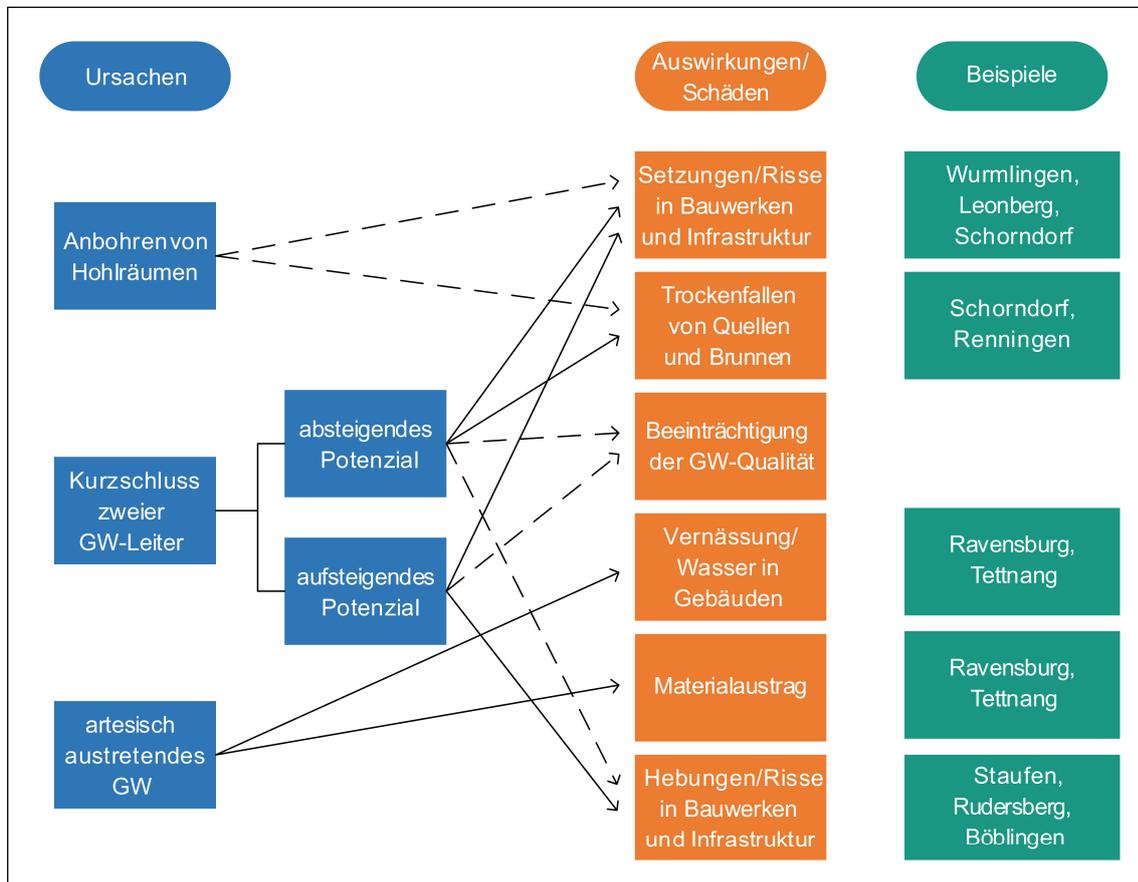


Abb. E-4.4 Prozessdiagramm zur Einordnung von Ursachen und Auswirkungen der betrachteten Schadensfälle (durchgezogene Pfeillinien). Gestrichelte Pfeillinien zeigen mögliche Verbindungen zwischen Ursache und Auswirkung, die bei den vorliegenden Schadensfällen jedoch nicht beobachtet wurden (aus GRIMM et al. 2014).

4.1.3 Allgemeine Gefährdungspotenziale und mögliche Schadensfälle bei Erdwärmesonden

Nachdem diese beiden Einzelfälle detailliert betrachtet wurden, geht es in diesem Abschnitt um allgemeine Gefährdungspotenziale, die beim Einsatz von Erdwärmesonden auftreten können. Daraus können verschiedene Schäden an Erdwärmesonden und ihrem Umfeld entstehen.

Im Bereich der **natürlichen Gefährdungspotenziale** kann zwischen hydrogeologischem und geologischem Ursprung unterschieden werden.

Bei den *hydrogeologischen Gefährdungspotenzialen* gibt es die Gefahr durch verschiedene Grundwasserstockwerke, welche durch Stauerschichten getrennt sind. Bei großen Druckpotenzialunterschieden in den Grundwasserschichten kann es nach dem An- bzw. Durchbohren der Schichten zu vertikalen Grundwasserbewegungen kommen. Dabei ist eine Mischung der Schichten möglich. Ist das Druckpotenzial so hoch, dass das Wasser bis an die Oberfläche dringt, spricht man von Artesik. Bei Grundwässern, welche freie Kohlensäure enthalten oder sulfathaltige und höher mineralisierte Wässer enthalten, können auch nach Ende der Installation dichte Hinterfüllungen durchlässig werden. Damit kann ein Transport von Stoffen zwischen den Grundwasserschichten stattfinden.

Bei den *geologischen Gefährdungspotenzialen* unterscheidet man in

- (1) Lösungserscheinungen,
- (2) Wegsamkeiten durch Störungs- und Kluftsysteme,
- (3) Fließbewegungen,
- (4) Mineralumbildung / Quellungen und
- (5) Ausgasungen.

Durch den Kontakt mit Wasser setzt in bestimmten Gesteinsarten, unter anderem Salzgestein, ein Lösungsprozess (1) ein. Dadurch werden bereits während des Bohrvorganges Hohlräume und Durchgängigkeiten gebildet, welche beim Verfüllen mit Material aufgefüllt werden müssen. Störungs- und Kluftzonen (2) treten in zerrütteten Gesteinsverbänden auf. Sie können unter Druck stehende Wässer enthalten, welche nach dem Anbohren in die Grundwasserschichten gelangen können. In diesem Fall ist eine Kontamination des Trinkwassers möglich. Fließbewegungen (3) können unter anderen bei „Fließsanden“ auftreten. Dabei handelt es sich um feine Sande oder feinsandige Schluffe, bei denen eine Übersättigung mit Wasser zu einem Festigkeitsverlust führt. Dieses Material kann bei fehlender Absicherung in die Bohrlöcher nachrutschen. Diese Rutschbewegungen können sich bis an die Oberfläche fortsetzen. Bei Mineralumbildungen bzw. Quellungen (4) handelt es sich um chemische Reaktionen von Gesteinsbestandteilen mit Wasser. Diese Reaktionen führen zu einer starken Volumenzunahme des Gesteins, welche zu Verwerfungen an der Oberfläche führen kann. Zu Ausgasungen (5) an die Oberfläche kann es bei Bohrungen in potenziellen Speichergesteinen oder gasführenden Grundwässern kommen.

Die zweite Gruppe umfasst **anthropogene Gefährdungen**. Von *geotechnischen Gefährdungen* spricht man, wenn im Bohrgebiet künstliche Hohlräume vorhanden sind, alte

Deponien oder sonstige Altlasten, die zur Kontamination des Trinkwassers führen können oder zum Austreten von giftigen Gasen oder Flüssigkeiten an die Oberfläche. *Technische Gefährdungspotenziale* stehen mit der Erdwärmesonde in direktem Zusammenhang.

Für die möglichen Schadensfälle erfolgt eine Einteilung nach dem von den Auswirkungen betroffenen Gut und der Art der Beeinflussung. Beim Grundwasser erfolgt eine Einteilung in geohydraulische, hydrochemische und thermische Auswirkungen. Bei Auswirkungen auf den Untergrund wird zwischen Hebungen, Setzungen, Suffosion, Verbrauch / Einbruch und Ausgasungen unterschieden. Die Auswirkungen auf die Umwelt teilen sich in Verschmutzungen von Oberflächengewässern und Verschmutzungen von Grundstücken ein. Als letzter Teilbereich wird bei Auswirkungen auf die Anlagentechnik Gasdiffusion bei PE-Sonden und die Gefahr von Querschnittsverengungen der Sonden aufgeführt. Bei Anlagen, die Brunnen zu Wasserentnahme und Rückgabe verwenden, sind die Verockerung des Schluckbrunnens und die Korrosion von Anlagenteilen durch im Wasser enthaltene Stoffe als mögliche zusätzliche Auswirkungen zu nennen. Für Erdwärmesonden wurden dabei 220 Schadensfälle genannt. Davon hat die Hälfte der Fälle Auswirkungen auf das Grundwasser (Abb. E-4.5).

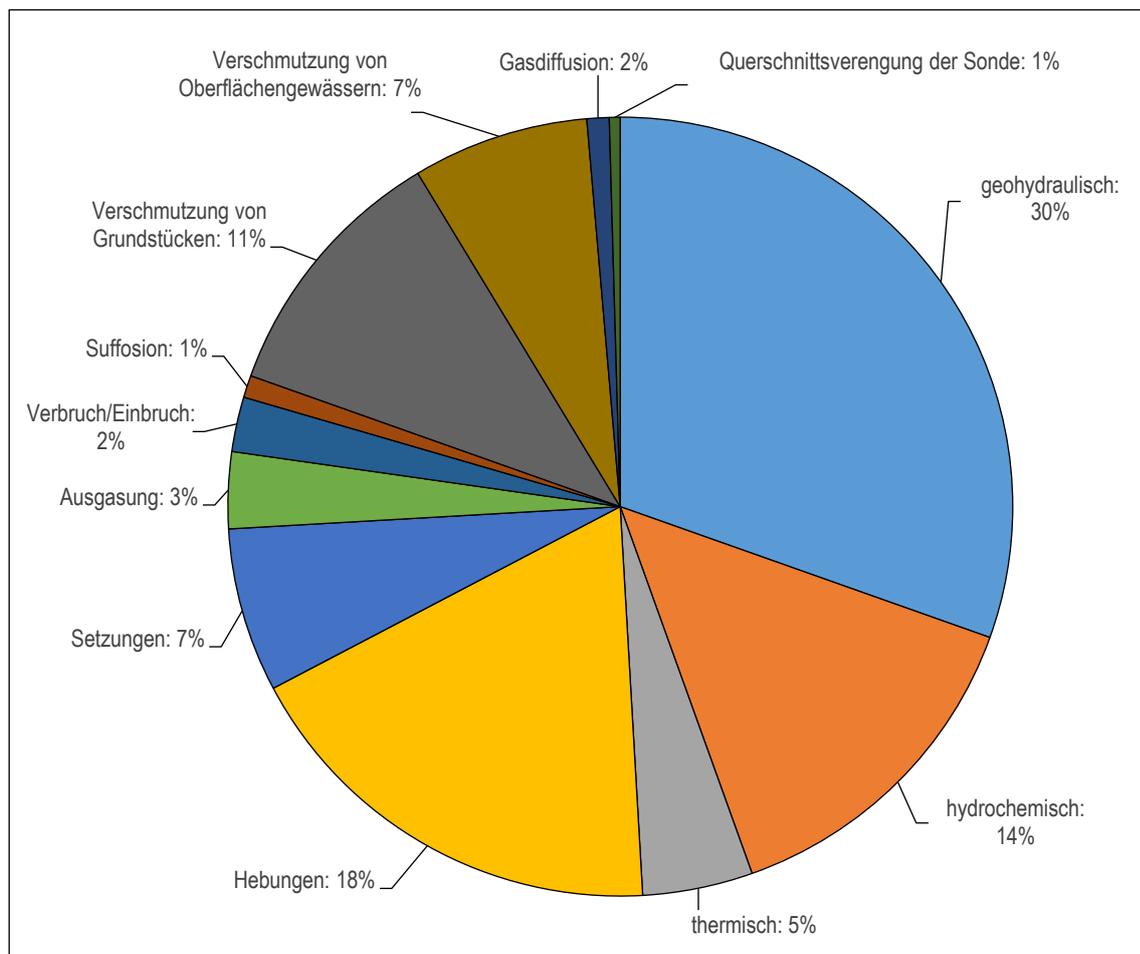


Abb. E-4.5 Verteilung der Schadensfälle (nach PK GEOTHERMIE 2011).

Werden die gemeldeten Schadensfälle nach der Häufigkeit des Auftretens geordnet, so ist erkennbar, dass die Schadensfälle, welche 80 % der Schäden abdecken, aus Wechselwirkungen zwischen oder mit den Wässern im Umfeld der Bohrung entstehen (Abb. E-4.6).

Im nächsten Schritt werden die Gefährdungspotenziale und ihre möglichen Auswirkungen zusammenbetrachtet. Aus Tab. E-4.2 ist ersichtlich, dass bei den häufigsten Auswirkungen die Ausbildung der ausführenden Personen und das Anlegen der Bohrlöcher als häufigste mögliche Ursache auftreten. Das Einbringen einer vollständigen, dichten Hinterfüllung stellt ein weiteres, häufig genanntes Gefährdungspotenzial dar. Ausgehend von dieser Erkenntnis lässt sich die Schlussfolgerung ziehen, dass viele Schadensfälle vermieden oder in ihrer Auswirkung vermindert werden können, wenn eine möglichst gute Abstimmung zwischen eingesetzter Bohr- und Verfüllungstechnik und dem vorhandenen Untergrund erfolgt. Der Einsatz speziell für die Gegebenheiten vor Ort zusammengestellter Verfüllungsmaterialien wirkt ebenfalls Schadensfall-reduzierend.

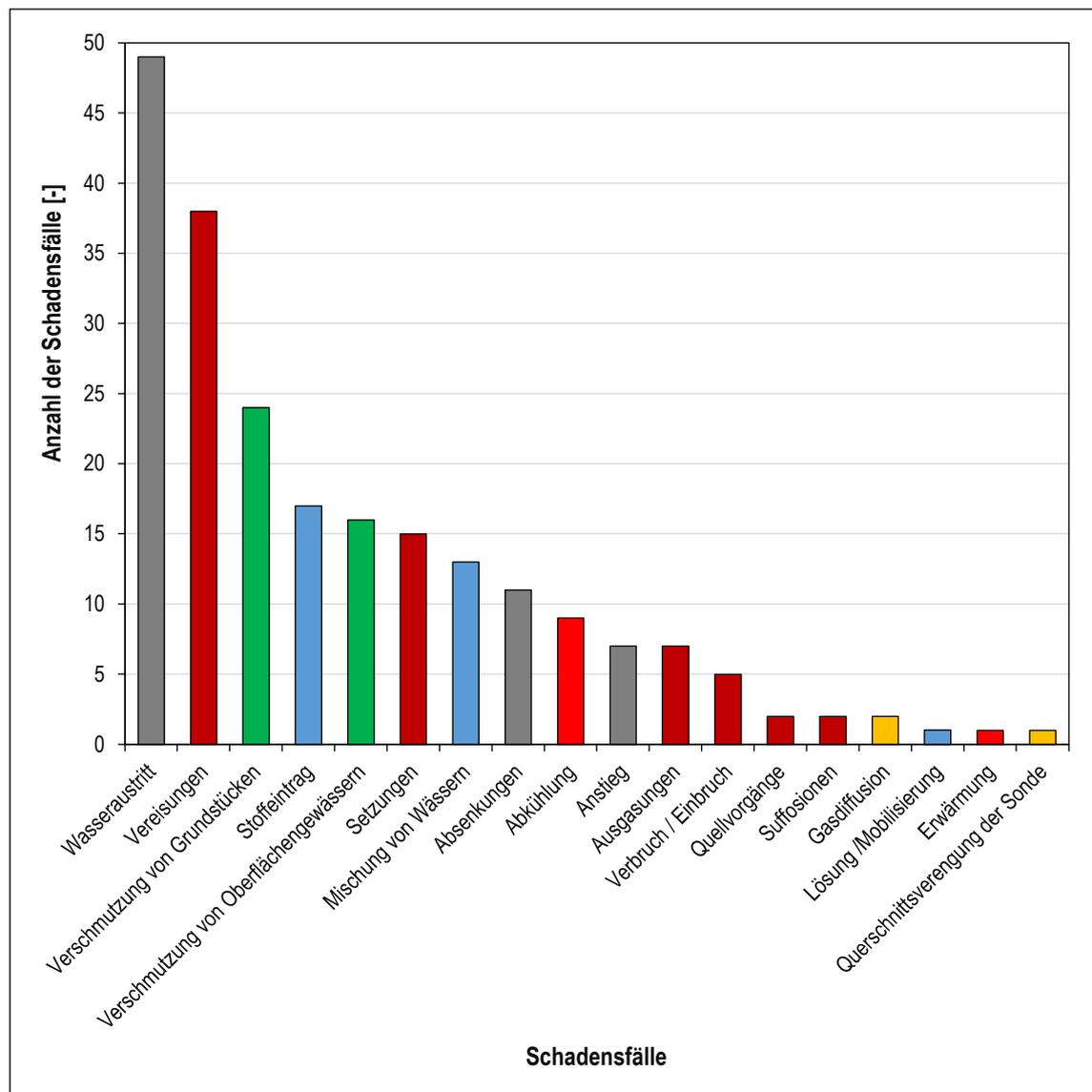


Abb. E-4.6 Häufigkeit der Schadensfälle (nach PK GEOTHERMIE 2011).

5 Systematisierung von Schadensfällen bei Erdwärmesonden

Mit den in den vorangegangenen Kapiteln dargelegten Erkenntnissen wurde versucht, eine allgemeingültige Darstellung von Problemen, Fehlern und Schäden von Wärmepumpen im allgemeinen und Erdwärmesondenanlagen (Abb. E-5.1) im speziellen darzustellen.

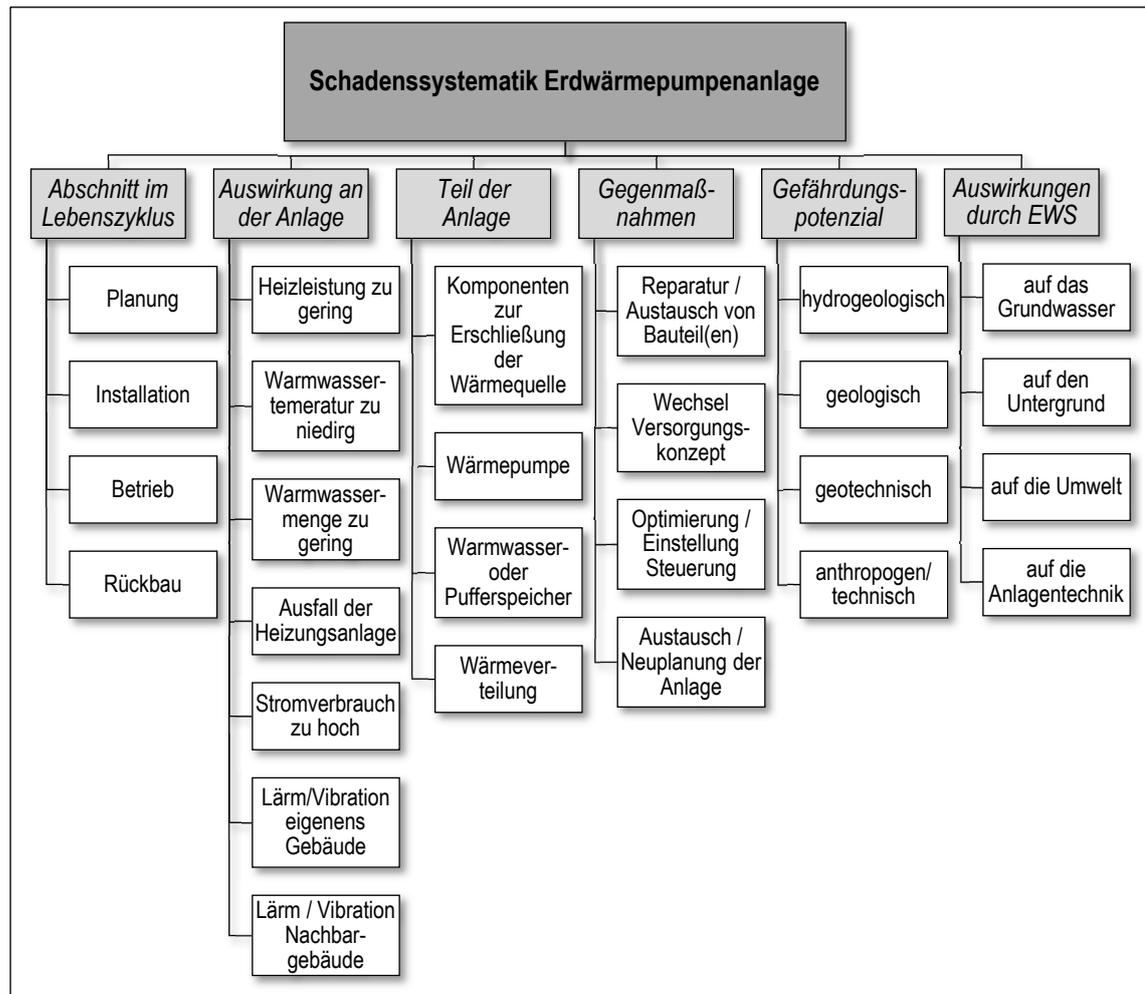


Abb. E-5.1 Schadenssystematik für Erdwärmepumpenanlagen.

6 Ausblick

Obwohl Wärmepumpen mit Erdwärmesonden eine sichere und fehlerarme Technologie zum Heizen und Kühlen von Gebäuden darstellen, besteht weiterhin Bedarf zur Verbesserung des Gesamtsystems. Dies ist vor dem Hintergrund der energetischen und ökonomischen Konkurrenz zu konventionellen Wärmeenergiesystemen zu sehen, denen gegenüber sie – insbesondere durch höhere Anschaffungskosten – ihre Vorteile erst über die gesamte Lebensdauer ausspielen können. Für die Material- und Werkstofftechnik bieten die Verfüllbaustoffe und die verwendeten Einbringtechniken Verbesserungspotenziale. Probleme in diesem Bereich sind oft erst nach längerer Nutzungsdauer auffällig. Eine Reparatur im Bereich der Erdwärmesonden ist schwierig bis unmöglich. Daher ist es oft erforderlich, um den benötigten Heizbetrieb sicherzustellen, weitere Wärmequellen zu erschließen. Für Verfüllbaustoffe könnten Untersuchungen im energetischen Bereich und im Verhalten beim Einbringen in die Bohrung erfolgen. Mängel wie ein zu hoher Stromverbrauch, zu wenig Heizleistung, zu niedrige Warmwassertemperaturen oder zu geringe Warmwassermengen sind – unter der Annahme, dass die Dimensionierung der Anlage für das Erdreich und das Verbrauchsprofil richtig erfolgte – oft mit einer gestörten Wärmeübertragung im Bohrloch begründbar.

Bei einer Analyse von Verfüllbaustoffen könnten Stoffwerte mit einbezogen werden, die üblicherweise von Herstellern nicht mit angegeben werden, wie z. B. die Stoffdichte nach dem Aushärtprozess und die spezifische Wärmekapazität. Mit diesen Werten wäre es möglich, den Zwischenspeichereffekt der Hinterfüllung bei Wärmepumpen im Taktbetrieb besser abzubilden. Erste theoretische Betrachtungen lassen vermuten, dass bei Hinterfüllungsmaterialien mit hoher Wärmekapazität die Eingangstemperatur in die Wärmepumpe höher liegt als bei Hinterfüllungen mit niedriger Wärmekapazität. Zudem sinkt diese Temperatur über mehrere Zyklen scheinbar langsamer ab. Da bei einer höheren Vorlauftemperatur, die für die Temperaturerhöhung auf eine vorgegebene Temperatur erforderliche elektrische Energie niedriger ist, könnten damit die Betriebskosten der Wärmepumpe gesenkt werden.

Ein weiterer Forschungsschwerpunkt könnte die Veränderung der Wärmeleitung im Bohrloch bei nicht nach Herstellerangaben angefertigter Hinterfüllung sein. Dies kann durch einen höheren Wärmewiderstand der Hinterfüllung geschehen oder durch eine schlechtere Abbindung des Verfüllmaterials mit der Sondenverrohrung und / oder dem Untergrund. Dabei könnte auch untersucht werden, wie sich die Fließfähigkeit des Materials verändert und ob durch Abweichungen bei Füllstoffmischung die Bohrlochverfüllung und -abdichtungen sich verändern.

Literaturverzeichnis

- GRIMM, M.; STOBER, I.; KOHL, T. & BLUM, P. (2014): Schadensfallanalyse von Erdwärmesondenbohrungen in Baden-Württemberg. – Grundwasser, **19**: 275-286.
- KAHNT, L.; SCHIFFNER, P. & KRIMMLING, J. (2009): Optimierung und wissenschaftliche Betreuung der Wärmepumpenanlage Campus. – unveröff. Ber., Hochschule Zittau/Görlitz i. A. Sächsisches Immobilien- und Baumanagement: 89 S.; Zittau.
- KLINK, W. (2014): Geophysikalische Untersuchungen in der Erdwärmesonde Zittau TB 2/2003. – unveröff. Ber., Bohrlochmessung Storkow GmbH i. A. Hochschule Zittau/Görlitz: 11 S.; Storkow.
- LANDGRAF, M. & SCHINARAKIS, K. (2014): Schadensfälle durch Erdwärmesonden sind sehr selten - KIT-Forscher untersuchen Ereignisse in Baden-Württemberg / Ursachen lassen sich eingrenzen und durch Qualitätssicherung vermeiden. – Presseinformation Karlsruher Institut für Technologie (KIT) vom 02.11.2014, **146**: 4 S.
- PK GEOTHERMIE (2011): Fachbericht zu bisher bekannten Auswirkungen geothermischer Vorhaben in den Bundesländern. – veröff. Ber., Informationen aus den Bund/Länderarbeitsgruppen der Staatlichen Geologischen Dienste - Personenkreis Geothermie der Ad-Hoc-Arbeitsgruppe Geologie: 58 S.; Wiesbaden.
- SIMON, J.; BÖHMER, H. & HELMBRECHT, H. (2017): Umfrage zur Fehlerhäufigkeit bei der Planung und Ausführung von Wärmepumpen. – veröff. Ber., Institut für Bauforschung e. V. i. A. Bauherren-Schutzbund e. V.: 37 S.; Hannover.