

Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH) Aachen
Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen

In Zusammenarbeit mit
Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen)

**Entwicklung einer Software zur Berechnung der Erdwärmenutzung
mittels thermo-aktiver Abdichtungselemente
an erdberührenden flächigen Bauteilen**

Abschlussbericht,
gefördert von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt
unter dem Aktenzeichen 29646

von
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Ziegler, Dipl.-Ing. Sylvia Kürten (RWTH Aachen)
Dr. rer. nat. Darius Mottaghy (Geophysica)

Aachen, August 2014

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	9
2	Berechnungsmodul für thermo-aktive flächige Bauteile	11
2.1	Allgemeine Grundlagen und Anforderungen an ein Berechnungsmodell	11
2.2	Konzept des Berechnungsansatzes / Widerstandsanalogie	14
2.3	Mathematische Formulierung der thermischen Widerstände	18
2.3.1	Bauteilwiderstand	18
2.3.2	Rohrwiderstände	20
3	Wärmentzugsversuche an thermo-aktiven Abdichtungselementen	23
3.1	Versuchsaufbau und Messtechnik	24
3.2	Versuchsprogramm	27
3.3	Ergebniszusammenfassung	28
4	Numerische Umsetzung	32
4.1	Prinzip der numerischen Umsetzung	32
4.2	Modellvalidierung und Kalibrierung	34
4.2.1	Benchmark-Tests	35
4.2.2	Vergleich mit den Laborversuchen	35
5	Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen	41
5.1	Grundlagen der durchgeführten Parameterstudie	41
5.2	Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem	43
5.3	Volumenstrom im Absorbersystem	44
5.4	Schenkelabstand	45
5.5	Schichtdicke der Wärmeleitlamelle	47
5.6	Systemschaltung	48
5.7	Ableitung von Handlungsempfehlungen	50
6	Ökologische und Ökonomische Bilanzierung des Verfahrens	52
7	Fazit	53

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Schematische Darstellung der Wärmetransportvorgänge bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen.....	11
Abbildung 2-2: Kreisläufe einer geothermischen Anlage ([Kü2014])	14
Abbildung 2-3: Aufbau des Mehrschichtmodells und Bezeichnungen ([Kü2014])	15
Abbildung 2-4: Widerstandsanalogie ([Kü2014] auf Basis von [Ko2000])	16
Abbildung 2-5: Nusselt-Zahl in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl ([Kü2014])	22
Abbildung 2-6: Eigenschaften des Wärmeträgermediums (GLYKOLSOL-N) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts und der Temperatur auf Basis der Daten von proKÜHLSOLE ([Kü2014])	23
Abbildung 3-1: Schematischer Aufbau des Versuchsstands ([Kü2014])	24
Abbildung 3-2: Rohranordnung im Laborversuch ([Kü2014])	25
Abbildung 3-3: Präparierung der Temperatursensoren PT100 (links) und Einbau (rechts)..	27
Abbildung 3-4: Einfluss des Volumenstroms im Laborversuch ([Kü2014]).....	29
Abbildung 3-5: Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Untergrundtemperatur (rechts) im Laborversuch ([Kü2014])	29
Abbildung 3-6: Einfluss der Grundwasserströmung im Laborversuch ([Kü2014])	30
Abbildung 3-7: Effektive Wärmeübergangswiderstände im Laborversuch ([Kü2014]) Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)	30
Abbildung 3-8: Effektive Wärmeübergangswiderstände im Laborversuch ([Kü2014]) Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)	31
Abbildung 3-9: Kerntemperaturen im Laborversuch ([Kü2014]) Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)	31
Abbildung 3-10: Kerntemperaturen im Laborversuch ([Kü2014]) Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)	31
Abbildung 4-1: Prinzip der numerischen Umsetzung ([KüM2014]).....	33
Abbildung 4-2: Temperaturverläufe für einen kontinuierlichen und einen intermittierenden Anlagenbetrieb (exemplarisch).....	34
Abbildung 4-3: Temperaturen im Modell für den Fall einer Reihenschaltung (exemplarisch)	34
Abbildung 4-4: Ergebnisse des Benchmark-Tests ([KüM2014]).....	35
Abbildung 4-5: Sensitivitätsanalyse für die Temperaturrandbedingung an der Innenseite ([Kü2014]).....	37
Abbildung 4-6: Vergleich der Ergebnisse aus dem Labor und den numerischen Modellen ([Kü2014]).....	38
Abbildung 4-7: Sensitivitätsanalyse für die Bodentemperatur und den Volumenstrom ([Kü2014]).....	39

Abbildung 4-8: Sensitivitätsanalyse für die Grundwasserströmung ([Kü2014]).....	40
Abbildung 4-9: Temperaturfahren für verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten ([Kü2014]).....	40
Abbildung 5-1: Rücklauftemperatur (links) und Entzugsleistung (rechts) im Basismodell ([Kü2014]).....	42
Abbildung 5-2: Ergebnisse der Parameterstudie ([Kü2014])	43
Abbildung 5-3: Vergleich des Einflusses der Untergrundtemperatur und der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts) ([Kü2014])	44
Abbildung 5-4: Einfluss des Volumenstroms auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts) ([Kü2014])	45
Abbildung 5-5: Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts) ([Kü2014])	46
Abbildung 5-6: Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge ([Kü2014]).....	46
Abbildung 5-7: Einfluss der Dicke der Wärmeleitlamelle auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q_2 ([Kü2014])	48
Abbildung 5-8: Einfluss der Rohrverlegung auf die Entzugsleistung ([Kü2014]); bezogene Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts).....	49

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1	Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch	25
Tabelle 3.2	Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch	28
Tabelle 4.1	Eigenschaften der zum Vergleich verwendeten Versuche.....	36

Bezeichnungen und Begriffe

Lateinische Buchstaben

a	Rohr- bzw. Schenkelabstand	m
$c_{p,F}$	spezifische Wärmekapazität des Fluids	J/(kgK)
$c_{v,B}$	volumetrische Wärmekapazität des Bodens	J/(m ³ K)
$c_{v,c}$	volumetrische Wärmekapazität des Betons	J/(m ³ K)
$c_{v,s}$	volumetrische Wärmekapazität der Kornfraktion des Bodens	J/(m ³ K)
$c_{v,w}$	volumetrische Wärmekapazität von Wasser	J/(m ³ K)
d_1	Abstand Rohrachse und Außenseite Rohrschicht	m
d_2	Abstand Rohrachse und Innenseite Rohrschicht	m
d_a	äußerer Rohrdurchmesser	m
d_i	innerer Rohrdurchmesser	m
d_D	Schichtdicke der Überlagerungsschicht / Wärmedämmung	m
d_L	Schichtdicke der Wärmeleitlamelle / Abdichtung	m
D_m	Dispersionskoeffizient	m ² /s
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	m/s
L	Länge	m
L_p	Rohrlänge	m
n	Porenanteil	-
n_{max}	maximaler Porenanteil bei lockerster Lagerung	-
n_{min}	minimaler Porenanteil bei dichtester Lagerung	-
n_{pr}	Porenanteil bei Proctordichte	-
Nu	Nusselt-Zahl	-
P	Entzugsleistung	W
Pr	Prandtl-Zahl	-
q	Wärmestrom	W/m bzw. W/m ²
q_1	Wärmestrom nach außen	W/m ²
q_2	Wärmestrom nach innen	W/m ²
Q	Wärmequellen / -senken	W/m ³
Q_v	Volumenstrom / Durchfluss	l/h bzw. m ³ /s
R	thermischer Widerstand	mK/W bzw. m ² K/W
R_{conv}	thermischer Widerstand aus Konvektion	mK/W bzw. m ² K/W
R_{cond}	thermischer Widerstand aus Konduktion	mK/W bzw. m ² K/W
R_{eff}	effektiver Wärmeübergangswiderstand	mK/W bzw. m ² K/W
R_{min}	zulässiger Biegeradius	m
R_p	Rohrwiderstand	mK/W bzw. m ² K/W

Bezeichnungen und Begriffe

$R_{s,e}$	äußerer Wärmeübergangswiderstand	m^2K/W
$R_{s,i}$	innerer Wärmeübergangswiderstand	m^2K/W
R_x	Bauteilwiderstand	mK/W
Re	Reynolds-Zahl	-
s	Schenkelabstand	m
T	Temperatur	$^{\circ}C$
T_1	Temperatur an der Außenseite des Bauteils	$^{\circ}C$
T_2	Temperatur an der Innenseite des Bauteils	$^{\circ}C$
T_3	Temperatur an der Außenseite des Absorberrohres	$^{\circ}C$
T_{ein}	Vorlauftemperatur	$^{\circ}C$
T_{aus}	Rücklauftemperatur	$^{\circ}C$
T_B	ungestörte Erdreichtemperatur	$^{\circ}C$
T_F	mittlere Temperatur des Fluids	$^{\circ}C$
T_K	Kerntemperatur	$^{\circ}C$
t_w	Wandstärke des Rohres	m
U_1	äußerer Wärmedurchgangskoeffizient	$W/(m^2K)$
U_2	innerer Wärmedurchgangskoeffizient	$W/(m^2K)$
v	Geschwindigkeit im Rohrsystem	m/s
v_f	Grundwassergeschwindigkeit (Filtergeschwindigkeit)	m/d
z	Tiefe	m

Griechische Buchstaben

α	Wärmeübergangskoeffizient	$W/(m^2K)$
λ_B	Wärmeleitfähigkeit des Bodens	$W/(mK)$
λ_C	Wärmeleitfähigkeit des Betons	$W/(mK)$
λ_D	Wärmeleitfähigkeit der Überlagerungsschicht / Wärmedämmung	$W/(mK)$
λ_L	Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle / Abdichtung	$W/(mK)$
λ_P	Wärmeleitfähigkeit des Absorberrohres	$W/(mK)$
λ_s	Wärmeleitfähigkeit der Kornfraktion des Bodens	$W/(mK)$
λ_F	Wärmeleitfähigkeit des Wassers bzw. Fluids	$W/(mK)$
ν_F	kinematische Viskosität des Wassers bzw. Fluids	m^2/s
η_F	dynamische Viskosität des Wassers bzw. Fluids	$Pa \cdot s$
ρ	Dichte des Bodens	g/cm^3
ρ_c	Dichte des Betons	g/cm^3
ρ_{max}	maximale Trockendichte bei dichtester Lagerung	g/cm^3
ρ_{min}	minimale Trockendichte bei lockerster Lagerung	g/cm^3

ρ_s	Korndichte des Bodens	g/cm^3
ρ_{Pr}	Proctordichte	g/cm^3

Abkürzungen

DGL	Differentialgleichung
PE	Polyethylen
PE-HD	Polyethylen mit hoher Dichte
SHEMAT	Simulator for Heat and Mass Transport
TRT	Thermal Response Test

Zusammenfassung

Die thermische Nutzung des Untergrunds mit thermo-aktiven Bauteilen stellt eine innovative Möglichkeit zur Deckung des Heizwärmebedarfs von Gebäuden dar. Für die Auslegung und Berechnung von flächigen thermo-aktiven Bauteilen (z. B. Wände, Bodenplatten, etc.) fehlen derzeit jedoch geeignete Berechnungsansätze, da die Verhältnisse stark von den Gegebenheiten bei rotationssymmetrischen Systemen (z.B. Energiepfählen) abweichen.

Durch den Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen der RWTH Aachen wurde in Zusammenarbeit mit der Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen) ein Berechnungsansatz auf Basis des Modell-im-Modell-Ansatzes entwickelt, welcher es ermöglicht alle relevanten Einflussfaktoren auf den Wärmetransport gleichzeitig zu berücksichtigen. Der Ansatz wurde in das Finite-Differenzen Programm SHEMAT-Suite implementiert. Die kleinmaßstäblichen Vorgänge im Bauteil werden über thermische Widerstände abgebildet, während die großmaßstäblichen Effekte im Untergrund numerisch abgebildet werden. Der mathematische Ansatz sowie dessen Implementierung wurden durch Laborversuche und numerische Vergleichsrechnungen mit einem vollständig diskretisierten numerischen Finite-Elemente Modell verifiziert und kalibriert. Die Ergebnisse der Simulationen zeigen gute Übereinstimmungen. Die Rechenzeiten des neuen Moduls sind jedoch deutlich reduziert, sodass der Ansatz auch für die praktische Anwendung geeignet ist.

Mit Hilfe des neuen Berechnungsmoduls wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt, um die maßgebenden Einflussfaktoren auf den Wärmetransport zu ermitteln. Als Ergebnis wurden allgemeine Handlungsempfehlungen für die Planung von thermo-aktiven Bauteilen abgeleitet. Prinzipiell steuern vor allem der Volumenstrom im Absorbersystem, die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem sowie die konstruktive Ausbildung des Bauteils die Leistungsfähigkeit des Systems. Prinzipiell sollte stets eine Rohrströmung außerhalb des laminaren Bereichs und eine ausreichend hohe wirksame Temperaturdifferenz im System eingestellt werden. Bei der konstruktiven Durchführung ist die Rohrzahl in der Wand nach thermischen und hydraulischen Aspekten zu bestimmen. Weiterhin ist der Wärmestrom in den Innenraum durch eine ausreichende Innendämmung sowie einer Anordnung der Rohre in der Nähe des Erdreichs zu minimieren.

Durch eine präzise Abschätzung der Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen in der Planungsphase ist nun eine Ausweitung der Technik in der Praxis möglich. Weiterer Forschungsbedarf besteht noch in der Integration des Sekundärkreislaufs, in der Abbildung von Kurzzeiteffekten sowie in der Betrachtung von großmaßstäblichen, innerstädtischen Einflüssen (Strömungsmodelle, Temperaturmodelle, etc.).

Das Projekt „Entwicklung einer Software zur Berechnung der Erdwärmennutzung mittels thermo-aktiver Abdichtungselemente an erdberührenden flächigen Bauteilen“ wurde von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt unter dem AZ 29646 gefördert. Allen Beteiligten sei an dieser Stelle herzlich gedankt.

1 Einleitung

Die thermische Nutzung des Untergrunds mit Hilfe von erdberührenden Bauteilen (im Folgenden „thermo-aktive Bauteile“) stellt eine vielversprechende Möglichkeit der Deckung des Heizwärmebedarfs von Gebäuden dar. Thermo-aktive Bauteile sind dadurch gekennzeichnet, dass in ohnehin erforderliche Bauteile Absorberrohre integriert werden, wodurch ein Wärmeentzug aus dem Untergrund ermöglicht wird. Somit können in einem Bauteil mehrere Funktionen vereint werden, sodass die Investitionskosten im Vergleich zu herkömmlichen Systemen der oberflächennahen Geothermie (Erdwärmesonden, Erdwärmekollektoren) deutlich reduziert werden können.

Der Energiepfahl stellt das (weltweit) am weitesten verbreitete thermo-aktive Bauteil dar. In neuerer Zeit werden jedoch auch vermehrt flächige Bauteile (Schlitzwände, Spundwände, Kellerwände, Bodenplatten, Tunnel) thermisch aktiviert ([Ma2004]; [Bra2006]; [Ad2009]; [Sch2013]; [Pu2013]). Am Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen (GiB) wurden in diesem Zusammenhang thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt und in großmaßstäblichen Laborversuchen erprobt [Zie2011]. Bei diesem System werden in herkömmliche Betonschutzplatten aus Polyethylen hoher Dichte (PE-HD) Absorberrohre integriert. Durch die thermische Aktivierung von abzudichtenden Bauteilen direkt im Bereich der Abdichtung kann die Wirtschaftlichkeit gegenüber nur über den Beton aktivierten Systemen deutlich gesteigert werden, da ein nahezu direkter Kontakt zum Erdreich erreicht werden kann. In diesem Zusammenhang stellen vor allem flächige Bauteile (insbesondere im strömenden Grundwasser) ein großes energetisches Potential dar, da sie über große erdberührende Flächen verfügen.

Thermo-aktive Bauteile können nur dann wirtschaftlich und ökologisch effizient eingesetzt werden, wenn die mögliche Wärmeentzugsleistung aus dem Untergrund realitätsnah prognostiziert werden kann. Die Auslegung von oberflächennahen geothermischen Anlagen erfolgt in Deutschland nach VDI 4640. Hierin wird für (flächige) thermo-aktive Bauteile eine systemangepasste Berechnung gefordert, da die Angabe von allgemeinen Erfahrungswerten nicht möglich ist. Für Energiepfähle wurden in jüngster Zeit erste Berechnungsansätze auf Basis der Systemanalogie zu Erdwärmesonden entwickelt und erprobt (z. B. [Lo2013]). Für flächige Bauteile fehlen derzeit jedoch noch geeignete Berechnungsansätze, die eine systemangepasste Berechnung ermöglichen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die physikalischen Vorgänge deutlich von denen von rotationssymmetrischen Systemen (wie z. B. Erdwärmesonden) abweichen und durch eine höhere Komplexität gekennzeichnet sind. Darüber hinaus sind die erforderlichen Betrachtungsmaßstäbe für den Untergrund (Metermaßstab) und das Bauteil (Zentimetermaßstab) sehr unterschiedlich, was die (numerische) Abbildung des Systems deutlich erschwert.

Ziel des durchgeführten Forschungsvorhabens war daher die Entwicklung eines neuen Berechnungsmodells für die Beschreibung des Wärmeübergangs bei flächigen Bauteilen am Beispiel von thermo-aktiven Abdichtungselementen sowie dessen Implementierung in ein vorhandenes Simulationsprogramm (SHEMAT-Suite). Mit Hilfe des Ansatzes soll dann eine

systemangepasste Anlagenauslegung erfolgen können, die eine effiziente Nutzung der oberflächennahen Geothermie als erneuerbare Energiequelle mit Hilfe von erdberührenden Bauteilen ermöglicht.

Ziel bei der Entwicklung des Berechnungsansatzes war die Einbeziehung aller beteiligten Wärmetransportvorgänge (Wärmetransport im Untergrund, im Bauteil und im Absorbersystem). Die Entwicklung des Ansatzes sollte am Beispiel der thermo-aktiven Abdichtungselemente erfolgen. Durch eine allgemeine und damit anpassbare Struktur des Ansatzes sollte jedoch die Übertragung des Ansatzes auf andere flächige thermo-aktive (Beton-)Bauteile gewährleistet werden.

Zur Erreichung der Projektziele wurden verschiedene Arbeitsschwerpunkte, die durch unterschiedliche Untersuchungsmethoden gekennzeichnet waren, durchgeführt. Im ersten Arbeitsschwerpunkt wurden die Anforderungen an den Ansatz definiert und ein geeigneter mathematischer Berechnungsansatz für thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt. Die Abbildung des Wärmetransports im Bauteil und im Absorbersystem erfolgt dabei über thermische Widerstände. Der mathematische Ansatz wurde in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT-Suite [CI2003]; [Ra2006] implementiert, wodurch eine Berücksichtigung der Vorgänge im Untergrund (Bodeneigenschaften, Grundwasser, etc.) ermöglicht wird.

Die Validierung und Kalibrierung des Berechnungsansatzes sowie dessen numerische Umsetzung erfolgte mit zwei verschiedenen Methoden. Zum einen wurden Vergleichsrechnungen mit einem vollständig diskretisierten Finite-Elemente-Modell (COMSOL Multiphysics) durchgeführt. Zum anderen wurden an den thermo-aktiven Abdichtungselementen Wärmeentzugsversuche im Labor durchgeführt. Durch eine angepasste Messtechnik konnten die Ergebnisse der Laborversuche zusätzlich mit den numerischen Ergebnissen verglichen werden.

Der entwickelte Berechnungsansatz bildete die Grundlage für umfangreiche Parameterstudien. Somit konnten die maßgebenden Einflussfaktoren auf den Wärmeentzug bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen abgeleitet werden. Abschließend wurden Handlungsempfehlungen für die Übertragung in die Praxis gegeben.

Der vorliegende Abschlussbericht fasst die wesentlichen Ergebnisse des Projekts „Entwicklung einer Software zur Berechnung der Erdwärmennutzung mittels thermo-aktiver Abdichtungselemente an erdberührenden flächigen Bauteilen“ (AZ 29646) zusammen. Weiterführende Informationen können folgenden Veröffentlichungen entnommen werden, die u.a. im Rahmend des Projekts entstanden sind:

- Kürten, Sylvia: Zur thermischen Nutzung des Untergrunds mit flächigen thermo-aktiven Bauteilen. Dissertation (in Bearbeitung). Fakultät für Bauingenieurwesen, RWTH Aachen.
- Kürten, Sylvia; Mottaghy, Darius; Ziegler, Martin: A new model for the description of the heat transfer for plane thermo-active geotechnical systems based on thermal resistances. In: Acta Geotechnica Vol. 9 (2014), S. 1-13, ISSN 1861-1125 (online).
- Kürten, Sylvia; Mottaghy, Darius; Ziegler, Martin: Planung, Auslegung und Dimensionierung von thermoaktiven Bauteilen am Beispiel thermoaktiver

Abdichtungselemente. In: Geothermie, Bohr- und Brunnentechnik / Red.: Rainer Bratfisch, Berlin, Ernst & Sohn, 2014 (Ernst & Sohn Special 2014, Vol. 1), S. 18-20.

- Ziegler, Martin; Kürten, Sylvia: New developments in near-surface geothermal energy systems. In: Challenges and innovations in geotechnics: proceeding of the 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering: Paris 2013 / Ed. by Pierre Delage ..., Paris, Presses des Ponts, 2013, Vol. 4, S. 3423-3426, ISBN 978-2-85978-477-5.
- Kürten, Sylvia; Mottaghy, Darius; Ziegler, Martin: Wärmeübergangswiderstand bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente. In: Bautechnik 90 (2013), H. 7, S. 387-394, ISSN 0932-8351.
- Kürten, Sylvia; Ziegler, Martin; Ehrenberg, Henning; Mottaghy, Darius: Beschreibung des Einflusses einer Grundwasserströmung auf den Wärmeertrag von flächigen thermo-aktiven Bauteilen. In: 9. Österreichische Geotechniktagung mit „Vienna-Terzaghi Lecture“, 24. und 25. Jänner 2013 : Tagungsbeiträge / Hrsg.: österreichischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Wien, 2013, S. 173-182, ISBN 978-3-902450-02-9.

2 Berechnungsmodul für thermo-aktive flächige Bauteile

2.1 Allgemeine Grundlagen und Anforderungen an ein Berechnungsmodell

Für die Berechnung von flächigen thermo-aktiven Bauteilen sind verschiedene Wärmetransportvorgänge im Untergrund, im Bauteil und im Absorbersystem zu beachten. Eine schematische Darstellung der beteiligten Prozesse ist in Abbildung 2-1 dargestellt.

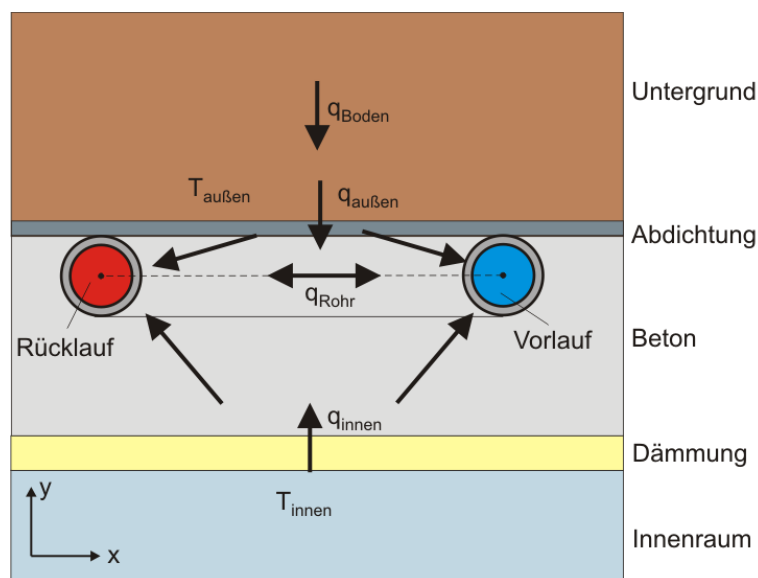


Abbildung 2-1: Schematische Darstellung der Wärmetransportvorgänge bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen

Natürlich gewachsener Boden kann als ein Mehrphasensystem aus der Kornfraktion, dem Porenwasser und der Porenluft angesehen werden. Die maßgebenden thermischen Eigenschaften zur Beschreibung des Wärmetransports im Untergrund sind die Wärmeleitfähigkeit λ_B [W/(mK)] und die Wärmekapazität $c_{v,B}$ [J/(m³K)], die als eine über den

Porenraum gemittelte Größe approximiert werden können [Fa1986]. Da die einzelnen Komponenten des Bodens temperaturabhängig sind, sind auch die thermischen Bodeneigenschaften in Abhängigkeit der vorhandenen Temperatur zu definieren.

Im Untergrund dominiert in der Regel der Wärmetransport durch Wärmeleitung [Fa1986]. Ist jedoch eine Grundwasserströmung vorhanden, ist zusätzlich ein Wärmetransport durch Konvektion und ggf. Dispersion zu beachten. Bei flächigen Bauteilen ist neben dem Betrag der Grundwasserströmung auch die Strömungsrichtung (quer oder parallel zum Bauteil) zu beachten. Weiterhin werden thermo-aktive Bauteile in der Regel oberflächennah eingesetzt, sodass jahreszeitliche Temperaturschwankungen im Untergrund zu berücksichtigen sind.

Die mathematische Beschreibung des Wärmetransports im Untergrund erfolgt im Allgemeinen durch eine Differentialgleichung (DGL):

$$c_{v,B} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x_i} \cdot (\lambda_{B,i} + D_{m,i}) \right) - c_{v,w} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x_i} \cdot v_{f,i} \right) + Q \quad (2-1)$$

In Gleichung (2-1) bezeichnet D_m [m^2/s] den Dispersionskoeffizienten, v_f [m/s] die Grundwassergeschwindigkeit und $c_{v,w}$ [$J/(m^3K)$] die Wärmekapazität des (Poren)Wassers. Der Quellterm Q [W/m^3] berücksichtigt Wärmequellen oder -senken innerhalb des Bodenvolumens, wie sie beispielsweise ein thermo aktives Bauteil darstellt. Je nach Form der Wärmequelle (Punktquelle, Linienquelle, halbumendlicher Körper, etc.) existieren verschiedene semi-analytische Lösungen der Differentialgleichung (2-1). Eine genauere Lösung und ein größeres Anwendungsspektrum werden jedoch durch die Verwendung von numerischen Methoden erreicht. Im Rahmen des Projekts wurde das Programm SHEMAT [CI2003] bzw. SHEMAT-Suite [Ra2006] verwendet, welches die DGL mit Hilfe der Methode der Finite-Differenzen löst. Auf die Darstellung analytischer Lösungsansätze wird daher an dieser Stelle verzichtet. Einzelheiten hierzu können [Kü2014] entnommen werden.

Neben dem Wärmetransport im Untergrund sind auch die Vorgänge im Absorbersystem (Rohrsystem) zu beachten. Diese können auf Basis der thermodynamischen Zusammenhänge für eine Rohrströmung (z. B. [VDI2006]) beschrieben werden. In der Rohrwand können die Vorgänge ausschließlich über Wärmeleitung beschrieben werden. Zur Beschreibung des Wärmetransports im Wärmeträgerfluid ist zwischen einem strömenden und ruhenden Fluid zu unterscheiden. Ist das Wärmeträgermedium in Bewegung, dominiert der Wärmetransport aus Konvektion, während die Wärmeleitung vernachlässigt werden kann. Ist keine Strömung im Rohr vorhanden, findet dagegen nur ein Wärmetransport durch Wärmeleitung statt. Für die Beschreibung des konvektiven Wärmetransports der Rohrströmung ist der Strömungszustand entscheidend, welcher wiederum von der Strömungsgeschwindigkeit abhängt. Die Einteilung des Strömungszustands erfolgt über die Reynolds-Zahl (Re):

$$Re = \frac{v \cdot d_i}{\nu} \quad (2-2)$$

Hierin sind v [m/s] die Strömungsgeschwindigkeit, d_i [m] der Rohrinne Durchmesser und ν [m^2/s] die (kinematische) Viskosität. Für $Re < 2.300$ liegt eine laminare Strömung vor, während für $Re > 10.000$ eine vollausgebildete turbulente Strömung angenommen werden kann. Für Reynolds-Zahlen zwischen den beiden Grenzen befindet sich die Strömung im

sogenannten Übergangsbereich. Dies bedeutet, dass die Stromfäden nicht mehr komplett parallel verlaufen, sondern erste Verwirbelungen auftreten.

Der Wärmeübergang im Rohr wird über die dimensionslose Nusselt-Zahl (Nu) beschrieben:

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot d_i}{\lambda_p} \quad (2-3)$$

Hierin ist α [W/(m²K)] der Wärmeübergangskoeffizient und λ_p [W/(mK)] die Wärmeleitfähigkeit des Rohres. Prinzipiell ist der Wärmeübergang im Rohr bei einer turbulenten Strömung besser als bei einer laminaren Strömung [VDI2006].

Als Wärmeträgermedium wird bei thermo-aktiven Bauteilen entweder Wasser oder ein Wasser-Glykol-Gemisch verwendet. Durch die Zugabe von Glykol wird der Gefrierpunkt des Fluids reduziert und die Korrosionsbeständigkeit des Systems erhöht. Dabei ändern sich jedoch auch die (thermischen) Eigenschaften des Fluids. Die Eigenschaften des Wärmeträgerfluids sind daher sowohl in Abhängigkeit der Temperatur als auch des Glykol-Gehalts zu definieren.

Thermo-aktive Abdichtungselemente sind durch einen mehrschichtigen Aufbau gekennzeichnet (siehe Abbildung 2-1). In den einzelnen Schichten findet wiederum jeweils nur ein Wärmetransport durch Wärmeleitung statt. Im Unterschied zu Erdwärmesonden oder Energiepfählen findet bei flächigen Bauteilen jedoch kein rotationssymmetrischer Wärmeentzug zwischen Absorbersystem und Untergrund statt. Es stellt sich vielmehr ein Wärmetransport aus dem Erdreich (außen) sowie aus der erdreichabgewandten Seite (innen) ein. Das Verhältnis der Wärmeströme ist dabei von der konstruktiven Ausbildung des Systems abhängig. Liegen außen und innen unterschiedliche Temperaturen vor wird durch diese Temperaturdifferenz ein zusätzlicher Wärmestrom von innen nach außen initiiert, welcher sich mit dem Wärmetransport infolge des Rohrsystems überlagert. In den verschiedenen Bauteilschichten kann somit entweder ein zweidimensionaler Wärmetransport in x- und y-Richtung oder vereinfacht auch nur ein eindimensionaler Wärmetransport in y-Richtung vorliegen. Die Unterscheidung zwischen ein- oder zweidimensionalen Wärmetransport ist daher für jede Schicht im Modell zu treffen und entsprechend zu berücksichtigen.

Neben der Abbildung der einzelnen Wärmetransportvorgänge ist deren Kopplung entscheidend. Hierbei sind vor allem die unterschiedlichen erforderlichen Betrachtungsmaßstäbe zu beachten. Während für das Bauteil ein kleiner Abbildungsmaßstab im Zentimeterbereich gewählt werden muss, ist für die Abbildung der Prozesse im Untergrund ein Bereich im Metermaßstab entscheidend. Für genehmigungsrechtliche Aspekte ist beispielsweise die Kenntnis der sich einstellenden Temperaturfahne infolge des Wärmeentzugs entscheidend. Die unterschiedlichen Maßstäbe führen bei einer (numerischen) Modellerstellung zu einer großen Zellanzahl, die zu unpraktikablen, hohen Rechenzeiten führt. Im neuen Berechnungsansatz sollen daher die Vorgänge im Bauteil auf geeignete Weise zusammengefasst und entsprechend vereinfacht werden, sodass bei vertretbaren Rechenzeiten ein realistisches Ergebnis erzielt werden kann.

Eine geothermische Anlage besteht in der Regel aus drei Kreisläufen (siehe Abbildung 2-2). Während der Primärkreislauf den Wärmeentzug aus dem Untergrund beschreibt, wird im

Wärmepumpenkreislauf die Rücklauftemperatur aus dem Primärkreislauf auf das erforderliche Temperaturniveau des Heizkreislaufs angehoben. Im durchgeführten Projekt lag der Schwerpunkt auf der Beschreibung der Vorgänge im Primärkreislauf. In der praktischen Anwendung ist jedoch der Wärmeentzug von den Anforderungen aus dem Heizkreislauf (Wärme- bzw. Kältebedarf) abhängig, sodass eine Interaktion der Kreisläufe stattfindet. Daher ist bei der Formulierung eines Berechnungsansatzes für den Primärkreislauf auch eine geeignete Schnittstelle zum Sekundärkreislauf zu schaffen.

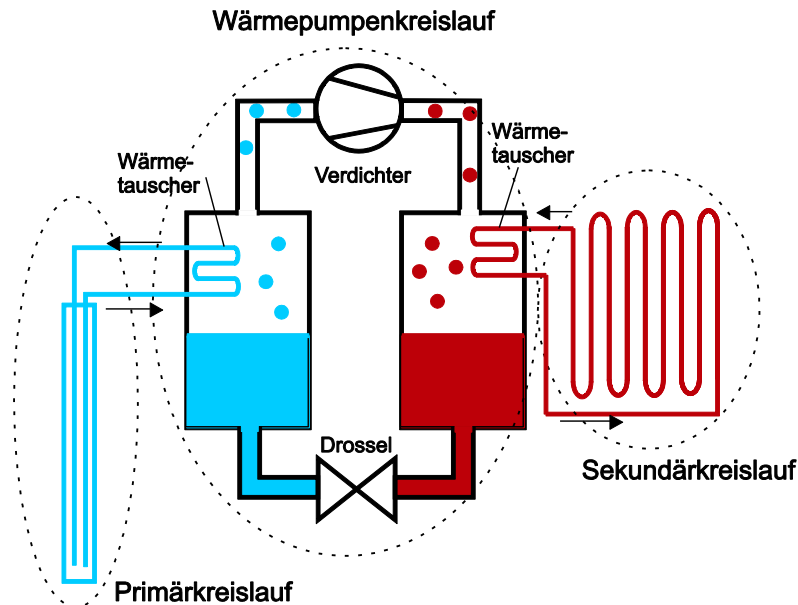


Abbildung 2-2: Kreisläufe einer geothermischen Anlage ([Kü2014])

Auf Basis dieser Zusammenhänge können folgende allgemeine Anforderungen an ein Berechnungsmodell für flächige thermo-aktive Bauteile formuliert werden [Kü2014]:

- Kopplung von Wärmetransport im Untergrund und im Bauteil unter der Berücksichtigung der unterschiedlichen Abbildungsmaßstäbe;
- Betrachtung aller relevanten Wärmetransportvorgänge im Untergrund;
- Berücksichtigung der zeitlich veränderten Untergrundtemperatur bei oberflächennahen Systemen;
- Abbildung aller Bauteilkomponenten (Mehrschichtsystem);
- Berücksichtigung des mehrdimensionalen Wärmetransports im Bauteil;
- Abbildung des Wärmestroms aus bzw. in den Untergrund und aus bzw. in den Innenraum (dem Untergrund abgewandte Seite);
- Abbildung der Rohrströmung für verschiedenen Strömungszustände;
- Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften;
- Abbildung der Einflüsse aus dem Gebäude bzw. verschiedener Betriebszustände für das thermo-aktive Bauteil.

2.2 Konzept des Berechnungsansatzes / Widerstandsanalogie

Das entwickelte Berechnungsmodell zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen wurde auf Basis des sogenannten Modell-im-Modell-Ansatzes

(z. B. [Al2005], [Mo2012]) erstellt. Dazu wurde für die Beschreibung des Wärmetransports im Bauteil ein Widerstandsmodell entwickelt, welches alle Einflüsse aus dem Bauteil sowie alle vorhandenen Wärmeströme abbilden kann. Dieser Berechnungsansatz wurde dann in das Programm SHEMAT-Suite implementiert.

Die Entwicklung des Berechnungsansatzes erfolgte auf Basis der Eigenschaften der thermo-aktiven Abdichtungselemente. Diese sind durch einen mehrschichtigen Aufbau gekennzeichnet. Das schematische System der thermo-aktiven Abdichtungselemente sowie die verwendeten Formelzeichen sind in Abbildung 2-3 dargestellt.

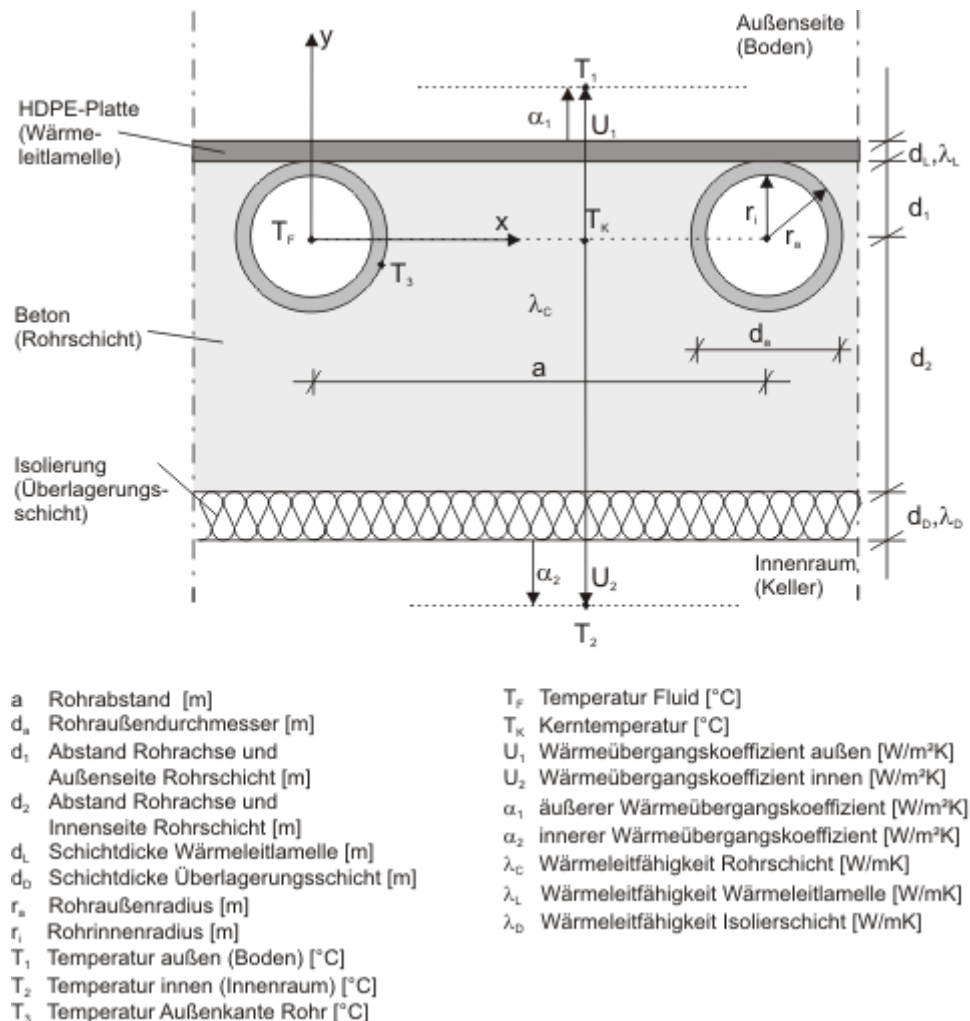


Abbildung 2-3: Aufbau des Mehrschichtmodells und Bezeichnungen ([Kü2014])

Der entwickelte Berechnungsansatz beruht auf dem Ansatz von [Gl1982]. Hier wurden erstmals Gleichungen für den Temperaturverlauf in einem mehrschichtigen Bauteil mit eingelegten Rohrregistern aufgestellt, wenn mehrere Bauteilschichten an einem zweidimensionalen Wärmetransport beteiligt sind. Prinzipiell ist hier zwischen drei verschiedenen Bauteilschichttypen zu unterscheiden. In der „Rohrschicht“ befinden sich die Absorberrohre. In dieser Schicht wird sowohl zwischen den Rohren als auch zwischen den Schichtgrenzen Wärme transportiert, sodass stets ein zweidimensionaler Wärmetransport stattfindet. Weitere Schichten, die an die Rohrschicht grenzen, können entweder durch einen eindimensionalen oder einen zweidimensionalen Wärmetransport gekennzeichnet sein.

Schichten mit zweidimensionalem Wärmetransport werden „Wärmeleitlamelle“ genannt, während dünne Schichten oder Schichten mit einer geringen Wärmeleitfähigkeit auf Grund des eindimensionalen Wärmetransports als „Überlagerungsschichten“ bezeichnet werden [GI1999].

In dem hier betrachteten Fall wirkt die Abdichtung als Wärmeleitlamelle, da hier analog zur Rohrschicht ein zweidimensionaler Wärmetransport unterstellt wird. Diese Schicht wird im Modell separat berücksichtigt. Die Dämmung an der Bauteilinnenseite wird dagegen als Überlagerungsschicht betrachtet. Diese Schicht wird in der Formulierung des Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt. In diesem Zusammenhang sei darauf hingewiesen, dass für den Fall der thermo-aktiven Abdichtungselemente auch die Annahme eines eindimensionalen Wärmetransports in der Wärmeleitlamelle gerechtfertigt wäre, da die Abdichtung durch eine geringe Schichtdicke und eine geringe Wärmeleitfähigkeit gekennzeichnet ist. Der neue Berechnungsansatz soll jedoch durch eine möglichst allgemeine Formulierung gekennzeichnet sein, um auch andere thermo-aktive (Beton)Bauteile berechnen zu können. Daher wurden im Rahmen des Projekts die Formulierungen für ein Zweischichtsystem (zweidimensionaler Wärmetransport in der Rohrschicht und der Wärmeleitlamelle) verwendet [Kü2014].

Für flächige thermo-aktive Bauteile kann das Gesamtsystem über die in Abbildung 2-4(a) dargestellte Dreiecksschaltung abgebildet werden (z. B. [Ko2000]). Ausgehend von der Temperatur an der Außenseite des Absorberrohrs T_3 findet sowohl ein Wärmetransport nach innen (q_2) als auch nach außen (q_1) statt, welche durch die entsprechenden Widerstände R_b und R_a charakterisiert werden. Die Temperatur an der Außenseite des Rohres T_3 kann über eine zusätzliche Reihenschaltung der Rohrwiderstände aus Wärmeleitung $R_{p,cond}$ und Konvektion $R_{p,conv}$ aus der (mittleren) Fluidtemperatur T_F ermittelt werden. Liegen an den beiden Außenseiten des Bauteils unterschiedliche Temperaturen T_1 und T_2 vor, findet zusätzlich ein (eindimensionaler) Wärmetransport zwischen den Bauteilrändern statt, der durch den Widerstand R_c repräsentiert wird.

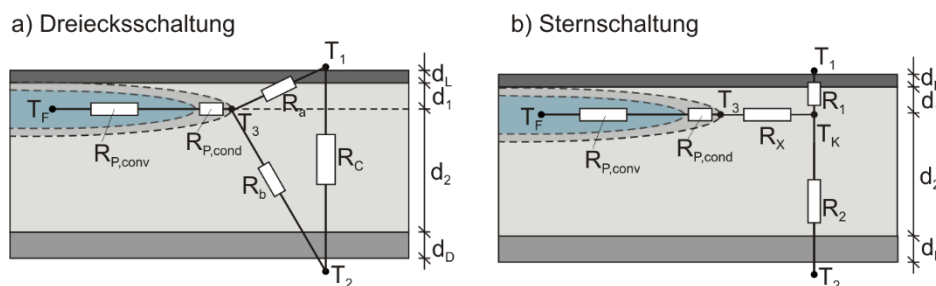


Abbildung 2-4: Widerstandsanalogie ([Kü2014] auf Basis von [Ko2000])

Die mathematische Beschreibung der Wärmeströme nach außen (q_1) und nach innen (q_2) lautet für den Fall der Dreiecksschaltung wie folgt:

$$q_1 = \frac{1}{R_c} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{R_a} \cdot (T_3 - T_1) \quad (2-4)$$

$$q_2 = -\frac{1}{R_c} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{R_b} \cdot (T_3 - T_2) \quad (2-5)$$

Die Dreieckschaltung kann in eine äquivalente Sternschaltung übertragen werden (siehe Abbildung 2-4(b)). Diese eignet sich besser für eine mathematische bzw. numerische Umsetzung. Die Umrechnung der Widerstände kann nach folgenden Zusammenhängen erfolgen ([Ko2000]):

$$\begin{aligned}R_1 &= \frac{R_a \cdot R_c}{R_a + R_b + R_c} \\R_2 &= \frac{R_b \cdot R_c}{R_a + R_b + R_c} \\R_x &= \frac{R_a \cdot R_b}{R_a + R_b + R_c}\end{aligned}\tag{2-6}$$

Wiederum ausgehend von der Temperatur an der Außenseite des Rohres kann über den sogenannten „Bauteilwiderstand“ R_x eine (mittlere) Kerntemperatur im Bauteil T_K berechnet werden. Der Bauteilwiderstand vereinigt somit alle geometrischen und physikalischen Randbedingungen in der Rohrschicht sowie die Einflüsse aus den weiteren Bauteilschichten. Mit Hilfe der Kerntemperatur können anschließend der Wärmestrom nach innen q_2 und der Wärmestrom nach außen q_1 über die Gesetze der eindimensionalen Wärmeleitung und den zugehörigen Widerständen R_2 und R_1 wie folgt berechnet werden:

$$q_1 = \frac{1}{R_1} \cdot (T_K - T_1) = U_1 \cdot (T_K - T_1)\tag{2-7}$$

$$q_2 = \frac{1}{R_2} \cdot (T_K - T_2) = U_2 \cdot (T_K - T_2)\tag{2-8}$$

Die Wärmeübergangskoeffizienten U_i berechnen sich für das hier betrachtete mehrschichtige Bauteil (vgl. Abbildung 2-3) wie folgt:

$$U_1 = \left[R_{s,e} + \frac{d_L}{\lambda_L} + \frac{d_1}{\lambda_C} \right]^{-1}\tag{2-9}$$

$$U_2 = \left[R_{s,i} + \frac{d_D}{\lambda_D} + \frac{d_2}{\lambda_C} \right]^{-1}\tag{2-10}$$

Hierin sind $R_{s,e}$ und $R_{s,i}$ der äußere bzw. innere Wärmeübergangswiderstand. Diese berücksichtigen nach DIN EN ISO 6946:2008 Einflüsse aus Konvektion und Strahlung in der Grenzschicht zwischen Bauteiloberfläche und umgebenden Medium (Boden). Für wärmeschutztechnische Berechnungen und Bauteiloberflächen, die an eine Luftschicht grenzen, kann der innere Wärmeübergangswiderstand bei horizontal gerichteten Wärmeströmen zu $R_{s,i} = 0,13 \text{ m}^2\text{K/W}$ gewählt werden. Für Bauteile die an Erdreich grenzen, wird der äußere Wärmeübergangswiderstand je nach Berechnungsziel teilweise zu Null gesetzt (z. B. [Bau2012]). Damit wird unterstellt, dass keine Einflüsse aus Konvektion (oder Strahlung) an der Oberfläche vorliegen und damit die Temperatur der Bauteiloberfläche der Untergrundtemperatur entspricht. Im Rahmen des Projekts werden die Einflüsse aus dem Untergrund durch ein numerisches Modell abgebildet. Ein zusätzlicher äußerer Wärmeübergangswiderstand kann daher im Bauteilmodell vernachlässigt werden, sodass in

den durchgeführten Berechnungen ein Wert von $R_{s,e} = 0,001 \text{ m}^2\text{K/W}$ angenommen wurde, was numerisch einer Null entspricht.

Für die Schichten, die nicht am zweidimensionalen Wärmetransport beteiligt sind, ergeben sich die Teilwärmeübergangskoeffizienten \bar{U}_i zu:

$$\bar{U}_1 = \frac{1}{R_{s,e}} \quad (2-11)$$

$$\bar{U}_2 = \left[R_{s,i} + \frac{d_D}{\lambda_D} \right]^{-1} \quad (2-12)$$

Mit Hilfe der Sternschaltung und den jeweiligen Wärmeströmen können die Temperaturen an den Bauteiloberflächen berechnet werden. Diese bilden die Schnittstelle zum Wärmetransport im Boden und können in der numerischen Umsetzung als Randbedingung verwendet werden.

2.3 Mathematische Formulierung der thermischen Widerstände

2.3.1 Bauteilwiderstand

Der Bauteilwiderstand R_x bildet den maßgebenden Teil des Berechnungsmodells, da in diesem die geometrischen Randbedingungen der am Wärmetransport beteiligten Schichten und des Absorbersystems einfließen. Die Ableitung des Bauteilwiderstands erfolgte im Rahmen des Projekts auf Basis des Ansatzes von [Ko2000] unter Berücksichtigung der Temperaturverteilung im mehrschichtigen Bauteil nach [Gl1982]. Eine ausführliche Herleitung des Bauteilwiderstands findet sich in [KüM2013], [KüM2014] und [Kü2014]. Im Folgenden werden nur die wesentlichen Zusammenhänge dargestellt.

Der Bauteilwiderstand R_x lässt sich aus den beiden Wärmeströmen q_1 und q_2 ableiten. Diese können auf Grund der Energieerhaltung über die Temperaturen an der Bauteiloberfläche wie folgt beschrieben werden:

$$q_1 = \bar{U}_1 \cdot (T(d_1 + d_L) - T_1) \quad (2-13)$$

$$q_2 = \bar{U}_2 \cdot (T(d_2) - T_2) \quad (2-14)$$

Für die Bestimmung des Wärmestroms nach außen q_1 ist somit die mittlere Temperatur an der Außenseite der Wärmeleitlamelle und für den Wärmestrom nach innen q_2 die mittlere Temperatur an der Unterkante der Rohrschicht maßgebend. Diese beiden Temperaturen können auf Basis des Ansatzes von [Gl1982] bzw. [Ko2000] berechnet werden. Durch die entsprechenden Anpassungen der Gleichungen an die Verhältnisse bei thermo-aktiven Bauteilen (vgl. [KüM2013], [KüM2014] und [Kü2014]) können die beiden Wärmeströme q_1 und q_2 wie folgt berechnet werden:

$$q_1 = \frac{a - d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) \frac{U_1 \cdot U_2}{U_1 + U_2} (T_2 - T_1) + U_1 \cdot (T_3 - T_1) \cdot \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \quad (2-15)$$

$$q_2 = \frac{a - d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) \cdot \frac{U_1 \cdot U_2}{U_1 + U_2} (T_1 - T_2) + U_2 \cdot (T_3 - T_2) \cdot \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \quad (2-16)$$

mit:

$$\phi = \frac{2\pi \cdot \lambda_C \cdot \Gamma}{a \cdot (U_1 + U_2)} \quad (2-17)$$

Die Konstante Γ ist dabei wie folgt definiert ([GI1982]):

$$\Gamma = \left[\ln\left(\frac{a}{\pi \cdot d_a}\right) + \frac{2\pi\lambda_C}{a \cdot (U_1 + U_2)} + \sum_{s=1}^{\infty} \frac{g_1(s) + g_2(s)}{s} \right]^{-1} \quad (2-18)$$

mit:

$$g_1(s) = -\frac{\frac{\bar{U}_2}{\lambda_C} a - 2\pi s}{\frac{\bar{U}_2}{\lambda_C} a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a} d_2} \cdot [1 + g_2(s)] \quad (2-19)$$

$$g_2(s) = \frac{\left(\lambda_C + \frac{\lambda_L}{N_1} - \frac{\lambda_L}{N_2}\right) \left(e^{-\frac{4\pi s}{a} d_1} - R\right)}{\lambda_C(1 + R) + \left(\frac{\lambda_L}{N_2} - \frac{\lambda_L}{N_1}\right) (1 - R)} \quad (2-20)$$

und:

$$N_1 = 1 - \frac{\frac{\bar{U}_1}{\lambda_L} a + 2\pi s}{\frac{\bar{U}_1}{\lambda_L} a - 2\pi s} \cdot e^{\frac{4\pi s}{a} d_L} \quad (2-21)$$

$$N_2 = 1 - \frac{\frac{\bar{U}_1}{\lambda_L} a - 2\pi s}{\frac{\bar{U}_1}{\lambda_L} a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a} d_L} \quad (2-22)$$

$$R = -\frac{\frac{\bar{U}_2}{\lambda_C} a - 2\pi s}{\frac{\bar{U}_2}{\lambda_C} a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a} (d_1 + d_2)} \quad (2-23)$$

Die Summe in Gleichung (2-18) ist durch ein gutes Konvergenzverhalten gekennzeichnet, sodass mit hinreichender Genauigkeit eine endliche Summationsgrenze (hier $s = 100$) gewählt werden kann, welche auch für eine numerische Umsetzung geeignet ist.

Ein Vergleich von Gleichung (2-4) mit Gleichung (2-15) bzw. von Gleichung (2-5) mit Gleichung (2-16) liefert die Widerstände für eine Dreiecksschaltung (siehe Abbildung 2-4(a)). Diese lauten dann:

$$R_a = \left[U_1 \cdot \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \right]^{-1} \quad (2-24)$$

$$R_b = \left[U_2 \cdot \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \right]^{-1} \quad (2-25)$$

$$R_c = \frac{a \cdot (U_1 + U_2)}{(a - d_a) \cdot U_1 \cdot U_2 \cdot (1 - \Phi)} \quad (2-26)$$

Durch die Transformation in eine Sternschaltung (siehe Abbildung 2-4(b)) wird letztendlich der gesuchte Bauteilwiderstand R_x erhalten:

$$R_x = \frac{R_a \cdot R_b}{R_a + R_b + R_c} = \frac{(a - d_a)(1 - \Phi)}{(U_1 + U_2)(d_a \cdot (1 - \Phi) + a \cdot \Phi)} \quad (2-27)$$

Der Bauteilwiderstand hängt somit nur von der Konstanten Φ ab, welche alle geometrischen Informationen zum Bauteil und zum Absorbersystem enthält. Der Bauteilwiderstand kann demnach als Systemkonstante angesehen werden.

2.3.2 Rohrwiderstände

Die Temperatur an der Außenseite des Rohres T_3 kann aus der Fluidtemperatur T_F über eine Reihenschaltung der Widerstände aus Konvektion $R_{p,conv}$ und Wärmeleitung $R_{p,cond}$ berechnet werden. Der gesamte Rohrwiderstand R_p ergibt sich dann aus der Summe der einzelnen Teilwiderstände:

$$R_p = R_{p,conv} + R_{p,cond} \quad (2-28)$$

Aus dem Grundsatz der Energieerhaltung ergibt sich die Temperatur an der Außenseite des Rohres damit zu:

$$T_3 = T_F - (q_1 + q_2) \cdot R_p \quad (2-29)$$

Die Rohrwiderstände können nach den thermodynamischen Grundsätzen der Rohrströmung berechnet werden. Für den hier betrachteten Fall sind die Widerstände als flächenbezogene Widerstände zu definieren. Daher werden die Rohrwiderstände auf die äquivalente Rohrfläche $A_p = a \cdot L_p$ bezogen ([Ko2000]):

$$R_{p,cond} = \frac{a \cdot L_p}{2\pi \cdot \lambda_p \cdot L_p} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad (2-30)$$

$$R_{p,conv} = \frac{a \cdot L_p}{d_i \cdot \pi \cdot \alpha \cdot L_p} = \frac{a \cdot L_p}{\pi \cdot \lambda_p \cdot Nu \cdot L_p} \quad (2-31)$$

Hierin sind a der Rohr- bzw. Schenkelabstand und L_p die Rohrlänge. Die Nusselt-Zahl ist vor allem vom Strömungszustand im Rohr abhängig. Im laminaren Strömungszustand ist darüber hinaus die vorhandene Rohrwandrandbedingung von Bedeutung. Prinzipiell ist zwischen einer konstanten Wandtemperatur (Randbedingung 1. Art) und einer konstanten Wärmestromdichte (Randbedingung 2. Art) zu unterscheiden. Bei der Strömung im Absorbersystem eines thermo-aktiven Bauteils ist genau genommen weder die Annahme einer konstanten Rohrwandtemperatur, noch einer konstanten Wärmestromdichte korrekt, da sich beide Größen über die Rohrlänge ändern und untereinander interagieren. Voruntersuchungen haben jedoch gezeigt, dass der Einfluss der Rohrwandrandbedingung auf den Gesamtwiderstand des Systems gering ist ([Kü2014]). Daher wird die Nusselt-Zahl hier für den Fall einer konstanten Wandtemperatur und für eine hydrodynamisch vollausgebildete Strömung mit thermischem Anlauf in Abhängigkeit des vorliegenden Strömungszustands berechnet.

Für die Berechnung der Nusselt-Zahl in Abhängigkeit des Strömungszustands existiert in der Literatur eine Vielzahl von Berechnungsansätzen. In einer Voruntersuchung wurden die verschiedenen Ansätze ausgewertet und verglichen. Als Ergebnis wurden für den Anwendungsfall der thermo-aktiven Abdichtungselemente die Ansätze des VDI-Wärmeatlas [VDI2006] ausgewählt. Diese zeigen auch in der praktischen Anwendung gute Übereinstimmungen mit Messwerten (z. B. [Gn1995]; [Ab2009]).

Für den laminaren Strömungsbereich gilt [VDI2006]:

$$Nu_{lam} = \left[3,66^3 + 0,7^3 + \left(1,615 \left(Re \cdot Pr \cdot \frac{d_i}{L_p} \right)^{1/3} - 0,7 \right)^3 \right]^{1/3} \quad (2-32)$$

Für eine turbulente Strömung gilt entsprechend [VDI2006]:

$$Nu_{tur} = \frac{f/8 \cdot Re \cdot Pr}{1 + 12,7 \cdot (f/8)^{1/2} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \cdot \left[1 + \left(\frac{d_i}{L_p} \right)^{2/3} \right] \quad (2-33)$$

mit:

$$f = (1,8 \cdot \lg(Re) - 1,5)^{-2} \quad (2-34)$$

Die Prandtl-Zahl (Pr) ist eine Kenngröße für die Temperaturabhängigkeit der Rohrströmung und berechnet sich wie folgt:

$$Pr = \frac{\eta_F \cdot c_{p,F}}{\lambda_F} \quad (2-35)$$

Hierin sind η_F die dynamische Viskosität, $c_{p,F}$ die spezifische Wärmekapazität und λ_F die Wärmeleitfähigkeit des Wärmeträgerfluids.

Für den Übergangsbereich kann die Nusselt-Zahl aus einer Interpolation zwischen laminarer und turbulenter Strömung ermittelt werden ([VDI2006]):

$$Nu = (1 - \psi) \cdot Nu_{lam}(Re = 2.300) + \psi \cdot Nu_{tur}(Re = 10.000) \quad (2-36)$$

mit

$$\psi = \frac{Re - 2.300}{10.000 - 2.300} \quad (2-37)$$

In Abbildung 2-5 ist exemplarisch der Verlauf der Nusselt-Zahl für verschiedene Reynolds-Zahlen dargestellt. Hierbei wurde eine Rohrlänge von $L_p = 10$ m, ein Innendurchmesser von $d_i = 0,02$ m und eine Fluidtemperatur von $T_F = 2$ °C angenommen. Es zeigt sich, dass nach Verlassen des laminaren Strömungsbereichs die Nusselt-Zahl deutlich ansteigt. Eine weitere Vergrößerung der Strömungsgeschwindigkeit bis in den vollständig turbulenten Bereich führt dagegen nicht zu einer Verbesserung des Wärmeübergangs im gleichen Maße wie beim Übergang vom laminaren in den Übergangsbereich.

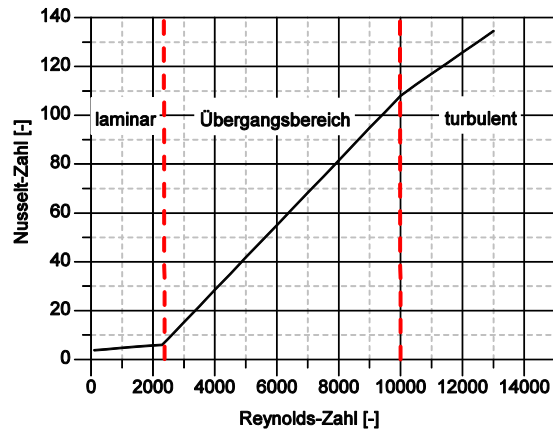


Abbildung 2-5: Nusselt-Zahl in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl ([Kü2014])

Thermo-aktive Bauteile werden analog wie Erdwärmesonden oder Erdwärmekollektoren entweder mit Wasser oder mit einem Wasser-Glykol-Gemisch betrieben. Die Eigenschaften des Wärmeträgerfluids sind sowohl vom Glykol-Gehalt als auch von der Temperatur abhängig (siehe Abbildung 2-6). So sinkt beispielsweise die Viskosität mit steigender Temperatur. Dies bedeutet anschaulich, dass warmes Wasser schneller fließt, als kaltes. Weiter sinkt die Wärmekapazität während die Wärmeleitfähigkeit steigt.

Die (thermischen) Eigenschaften von Wasser sind im Programm SHEMAT-Suite bereits in Abhängigkeit der Temperatur definiert. Im Rahmen des Projekts wurden für verschiedene Glykol-Gehalte Funktionen in Abhängigkeit der Temperatur für die Viskosität, die Dichte, die Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit und den Gefrierpunkt ermittelt. Der Gefrierpunkt stellt dabei lediglich eine Kontrollgröße dar. Wird in der Berechnung eine Fluidtemperatur erreicht, die kleiner als die Gefrierpunkttemperatur ist, erfolgt eine Fehlermeldung, da für Temperaturen unterhalb des Gefrierpunkts keine Rohrströmung mehr aufrechterhalten werden kann.

Zur Berücksichtigung der Eigenschaften des Wärmeträgerfluids wurden Regressionskurven auf Basis der Daten des Wärmeträgerfluids „GLYKOLSOL-N“ der Firma ProKÜHLSOLE ermittelt und ins Programm implementiert. Ein Vergleich der Funktionen mit den Eigenschaften von Wärmeträgermedien auf Glykol-Basis anderer Hersteller (z. B. „TYFOCOR“ der Firma Tyforop Chemie GmbH oder „Glysofor Terra“ der Firma Wittig Umweltchemie) zeigt eine gute Übereinstimmung, sodass die implementierten Funktionen als herstellerunabhängig angesehen werden können. Eine Ausnahme stellt die Wärmeleitfähigkeit dar, die für GLYKOLSOL-N leicht erhöhte Werte gegenüber den anderen Fluiden liefert. Dies ist auf eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit des „Grundmaterials“ (100 % Frostschutzmittel bei GLYKOLSOL-N) zurückzuführen.

Es wurden Glykol-Gehalte zwischen 20 Vol.- % und 35 Vol.-% betrachtet. Glykol-Gehalte außerhalb dieser Werte sollen nach Herstellerangaben vermieden werden. Die grafische Darstellung der Verläufe findet sich in Abbildung 2-6. Die entsprechende mathematische Formulierung ist im Anhang dargestellt.

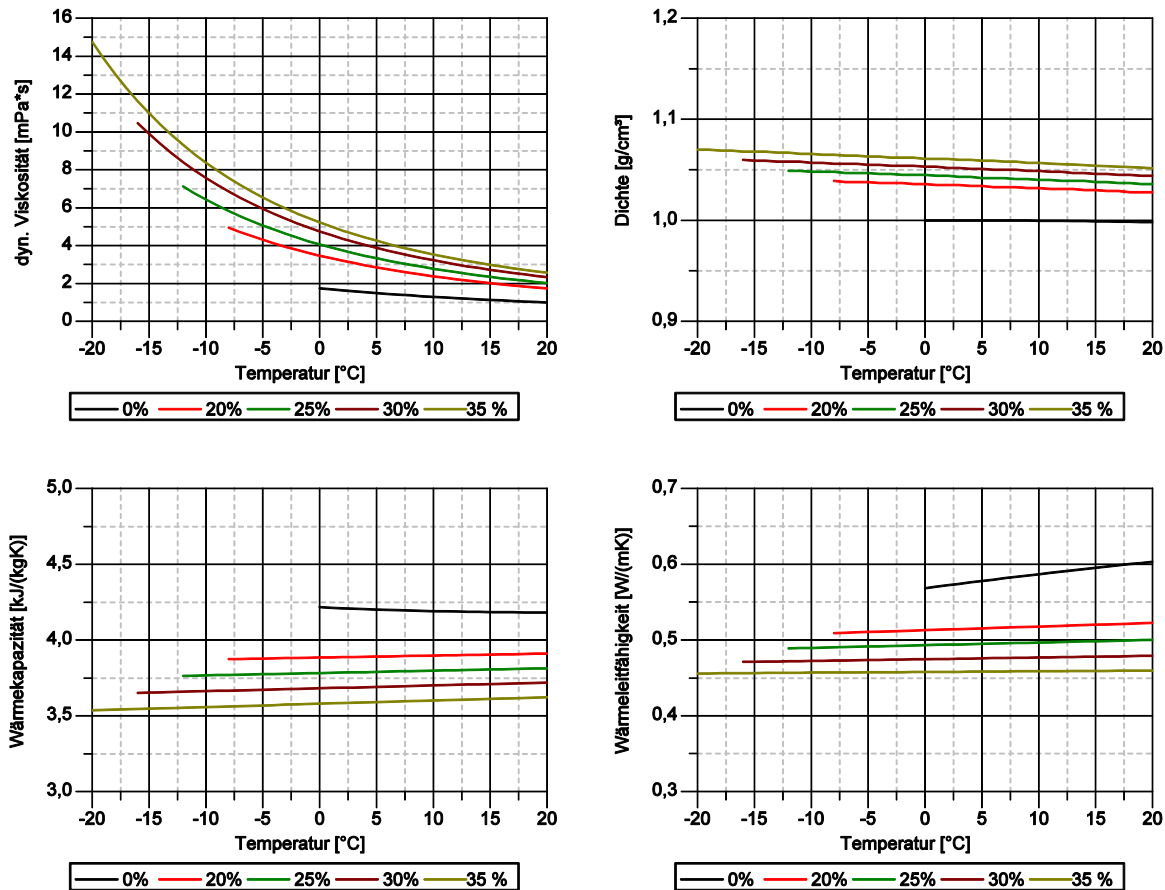


Abbildung 2-6: Eigenschaften des Wärmeträgermediums (GLYKOLSOL-N) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts und der Temperatur auf Basis der Daten von proKÜHLSOLE ([Kü2014])

Mit steigendem Glykol-Gehalt nehmen die Viskosität und die Dichte des Mediums zu, während die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität abnehmen (siehe Abbildung 2-6). Aus thermischer Sicht ist die Verwendung von reinem Wasser zu empfehlen. Durch die Zugabe von Glykol werden jedoch auch die Frostsicherheit und der Korrosionsschutz erhöht. Thermo-aktive Bauteile dürfen in der Regel keiner Frostbeanspruchung ausgesetzt werden, um deren statische Funktion nicht zu beeinträchtigen. Aus Gründen des Frostschutzes kann in der Regel ebenfalls auf die Zugabe von Glykol verzichtet werden. Ist aus korrosionsschutztechnischer Sicht die Zugabe von Glykol erforderlich, ist somit ein minimaler Glykol-Gehalts (20 Vol.-%) ausreichend.

3 Wärmentzugsversuche an thermo-aktiven Abdichtungselementen

Zur Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsmoduls wurden verschiedene Wärmeentzugsversuche an thermo-aktiven Abdichtungselementen durchgeführt. Der verwendete Versuchsstand wurde im Rahmen eines vom Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR) geförderten Forschungsprojekts zur Ermittlung der Effizienz von thermo-aktiven Abdichtungselementen entwickelt ([Zie2011]) und konnte in diesem Projekt verwendet werden. Der schematische Aufbau des Versuchsstands ist in Abbildung 3-1 dargestellt.

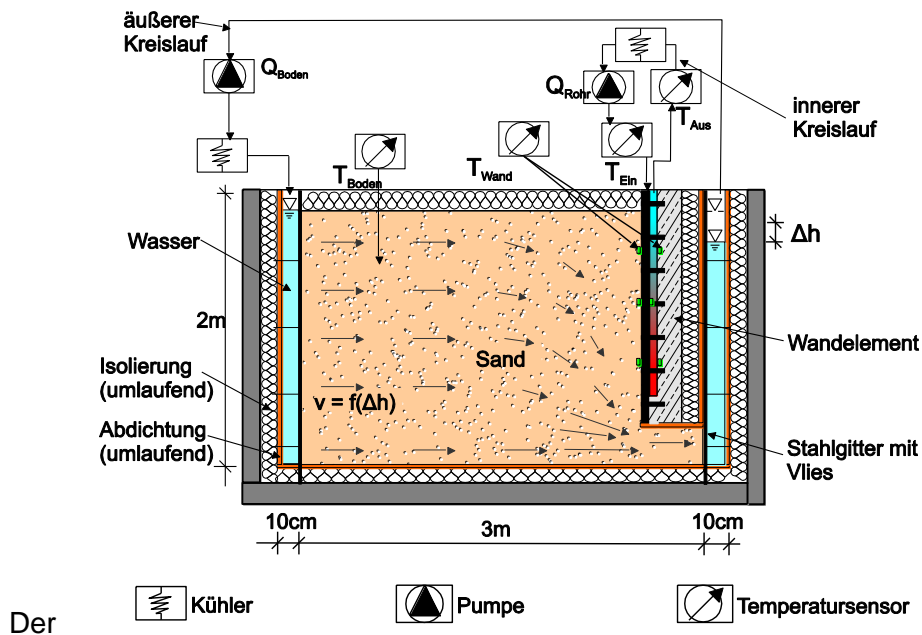


Abbildung 3-1: Schematischer Aufbau des Versuchsstands ([Kü2014])

Der Versuchsstand ist prinzipiell durch zwei Kreisläufe gekennzeichnet. Der äußere Kreislauf regelt die Temperatur und die Grundwassergeschwindigkeit im Bodenkörper. Im inneren Kreislauf werden dagegen die Vorlauf- und Abflusstemperatur sowie der Volumenstrom im Absorbersystem eingestellt. Somit können verschiedene Rand- und Betriebsparameter im Versuch getestet werden. Durch die großen Abmessungen des Versuchsstands (3 m x 3 m x 2 m) ist eine realitätsnahe Abbildung der Verhältnisse ohne nennenswerte Maßstabeffekte möglich.

3.1 Versuchsaufbau und Messtechnik

Zur Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsmoduls und dessen numerischer Implementierung wurde ein Wandelement mit zwei verschiedenen Rohrsystemen (U-Rohr und W-Rohr) hergestellt (siehe Abbildung 3-2). Als Absorberrohre wurden Rohre aus Polyethylen (PE) mit einem Außendurchmesser von $d_a = 25$ mm verwendet. Die Wandstärke betrug $t_w = 2,5$ mm, sodass sich ein Innendurchmesser der Rohre von $d_i = 20$ mm ergibt.

In den Versuchen wurden verschiedene Parametervariationen getestet. Dabei wurde jeweils nur ein Rohrsystem (U- oder W-Rohre) durchströmt. Zur Schaffung von Redundanzen wurde jedes Rohrsystem zweifach in der Wand installiert. Durch die abwechselnde Anordnung der Systeme kann die gegenseitige Beeinflussung der Systeme untereinander minimiert werden. Numerische Voruntersuchungen haben darüber hinaus ergeben, dass durch ein nicht durchströmtes Teilsystem kein Einfluss auf das durchströmte Teilsystem ausgeübt wird, sodass der Abstand zwischen den verschiedenen Teilsystemen minimiert werden konnte. Die resultierende Rohrlänge für die U-Schleife betrug damit $L_p = 3,4$ m und für die W-Schleife $L_p = 7,8$ m. Für die thermo-aktiven Abdichtungselemente wurde eine Betonschutzplatte aus PE-HD mit einer Dicke von $d_L = 2$ mm gewählt.

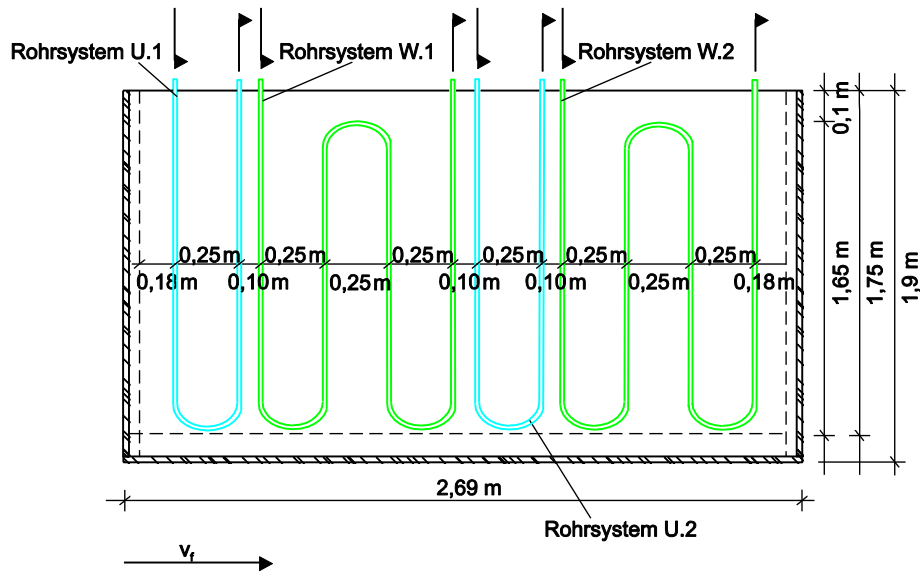


Abbildung 3-2: Rohranordnung im Laborversuch ([Kü2014])

Als Versuchsboden wurde ein enggestufter Sand verwendet, dessen Eigenschaften in Tabelle 3.1 zusammengefasst sind.

Tabelle 3.1 Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch

Parameter	Symbol	Wert
Boden(Sand)		
Durchlässigkeitsbeiwert	k_f [m/s]	$9,3 \cdot 10^{-5}$
Minimaler Porenanteil	n_{\min} [-]	0,33
Maximaler Porenanteil	n_{\max} [-]	0,46
Trockendichte bei dichtester Lagerung	$\rho_{d,\max}$ [g/cm ³]	1,79
Trockendichte bei lockerster Lagerung	$\rho_{d,\min}$ [g/cm ³]	1,44
Proctordichte	ρ_{pr} [g/cm ³]	1,73
Porenanteil bei Proctordichte	n_{pr} [-]	0,35
Korndichte	ρ_s [g/cm ³]	2,67
Wärmeleitfähigkeit der Kornfraktion	λ_s [W/(mK)]	6,95
Wärmekapazität der Kornfraktion	$c_{v,s}$ [J/(m ³ K)]	$1,97 \cdot 10^6$
Beton		
Dichte	ρ_c [g/cm ³]	2,26
Wärmeleitfähigkeit	λ_c [W/(mK)]	2,48
Wärmekapazität	$c_{v,c}$ [J/(m ³ K)]	$2,3 \cdot 10^6$

Die bodenmechanischen Eigenschaften des Sandes wurden durch Laborversuche bestimmt (siehe auch [Zie2011]). Der Boden wurde unter Wasser in den Versuchsstand eingebaut. Daher entspricht die Einbaudichte ungefähr der Proctordichte [Zie2011]. Im Rahmen des

Projekts wurde darüber hinaus die Wärmeleitfähigkeit der Kornfraktion mit einer TK04-Nadelsonde (TeKa, Berlin) bestimmt. Die Versuchsergebnisse finden sich im Anhang. Die mittlere Partikelleitfähigkeit beträgt für den Sand $\lambda = 6,95 \text{ W/(mK)}$, was zu einer Wärmeleitfähigkeit des Bodens von ca. $\lambda_B = 3 \text{ W/(mK)}$. Die Wärmekapazität des Bodens wurde nach dem Ansatz von [Wi1969] analytisch bestimmt ([Kü2014]).

Als Beton wurde in den Versuchen ein Transportbeton (C30/37) verwendet, dessen mittlere Eigenschaften ebenfalls in Tabelle 3.1 dargestellt sind. Durch die guten Lagerungs- und Aushärtungsbedingungen im Labor wurde bereits nach 8 Tage eine sehr hohe Druckfestigkeit des Betons erreicht, sodass der Einbau der Wand in den Versuchsstand nach einer Aushärtungszeit von 10 Tagen erfolgen konnte. Die Wärmeleitfähigkeit des Betons wurde im Rahmen des Projekts mit Hilfe der optischen Abtastung (Thermal Conductivity Scanning, [Po1999]) ermittelt. Die Ergebnisse sind ebenfalls im Anhang dargestellt. Die Wärmekapazität des Betons wurde auf Basis der Empfehlungen von DIN EN ISO 10456:2010 angenommen.

Die durchgeführten Wärmezugsversuche entsprechen prinzipiell dem für Erdwärmesonden bekannten Thermal Response Tests (TRT) (z.B. [Ge2000]). Beim klassischen TRT wird dem System eine konstante Wärmezugsleistung aufgeprägt und die Temperaturantwort des Bodens (bzw. die sich einstellende mittlere Fluidtemperatur T_F) wird gemessen. In den hier durchgeführten Versuchen wurde dagegen die Vorlauftemperatur T_{ein} und der Volumenstrom Q_V im Rohrsystem konstant gehalten. Als Ergebnis wurde dann die sich einstellende Rücklauftemperatur gemessen. Aus der Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf kann die Entzugsleistung nach Gleichung (3-1) berechnet werden.

$$P = c_{v,F} \cdot Q_V \cdot \Delta T = c_{v,F} \cdot Q_V \cdot (T_{\text{aus}} - T_{\text{ein}}) \quad (3-1)$$

Die Vor- und Rücklauftemperaturen wurden für jedes Teilsystem direkt am Systemeintritt bzw. Systemaustritt separat erfasst. Jeder Parametersatz wurde im Versuch über 6 Stunden betrieben, um einen quasi stationären Zustand zu erreichen. Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse entsprechen den Mittelwerten in diesem Zustand.

Durch diese Form der Versuchsdurchführung ist es möglich Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit der Systeme direkt zu ermitteln. Darüber hinaus eignet sich diese Form der Versuchsdurchführung auch gut für eine numerische Abbildung der Laborversuche.

Zusätzlich zur Rücklauftemperatur wurden im Beton, an der Außenseite des Abdichtungselements und im Boden Temperaturfühler angeordnet. Prinzipiell wurde jedes Teilsystem durch verschiedene Messpunkte in zwei vertikalen Sensorlagen messtechnisch überwacht. Die genaue Lage der Temperaturmesspunkte ist im Anhang dargestellt. In Summe standen somit 103 Messpunkte zur Verfügung. Als Temperatursensoren wurden Widerstandsthermometer der Ausführung PT100 verwendet. Diese verfügen über eine ausreichend hohe Messgenauigkeit von $\Delta T = \pm 0,1 \text{ K}$. Zum Schutz der Sensoren beim Einbau wurden diese durch eine Ummantelung aus Zement geschützt und untereinander kalibriert (siehe Abbildung 3-3). In Vorversuchen wurden verschiedene Varianten der Ummantelung getestet. Letztendlich hat sich eine Ummantelung aus Zement aus konstruktiven und thermischen Gründen als am geeignetsten erwiesen.

Durch die Messung der Temperaturen kann die Kerntemperatur des Bauteils überprüft werden. Die Temperaturmessungen im Boden ermöglichen die Kontrolle der Temperaturentstehung im Sandkörper sowie der Ermittlung der ungestörten Erdreichtemperatur.



Abbildung 3-3: Präparierung der Temperatursensoren PT100 (links) und Einbau (rechts)

Die Messung der Temperaturen an der Außenseite der Wand ermöglicht eine überschlägliche Ermittlung eines mittleren Wärmeübergangswiderstands. Das Wandelement sowie die Außenwände des Versuchsstand verfügen über eine Wärmedämmung (vgl. Abbildung 3-1), sodass ein Wärmestrom in den bodenabgewandten Raum (Wärmestrom q_2) vernachlässigt werden kann. Daher kann aus der (mittleren) Fluidtemperatur und der (mittleren) Wandtemperatur ein mittlerer, effektiver Wärmeübergangswiderstand R_{eff} [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$] nach Gleichung (3-2) berechnet werden:

$$R_{\text{eff}} = \frac{\Delta T}{P/(a \cdot L_p)} = \frac{T_{\text{wand,m}} - T_F}{P/(a \cdot L_p)} \quad (3-2)$$

Dieser mittlere, effektive Widerstand ist jedoch nicht mit dem in Kapitel 2 vorgestellten Bauteilwiderstand gleichzusetzen. Er dient lediglich dem Vergleich der Ergebnisse untereinander und ermöglicht somit Rückschlüsse auf die jeweiligen Einflussfaktoren auf den Wärmeentzug.

3.2 Versuchsprogramm

Im Rahmen des Projekts wurden verschiedene Volumenströme im Absorbersystem, verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten, verschiedene Vorlauftemperaturen und verschiedene Bodentemperaturen im Versuch untersucht. Die als „Standard“ definierten Werte sowie deren Spannweite sind in Tabelle 3.2 dargestellt.

Prinzipiell wurden immer beide redundanten Teilsysteme gleichzeitig durchströmt. Da beide Systeme durch eine identische Ausführung gekennzeichnet waren, ist der hydraulische Widerstand der Teilsysteme ebenfalls identisch. Somit kann angenommen werden, dass sich der am Austritt der Pumpe eingestellte Volumenstrom gleichmäßig auf die beiden Teilsysteme aufteilt. Für Volumenströme über $Q_v = 275 \text{ l/h}$ konnte auf Grund der vorhandenen maximalen Pumpenleistung nur ein Rohrsystem durchströmt werden.

Tabelle 3.2 Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch

Parameter	Symbol	Standardwert	Spannweite
Volumenstrom	Q_v [l/h]	450	100 - 550
Vorlauftemperatur	T_{ein} [°C]	2,5	1,8 – 5,0
Grundwassergeschwindigkeit	v_f [m/d]	0,25	0,25 – 1,0
Bodentemperatur	T_B [°C]	10	9,5 - 19

Insgesamt wurden ca. 40 Einzelversuche durchgeführt, wobei einige Parametersätze doppelt getestet wurden, wenn große Ungenauigkeiten bzw. Streuungen in der Versuchsdurchführung oder in den Messwerten vorlagen. Dabei lagen die größten Schwierigkeiten in der Einstellung einer (konstanten) Bodentemperatur zu Versuchsbeginn und der Aufrechterhaltung eines konstanten Volumenstroms. So waren, trotz einer umlaufenden Dämmung und homogener Verhältnisse, zum Teil Unterschiede in den Temperaturen innerhalb des Bodenkörpers von bis zu $\Delta T = 3$ K zu verzeichnen. Durch die dichte Lage der Messpunkte kann diese Ungenauigkeit bei der Auswertung jedoch kompensiert werden. Weiterhin war die Einstellung eines konstanten Volumenstroms schwieriger als erwartet, da ein Einschluss von Luft im Absorbersystem nicht immer komplett zu vermeiden war. Die Kontrolle und Steuerung des Volumenstroms erfolgte daher manuell. Somit konnten die Schwankungen im Volumenstrom auf $\Delta Q_v = \pm 10$ % minimiert werden. Auf eine Erfassung des genauen zeitlichen Verlaufs des Volumenstroms wurde aus Kostengründen verzichtet.

3.3 Ergebniszusammenfassung

In den Abbildungen 3-4 bis 3-6 sind die auf die installierte Rohrlänge normierten Entzugsleistungen in Abhängigkeit der jeweiligen Parameter dargestellt. In Abbildung 3-4 (rechts) sind zusätzlich die Rücklauftemperaturen in Abhängigkeit des Volumenstroms angegeben. Eine detaillierte Übersicht über die erzielten Ergebnisse findet sich im Anhang.

Die minimale Entzugsleistung betrug $P_{\text{min}} = 17,6$ W/m und der maximale Wert lag bei $P_{\text{max}} = 99,1$ W/m. Bezogen auf die thermisch aktivierte Wandfläche lagen die Entzugsleistungen zwischen $q_{\text{min}} = 36$ W/m² und $q_{\text{max}} = 150$ W/m². Entzugsleistungen in derselben Größenordnung sind in der Literatur auch für andere, flächige thermo-aktive Bauteile dokumentiert ([Kü2014]).

Prinzipiell konnten für die U-Schleifen größere bezogene Entzugsleistungen ermittelt werden als für die W-Schleifen. Werden die absoluten Werte betrachtet, lieferten die W-Schleifen jedoch stets die größeren Leistungen. Die Ergebnisse der U-Schleifen sind durch größere Streuungen gekennzeichnet, was auf die relativ kurze Rohrlänge zurückzuführen ist, die die Einstellung stabiler Verhältnisse erschwert.

Der Volumenstrom besitzt einen großen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit thermo-aktiver Abdichtungselemente (siehe Abbildung 3-4, links). Prinzipiell ist eine große Leistungssteigerung mit steigendem Durchfluss zu verzeichnen, während die Rücklauftemperatur sinkt (siehe Abbildung 3-4, rechts). Dies ist darauf zurückzuführen, dass mit steigendem Durchfluss

die Kontaktzeit des Wärmeträgermediums im Rohr sinkt, wodurch sich kein linearer Zusammenhang zwischen mittlerer Entzugsleistung und Volumenstrom einstellt.

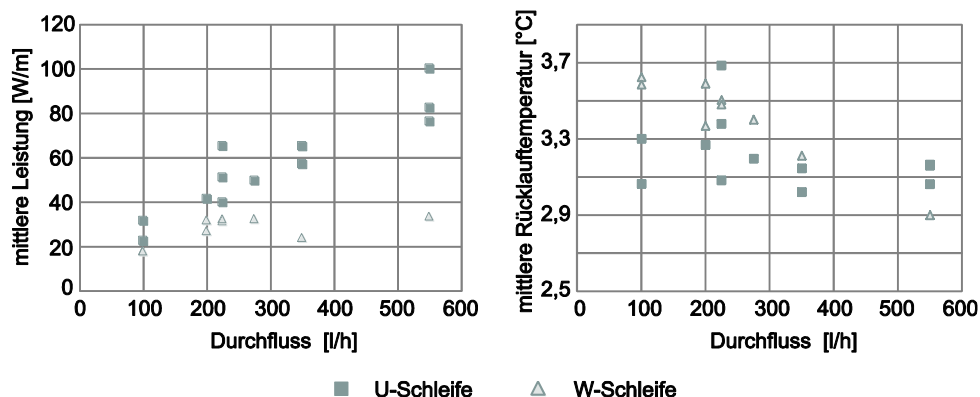


Abbildung 3-4: Einfluss des Volumenstroms im Laborversuch ([Kü2014])

Erwartungsgemäß steigt die bezogene Entzugsleistung mit sinkender Vorlauftemperatur und steigender Untergrundtemperatur (siehe Abbildung 3-5), wobei der Einfluss der Temperaturen auf die relative Entzugsleistung deutlich geringer ist, als der Einfluss des Volumenstroms. Da durch die Vorlauftemperatur und die Untergrundtemperatur im Wesentlichen die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Absorbersystem und Boden bestimmt wird, liegen die Änderungen in der Leistung für die beiden Parameter in derselben Größenordnung.

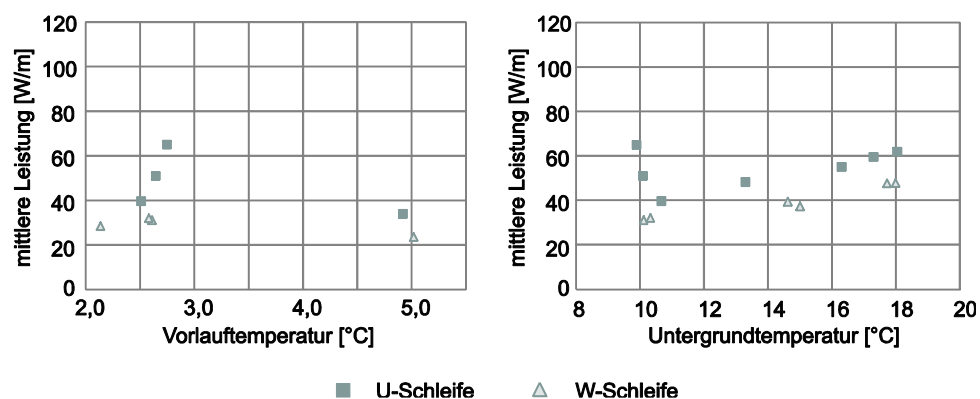


Abbildung 3-5: Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Untergrundtemperatur (rechts) im Laborversuch ([Kü2014])

Die thermisch aktivierte Wand wurde im Versuch parallel zur Strömungsrichtung des Grundwassers angeordnet. Erstaunlicherweise ist aus den Versuchen kein Einfluss der Grundwasserströmung auf die Leistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente ableitbar (siehe Abbildung 3-6).

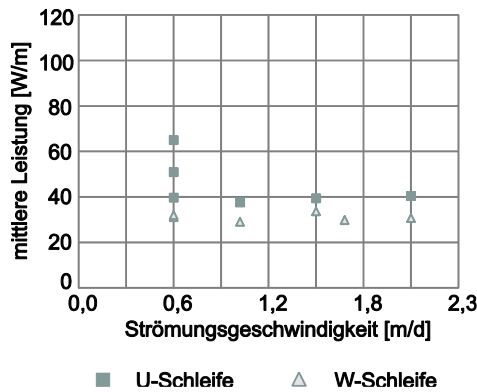


Abbildung 3-6: Einfluss der Grundwasserströmung im Laborversuch ([Kü2014])

Die auf die effektive Rohrfläche ($A_p = L_p \cdot a$) normierten effektiven Wärmeübergangswiderstände variierten zwischen $R_{\text{eff,min}} = 0,01 \text{ m}^2\text{K/W}$ und $R_{\text{eff,max}} = 0,31 \text{ m}^2\text{K/W}$ bei einem Median von $R_{\text{eff,min}} = 0,05 \text{ m}^2\text{K/W}$. Für linienförmige Systeme, wie Erdwärmesonden oder Energiepfähle liegen die Wärmeübergangswiderstände in der Größenordnung von $R_{\text{eff}} = 0,1 \text{ m}^2\text{K/W}$. Die Widerstände werden hierbei in der Regel auf die Bauteillänge bezogen, sodass ein direkter Vergleich mit den Laborversuchen nicht möglich ist. Für übliche Sondenlängen von 100 m bzw. Pfahllängen von 30 m liegt der Widerstand für eine Erdwärmesonde bei ca. $R_{\text{eff}} = 0,001 \text{ K/W}$ bzw. für einen Energiepfahl bei ca. $R_{\text{eff}} = 0,03 \text{ K/W}$. Für die hier getesteten thermo-aktiven Abdichtungselemente liegt der entsprechende Wert bei einer thermisch aktivierten Fläche von ca. $4,5 \text{ m}^2$ bei ca. $R_{\text{eff}} = 0,01 \text{ K/W}$ und liegt somit in der Größenordnung von Energiepfählen.

Die ermittelten effektiven Wärmeübergangswiderstände in Abhängigkeit der getesteten Parameter sind in Abbildung 3-7 und Abbildung 3-8 dargestellt. Entsprechend der Ergebnisse der relativen Entzugsleistungen weisen auch hier die U-Rohre geringere Wärmeübergangswiderstände auf als die W-Rohre. Eine klare Abhängigkeit der Wärmeübergangswiderstände zu den variierten Parametern konnte jedoch nicht abgeleitet werden (siehe Abbildung 3-7 und Abbildung 3-8).

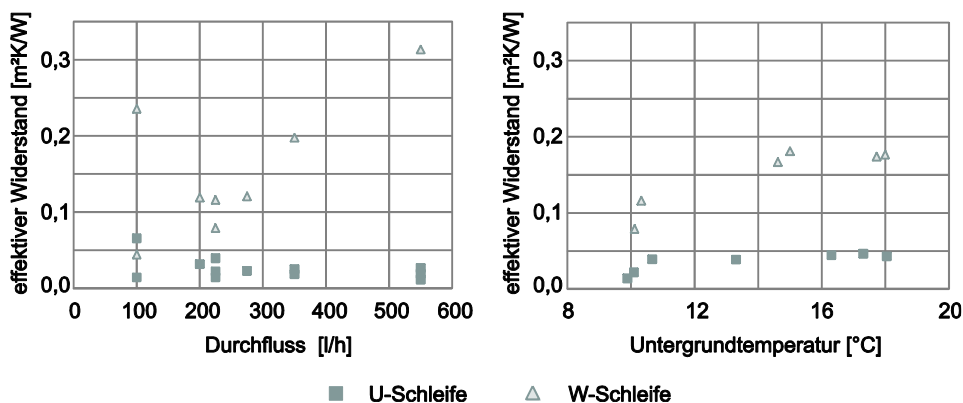


Abbildung 3-7: Effektive Wärmeübergangswiderstände im Laborversuch ([Kü2014])
Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)

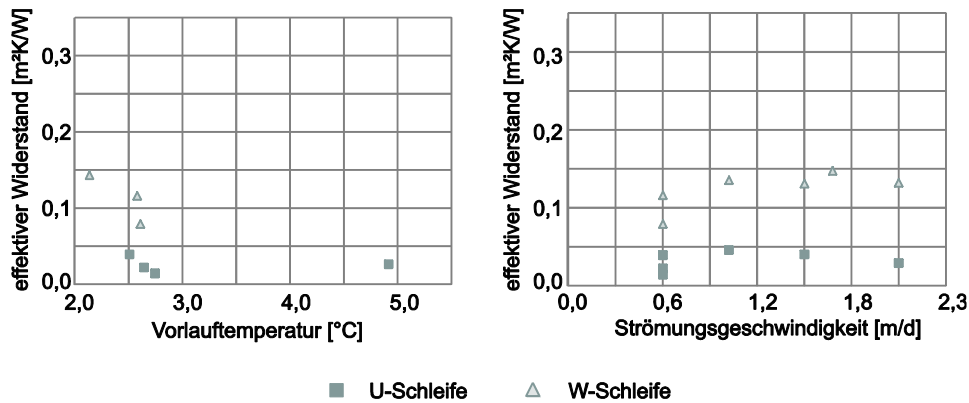


Abbildung 3-8: Effektive Wärmeübergangswiderstände im Laborversuch ([Kü2014])
Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)

Zur Ermittlung der Kerntemperatur des Bauteils wurde für jedes Teilsystem der mit dem Einzugsgebiet gewichtete Mittelwert der jeweils zugehörigen Temperaturmessfühler verwendet. Die ermittelten Werte variieren je nach Randbedingungen zwischen $T_K = 6,0 \text{ °C}$ und $T_K = 13,3 \text{ °C}$ bei einem Median von $T_K = 7,3 \text{ °C}$. Eine Darstellung der Kerntemperatur in Abhängigkeit der im Versuch variierten Parameter findet sich in Abbildung 3-9 und Abbildung 3-10.

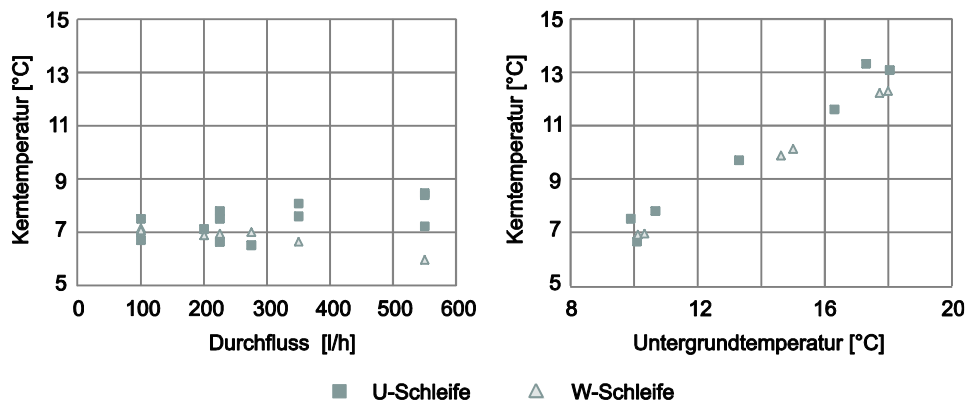


Abbildung 3-9: Kerntemperaturen im Laborversuch ([Kü2014])
Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)

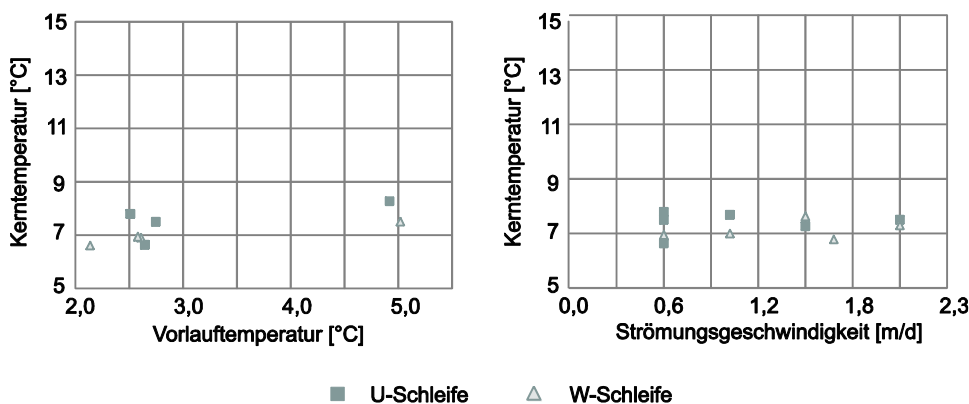


Abbildung 3-10: Kerntemperaturen im Laborversuch ([Kü2014])
Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)

Die Kerntemperatur ist im Wesentlichen von der Untergrundtemperatur abhängig. Dabei stellt sich ein nahezu linearer Verlauf zwischen Kerntemperatur und Untergrundtemperatur ein

(siehe Abbildung 3-9, rechts). Dadurch wird bestätigt, dass die schlechte Wärmeleitfähigkeit der Betonschutzplatte bzw. Abdichtung ($\lambda_L = 0,4 \text{ W/(mK)}$) durch die geringe Plattendicke kompensiert werden kann und somit keine negativen Auswirkungen auf den Wärmetransport vorliegen.

Für die anderen getesteten Parameter konnte dagegen kein nennenswerter Einfluss auf die Kerntemperatur ermittelt werden (siehe Abbildung 3-9 und Abbildung 3-10). Weiterhin stellen sich für das U-Rohr und das W-Rohr im Prinzip dieselben Kerntemperaturen ein. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Schenkelabstand der beiden Systeme identisch ist. Dieses Ergebnis rechtfertigt wiederum den Ansatz einer mittleren Temperatur in der Rohrebene im Berechnungsansatz (vgl. Kapitel 2.3).

Die vorhandenen Streuungen der Ergebnisse liegen im Bereich der im Labor erreichbaren Genauigkeiten. Durch die Schaffung von Redundanzen können jedoch allgemeine Zusammenhänge und Trends aus den Ergebnissen gewonnen werden. Die durchgeführten Versuche bieten somit auch eine breite Datengrundlage für die Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsansatzes. Durch die Verwendung von Temperatursensoren vom Typ PT100 stehen die Versuchsergebnisse auch mit einer ausreichenden Genauigkeit ($\Delta T = \pm 0,1 \text{ K}$) zur Verfügung. Eine detaillierte Bewertung des Einflusses der einzelnen Parameter auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen erfolgte mit Hilfe einer umfangreichen Parameterstudie (siehe Kapitel 5).

4 Numerische Umsetzung

Das im Rahmen des Projekts entwickelte Widerstandsmodell wurde durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen) in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT („**S**imulator for **H**eat and **M**ass Transport“) [CI2003] bzw. SHEMAT-Suite [Ra2006] implementiert. SHEMAT ermöglicht die gekoppelte Berechnung von Wärme- und Stofftransport in einem beliebigen heterogenen Untergrund durch Lösung der DGL für den Wärme- bzw. Stofftransport (siehe Gleichung (2-1)). Für SHEMAT-Suite existiert bereits ein Berechnungsmodul für Erdwärmesonden [Mo2012]. Im Rahmen des Projekts wurde nun ein weiteres Modul zur Berechnung von flächigen thermo-aktiven Bauteilen entwickelt.

4.1 Prinzip der numerischen Umsetzung

Die Implementierung des neuen Berechnungsansatzes in die Software SHEMAT-Suite folgt im Wesentlichen dem Prinzip des Berechnungsansatzes für Erdwärmesonden nach [Mo2012], welches wiederum auf dem Modell-in-Modell-Ansatz (z. B. [AI2005]) beruht. Durch die Kombination des semi-analytischen Bauteilmodells mit numerischen Methoden können die Maßstabsunterschiede zwischen dem Bauteil und dem Untergrund ausgeglichen werden. Dies führt dazu, dass die Modellgröße und damit die Rechenzeiten im Vergleich zu vollständig diskretisierten numerischen Modellen deutlich reduziert werden können. Durch die Verwendung des Modell-in-Modell-Ansatzes sind keine Genauigkeitseinbußen zu erwarten, da weiterhin alle Einflussfaktoren auf den Wärmeübergang bei flächigen Bauteilen berücksichtigt werden können. Somit ist sowohl die Abbildung der kleinmaßstäblichen

Einflüsse aus dem Bauteil (Bauteilschichten, Rohrströmung, Geometrie des Absorbersystems, etc.), als auch die Abbildung der großflächigen Einflüsse aus dem Untergrund (Grundwasser, Temperaturen, thermische Bodeneigenschaften, Bodenschichtung, etc.) möglich.

Im Rahmen des Projekts wurde der vorhandene Ansatz für Erdwärmesonden [Mo2012] auf die Verhältnisse bei flächigen Bauteilen übertragen. Das thermo-aktive Bauteil wird dabei als 2D-Flächenelement abgebildet. Die Berechnung der Vorgänge im Bauteil erfolgt auf Basis des in Kapitel 2.3 vorgestellten Widerstandsmodells. Dabei wird die Tatsache ausgenutzt, dass sich die (Bauteil-)Verhältnisse in horizontaler Richtung auf einem kleinen Maßstab ändern, während sie in vertikaler Richtung als nahezu konstant angesehen werden können. Um eine zu feine Diskretisierung in horizontaler Richtung zu vermeiden, wird der entsprechende horizontale Wärmestrom daher mit Hilfe von thermischen Widerständen berechnet (vgl. Kapitel 2.3). Für die Berechnung des Systems in vertikaler Richtung wird dagegen die Finite-Differenzen-Methode genutzt.

Innerhalb des Moduls werden für jede Zelle i verschiedene Berechnungsschritte durchgeführt, welche schematisch in Abbildung 4-1 dargestellt sind. Mit Hilfe der Widerstände aus der Rohrströmung und dem Bauteilwiderstand wird die Kerntemperatur $T_{K,i}$ bzw. der zugehörige Wärmestrom $q_{r,i}$ berechnet. Da in SHEMAT-Suite die physikalischen Eigenschaften temperatur- und strömungszustandsabhängig definiert sind, wird auch der konvektive Rohrwiderstand in Abhängigkeit der Temperatur in jedem Zeitschritt neu berechnet. Darüber hinaus erfolgt die Bestimmung der Eigenschaften des Wärmeträgermediums in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts (vgl. Kapitel 2.3).

Über die Kerntemperatur werden dann die Wärmeströme q_1 und q_2 in die benachbarten Räume bzw. Zellen berechnet (vgl. Gleichung (2-7) und (2-8)). Diese Wärmeströme werden an das 3D-Bodenmodell in SHEMAT-Suite in Form von Quelltermen übergeben. Durch die getrennte Übergabe der beiden Wärmeströme kann die Richtungsabhängigkeit der Vorgänge und damit der unsymmetrische Wärmetransport bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen abgebildet werden. Die in SHEMAT-Suite berechneten Temperaturen (T_1 und T_2) werden im Gegenzug als Randbedingung an das 2D-Flächenmodul (Bauteilmodell) übergeben.

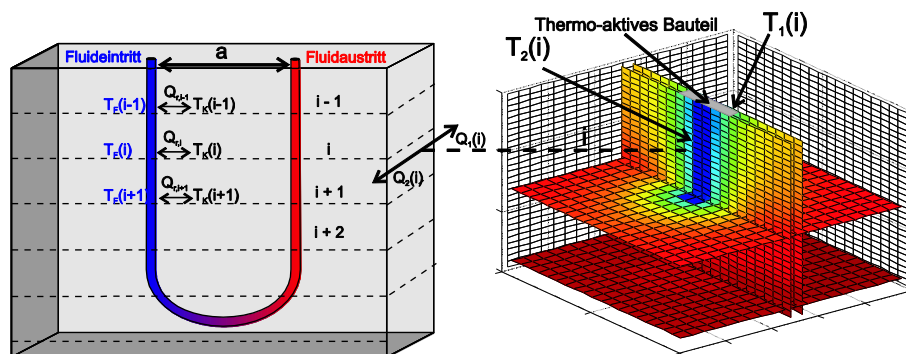


Abbildung 4-1: Prinzip der numerischen Umsetzung ([KüM2014])

Durch die Nutzung der Finiten-Differenzen-Methode in vertikaler Richtung im 2D-Flächenmodul ist somit auch eine direkte Berechnung der Rücklauf-temperatur aus der Vorlauf-temperatur möglich. Aus der Differenz zwischen Vorlauf- und Rücklauf-temperatur und dem vorhandenen Volumenstrom kann letztendlich die Leistung des Systems nach Gleichung (3-1) berechnet werden.

Alternativ zur Vorgabe einer Vorlauftemperatur kann auch eine Heizleistung für das System vorgegeben werden. Dabei können sowohl die Vorlauftemperatur als auch die Heizleistung zeitlich variabel vorgegeben werden, wodurch auch ein intermittierender Betriebszustand (on / off) abgebildet werden kann (siehe Abbildung 4-2). Die Berechnung des off-Zustands erfolgt dabei analog zum Modul für Erdwärmesonden [Mo2012], wo der Wärmeübergangswiderstand des Rohres und des Fluids ausschließlich auf Basis der Wärmeleitung berechnet wird.

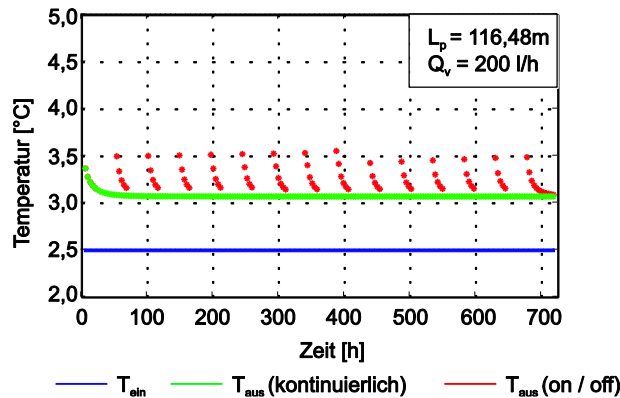


Abbildung 4-2: Temperaturverläufe für einen kontinuierlichen und einen intermittierenden Anlagenbetrieb (exemplarisch)

Mit dem neuen Modul ist sowohl die Berechnung einer Reihenschaltung mit einer beliebigen Anzahl an Umlenkungspunkten (siehe Abbildung 4-3) als auch die Berechnung einer Parallelschaltung von mehreren Teilsystemen möglich. Bei einer Parallelschaltung werden dabei alle Teilsysteme mit dem gleichen Volumenstrom und der gleichen Vorlauftemperatur bzw. der gleichen Heizleistung beaufschlagt. Verschiedene Betriebszustände in den Teilsystemen können derzeit nicht abgebildet werden. In der Praxis stellt jedoch die gleichmäßige Beaufschlagung der Systeme den Regelfall dar, sodass eine realitätsnahe Abbildung der Verhältnisse möglich ist.

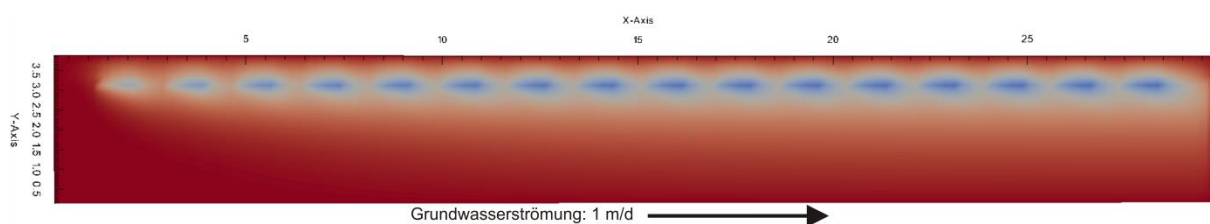


Abbildung 4-3: Temperaturen im Modell für den Fall einer Reihenschaltung (exemplarisch)

4.2 Modellvalidierung und Kalibrierung

Die Modellverifizierung und Kalibrierung des (numerischen) Ansatzes erfolgte in zwei Schritten. Im ersten Schritt wurde ein Benchmark-Test durchgeführt. Dabei wurden die Ergebnisse aus dem neuen Berechnungsmodul mit denen aus einem vollständig diskretisierten Finite-Elemente Modell verglichen. Im zweiten Schritt erfolgte der Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den Ergebnissen aus den Laborversuchen.

4.2.1 Benchmark-Tests

Für den Benchmark-Test wurde das Finite-Elemente Programm COMSOL Multiphysics (im Folgenden COMSOL) verwendet. Dazu wurde ein homogener Betonkörper (10 m x 10 m x 15 m) betrachtet, in dem sich mittig eine durchströmte Rohrschleufe (U-Rohr) befindet. Die Geometrie des Absorbersystems (Rohrdurchmesser, Volumenstrom, etc.) wurde in Anlehnung an die Laborversuche gewählt. Die physikalischen Eigenschaften des Fluids wurden im ersten Schritt in beiden numerischen Modellen als temperaturunabhängig definiert. Die Eingangsparameter für das Modell sind im Anhang dargestellt.

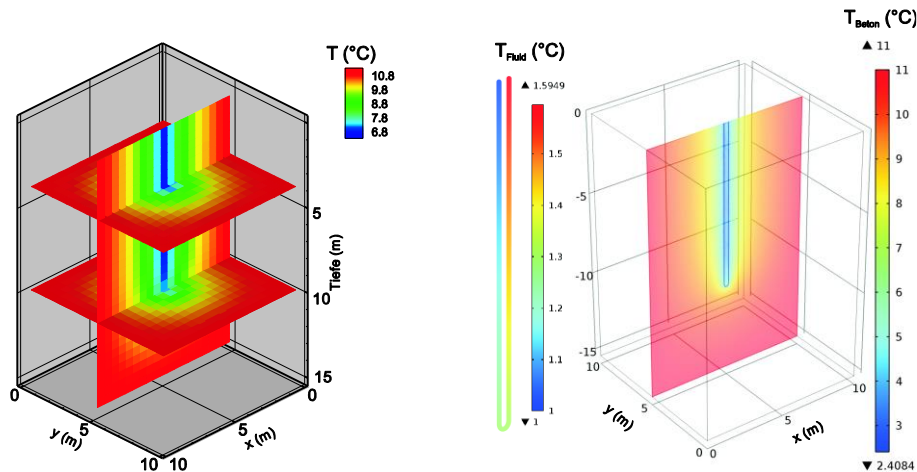


Abbildung 4-4: Ergebnisse des Benchmark-Tests ([KüM2014])

Die Ergebnisse des Benchmark-Tests finden sich in Abbildung 4-4, wobei die jeweils resultierenden Temperaturverteilungen im stationären Zustand aus dem SHERAT-Suite-Modell (links) und dem COMSOL-Modell (rechts) dargestellt sind. Die modellierte Rücklaufemperatur in SHERAT-Suite beträgt $T_{\text{aus}} = 1,57 \text{ °C}$, während die mit COMSOL berechnete Temperatur bei $T_{\text{aus}} = 1,59 \text{ °C}$ liegt. Die beiden Berechnungen liefern somit sehr gute Übereinstimmungen, sodass die Gültigkeit des gewählten geothermischen Modells und dem darin enthaltenen mathematischen Ansatzes mit Hilfe des Benchmark-Tests nachgewiesen ist.

Aus Abbildung 4-4 wird auch der Unterschied zwischen den beiden numerischen Ansätzen deutlich, da die dargestellten Temperaturen für beide Modelle unterschiedlich sind. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in SHERAT-Suite die Temperaturen im Bauteil in einem separaten Modul berechnet werden. Die dargestellten Temperaturen aus SHERAT-Suite (Abbildung 4-4, links) entsprechen daher den Temperaturen an der Bauteiloberfläche und nicht der minimalen Absorbertemperatur (Vorlaufemperatur), wie im COMSOL-Modell (Abbildung 4-4, rechts).

4.2.2 Vergleich mit den Laborversuchen

Die Überprüfung der praktischen Anwendbarkeit des Berechnungsansatzes erfolgte in einem zweiten Schritt mit Hilfe der Ergebnisse aus den Laborversuchen (siehe Kapitel 3.3). Dazu wurden dreidimensionale Modelle sowohl in COMSOL als auch in SHERAT-Suite aufgesetzt. In COMSOL wurde dabei wiederum ein vollständig diskretisiertes Modell verwendet. Durch die Verwendung beider numerischer Ansätze ist eine Unterscheidung zwischen Ungenauigkeiten

im mathematischen Ansatz und Messungenauigkeiten in den Laborversuchen möglich. Die Abmessungen der numerischen Modelle entsprechen denen der Versuchsröhre. Eventuell vorhandene Randeinflüsse sind somit sowohl in den numerischen Modellen als auch im Labor vorhanden. Die detaillierten Eigenschaften der numerischen Modelle finden sich im Anhang.

In COMSOL wurde die Rohranordnung in der Wand identisch zum Labor abgebildet. Im Modell waren somit sowohl die U-Schlaufen, als auch die W-Schlaufen gleichzeitig vorhanden. In SHEMAT-Suite wurde auf eine explizite Abbildung aller vier Teilsysteme verzichtet. Hier wurden je nach Versuch nur die durchströmten Rohre in der Wand modelliert. Voruntersuchungen haben ergeben, dass durch die undurchströmten Teilsysteme kein Einfluss auf die durchströmten Systeme ausgeübt wird. Weiterhin haben Vergleichsrechnungen gezeigt, dass der Systemabstand der beiden durchströmten Teilsysteme ausreichend groß ist, sodass eine gegenseitige Beeinflussung der Systeme nahezu ausgeschlossen werden kann (siehe auch Abbildung 4-9).

Die Vorlauftemperatur, die Grundwassergeschwindigkeit, der Volumenstrom und die Untergrundtemperatur wurden für jeden Teilversuch entsprechend der Laborwerte gewählt. Für den Vergleich wurden Versuche ausgewählt, die durch stabile Verhältnisse während der Durchführung gekennzeichnet waren. Darüber hinaus wurden verschiedene Parametervariationen (Volumenstrom, Grundwassergeschwindigkeit, Rohrsystem und Untergrundtemperatur) berücksichtigt. Somit kann ein systematischer Fehler im Berechnungsansatz ausgeschlossen werden. Die Eigenschaften der für den Vergleich verwendeten Modelle bzw. Versuche sind in Tabelle 4.1 dargestellt.

Tabelle 4.1 Eigenschaften der zum Vergleich verwendeten Versuche

Bezeichnung	Volumenstrom Q_v [l/h]	Grundwasser- geschwindigkeit v_f [m/d]	Mittlere Vorlauftemperatur T_{ein} [°C]	Mittlere Bodentemperatur zu Versuchsbeginn T_B [°C]
W.1.2.1	200	0,6	2,59	9,3
W.1.4.1	350	0,6	2,55	10,8
W.2.1.1	225	0,6	2,52	15,0
W.3.2.1	225	1,5	2,64	9,9
U.1.1.2	200	0,6	2,60	9,8

Der Volumenstrom und die Grundwassergeschwindigkeit wurden während der Simulation konstant gehalten (Randbedingung). Die mittlere Bodentemperatur wurde für den gesamten Bodenkörper als Anfangsbedingung und für die Modellaußenseiten zusätzlich als Randbedingung verwendet. Die Vorlauftemperatur wurde auf Basis der Versuchsergebnisse zeitabhängig definiert. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass durch die Vorgabe einer konstanten (mittleren) Vorlauftemperatur die Verhältnisse nicht korrekt abgebildet werden konnten. Durch die Vorgabe einer mittleren Vorlauftemperatur werden im Modell quasi stationäre Zustände unterstellt. In den Laborversuchen variierten die Temperaturen jedoch stets leicht, sodass instationäre Verhältnisse vorlagen, die in der Simulation berücksichtigt

werden müssen. Der zeitliche Verlauf der Vorlauftemperatur wurde daher über eine spline-Funktion mit einem Zeitintervall von $\Delta t = 0,01$ h approximiert.

Der Versuchsstand verfügt über eine umlaufende Außendämmung, sodass Einflüsse aus dem Innenraum (Labor) auszuschließen sind. Aus diesem Grund wurde die Temperatur an der Außenseite des Versuchsstands (Innenraumtemperatur) messtechnisch nicht erfasst. Zur Ermittlung des Einflusses aus der Temperaturrandbedingung wurde eine Sensitivitätsanalyse auf Basis des Versuchs W.1.4.1 durchgeführt. Da für diesen Versuch eine gute Übereinstimmung zwischen Numerik und Labor vorlag, eignet sich dieser Versuch besonders gut für eine Sensitivitätsanalyse, da hier weitere störende Einflüsse bzw. Ungenauigkeiten im Versuchsablauf ausgeschlossen werden konnten.

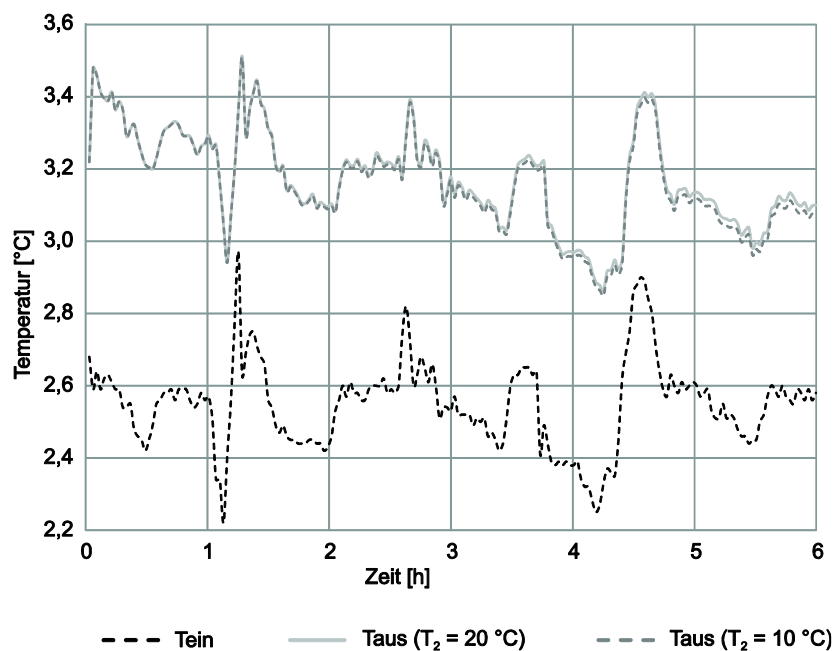


Abbildung 4-5: Sensitivitätsanalyse für die Temperaturrandbedingung an der Innenseite ([Kü2014])

In Abbildung 4-5 sind die ermittelten Temperaturverläufe für eine Temperaturrandbedingung an der Innenseite der Wand (Modellaußenseite) von $T_2 = 10\text{ °C}$ und von $T_2 = 20\text{ °C}$ dargestellt. Erwartungsgemäß zeigt sich kein maßgeblicher Einfluss auf die Temperaturverläufe aus der Größe der Temperaturrandbedingung. Auf Grund der Trägheit des Systems (Kapazitäts- bzw. Speichereffekte) liefert die wärmere Temperaturrandbedingung erst mit fortdauernder Versuchszeit leicht erhöhte Rücklauftemperaturen. Der Einfluss der äußeren Temperaturen ist somit für die Nachrechnung der durchgeführten Laborversuche nicht von Bedeutung.

In Abbildung 4-6 sind die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen dargestellt. Die Rücklauftemperaturen aus beiden numerischen Modellen und dem Labor zeigen dabei eine gute Übereinstimmung. Die beiden numerischen Ansätze liefern analog zum Benchmark-Test ähnliche Ergebnisse, wohingegen die erforderlichen Rechenzeiten der beiden Modelle deutlich voneinander abweichen. Während in COMSOL für die Simulation eines sechsständigen Versuchs eine Rechenzeit von ca. acht Stunden erforderlich war, betrug die Rechenzeit im vergleichbaren SHEMAT-Suite Modell nur 10 – 20 Minuten.

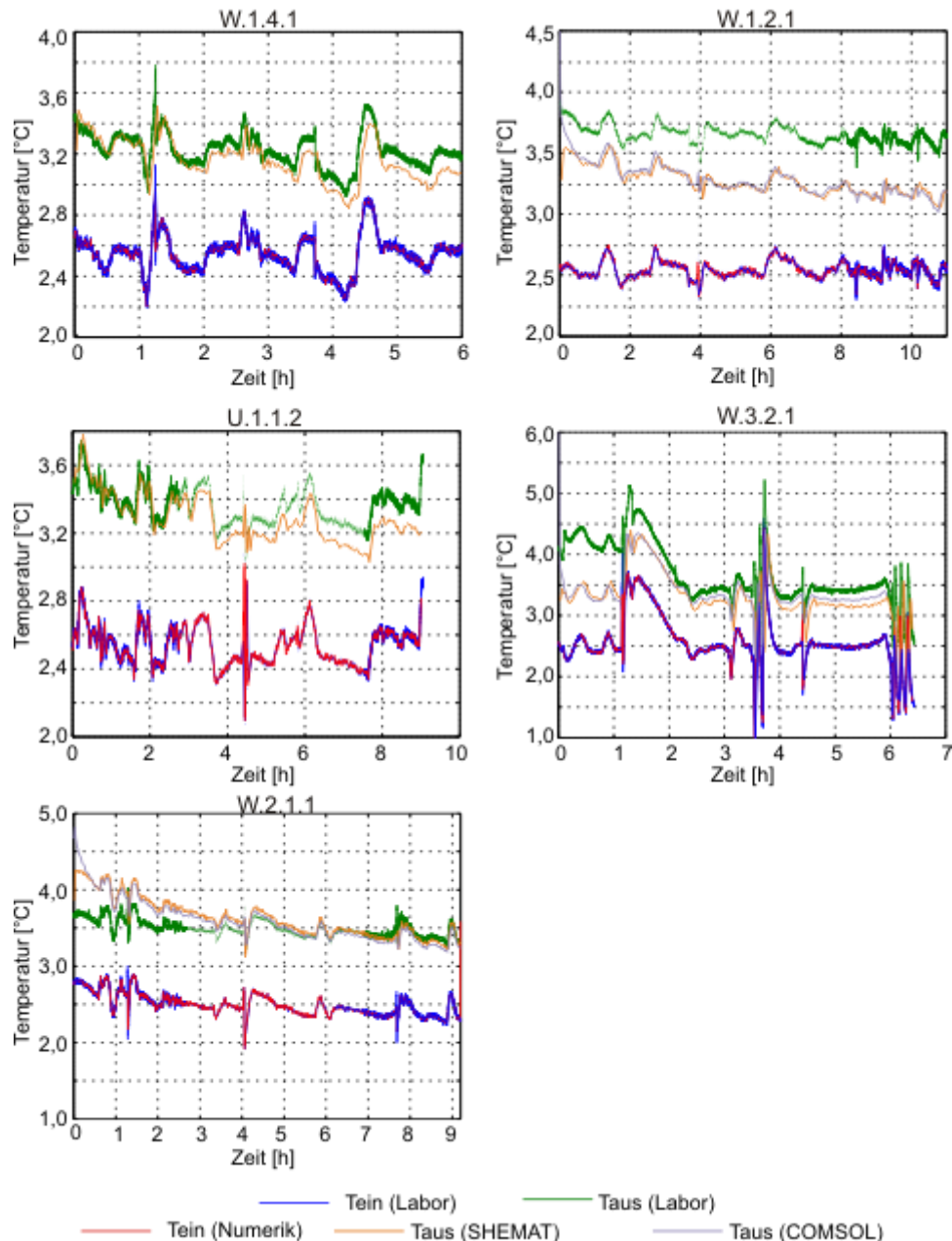


Abbildung 4-6: Vergleich der Ergebnisse aus dem Labor und den numerischen Modellen ([Kü2014])

Die durchgeführten Laborversuche waren zum Teil deutlichen Streuungen unterworfen. Dementsprechend konnte auch nicht für alle Versuche eine gute Übereinstimmung zwischen Numerik und Labor erreicht werden (z. B. Versuch W.1.2.1 in Abbildung 4-6), wobei keine Korrelation zwischen den getesteten Parametern und der Größe der Abweichungen hergestellt werden konnte. Die numerischen Modelle in COMSOL und SHEMAT-Suite lieferten jedoch stets vergleichbare bzw. ähnliche Ergebnisse, sodass die Abweichungen auf Messungenauigkeiten im Labor zurückzuführen sind (vgl. Kapitel 3.3).

Zur Einschätzung der Größenordnung der Abweichungen zwischen den numerischen Modellen und den Laborversuchen wurde eine weitere Sensitivitätsanalyse auf Basis des Versuchs W.1.4.1 durchgeführt. Die beiden „unbekannten“ (bzw. nicht genau bestimmten) Parameter in den Laborversuchen waren der Volumenstrom und die Untergrundtemperatur. Für die Sensitivitätsanalyse wurde daher der Volumenstrom um $\pm 10\%$ und die

Untergrundtemperatur um ± 1 K variiert. Diese Spannweite entspricht im Wesentlichen der im Labor zu erwartenden Messungenauigkeit.

Die resultierenden Rücklauftemperaturen für die durchgeführte Sensitivitätsanalyse im Vergleich zu den Laborwerten ist in Abbildung 4-7 dargestellt. Die Variation der beiden Parameter übt auch bei der hier gewählten relativ kleinen Spannweite der Parameter bereits einen deutlichen Einfluss auf das Ergebnis aus. Erwartungsgemäß steigt die Rücklauftemperatur mit kleinerem Volumenstrom und höherer Untergrundtemperatur. Tendenziell wirkt sich eine Änderung der Bodentemperatur etwas stärker auf die Rücklauftemperatur aus als eine Variation des Volumenstroms. Der Einfluss der Parameter lag bei der durchgeführten Sensitivitätsanalyse bei bis zu $\Delta T = 0,2$ K. Werden beide Einflüsse superpositioniert sind noch größere Abweichungen zu erwarten. Bei den generell eher geringen Temperaturdifferenzen in den Laborversuchen von im Mittel $\Delta T = 0,7$ K stellen somit die messtechnisch bedingten Ungenauigkeiten in der Bestimmung der Bodentemperatur und des Volumenstroms die Ursache für die zum Teil vorhandenen Abweichungen zwischen numerischen Modell und Versuchsergebnissen dar.

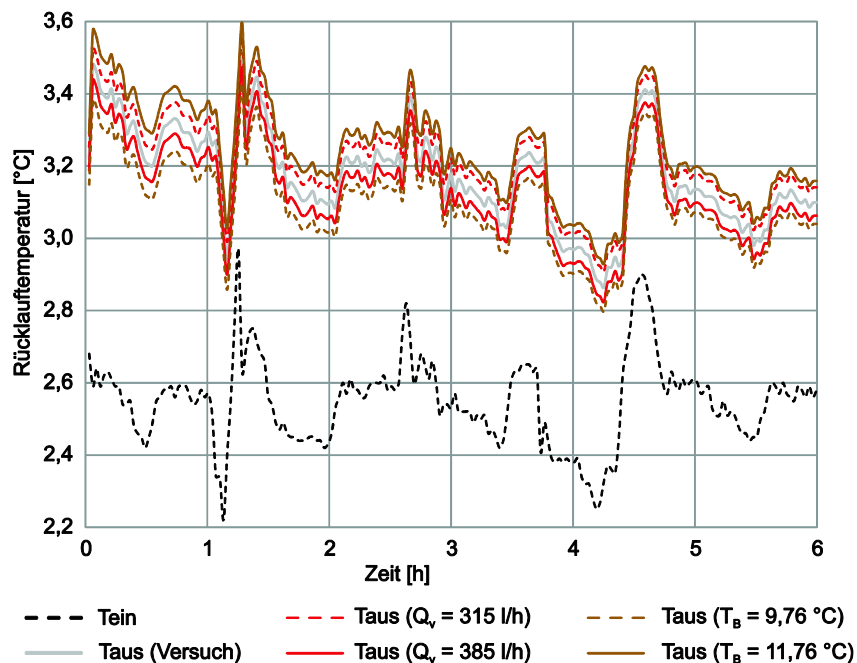


Abbildung 4-7: Sensitivitätsanalyse für die Bodentemperatur und den Volumenstrom ([Kü2014])

Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse zeigt die große Bedeutung des Volumenstroms und der Untergrundtemperatur für die Beschreibung des Wärmetransports bei thermo-aktiven Bauteilen. Für eine genauere Abbildung der Verhältnisse ist eine zeitabhängige Erfassung des Volumenstroms wünschenswert. Auf diese wurde im Rahmen des Projekts aus Kostengründen jedoch verzichtet. Im Versuch wurde die Untergrundtemperatur in verschiedenen Punkten gemessen (siehe Anhang). Selbst innerhalb dieses Messrasters war eine zum Teil deutliche Streuung der Temperaturen von bis zum $\Delta T = 3$ K zu verzeichnen, wobei nicht immer eindeutig beurteilt werden konnte, inwieweit die erfassten Temperaturen tatsächlich vorlagen oder durch Messungenauigkeiten beaufschlagt waren. Somit ist nur der Ansatz einer mittleren Untergrundtemperatur in den Vergleichsrechnungen sinnvoll.

In den Laborversuchen wurde kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Grundwassergeschwindigkeit und der Entzugsleistung festgestellt (vgl. Abbildung 3-6). Zur Überprüfung dieser Tendenz wurde eine weitere Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Hierbei wurden verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten für den Versuch W.1.4.1 simuliert. Die resultierenden Rücklauftemperaturen sind in Abbildung 4-8 dargestellt.

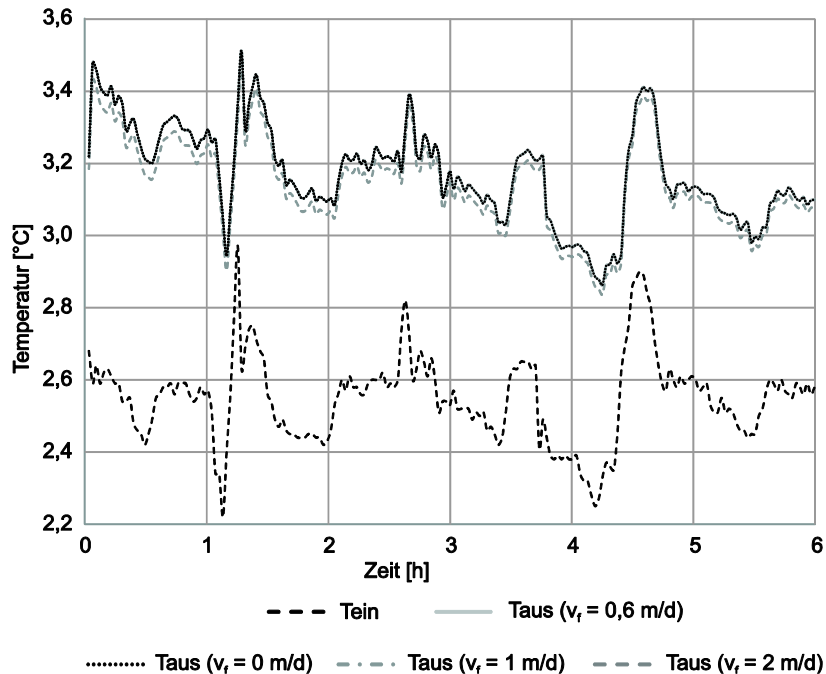


Abbildung 4-8: Sensitivitätsanalyse für die Grundwasserströmung ([Kü2014])

Die Rücklauftemperaturen weichen erst ab einer Grundwassergeschwindigkeit von $v_f = 2 \text{ m/d}$ leicht voneinander ab, wobei hier für die größere Grundwassergeschwindigkeit kleinere Rücklauftemperaturen zu verzeichnen sind. Diese Reduzierung der Rücklauftemperatur ist auf die größere Temperaturfahne für eine Geschwindigkeit von $v_f = 2 \text{ m/d}$ auf Grund des größeren Randeinflusses zurückzuführen (siehe Abbildung 4-9 und Abbildung 4-3).

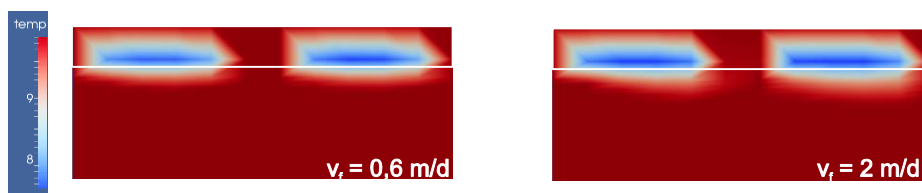


Abbildung 4-9: Temperaturfahnen für verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten ([Kü2014])

Die geringen Auswirkungen der Grundwasserströmung auf die Ergebnisse der Laborversuche sind auf die relativ kleine Rohrlänge im Versuch zurückzuführen. Durch die geringe Kontaktzeit des Wärmeträgerfluids ist auch der Einfluss der vorhandenen Grundwasserströmung gering. Die in Kapitel 5 durchgeführten Parameterstudien wurden daher mit einer größeren Rohrlänge durchgeführt. Darüber hinaus wird die Leistungssteigerung eines thermo-aktiven Bauteils infolge einer erhöhten Grundwasserströmung derzeit im Rahmen des ebenfalls von der DBU geförderten Projekts „Untersuchung der Möglichkeit der Ertragssteigerung von thermo-aktiven flächigen Bauteilen durch Steuerung der Grundwasserströmung mittels neuartiger Injektionskörper“ detailliert betrachtet.

Mit Hilfe des Benchmark-Tests und dem Vergleich der numerischen Modelle mit den Laborversuchen konnte der neu entwickelte Berechnungsansatz somit verifiziert und validiert werden. Durch die deutlich kürzeren Rechenzeiten im Vergleich zu vollständig diskretisierten numerischen Modellen ist der Ansatz auch für die praktische Anwendung sehr gut geeignet.

5 Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen

Zur Ermittlung der maßgebenden Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen und die Ableitung von Handlungsempfehlungen wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt. In diesem Bericht erfolgen eine zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse sowie die Darstellung ausgewählter Faktoren. Eine ausführliche Darstellung der Ergebnisse findet sich in [Kü2014].

5.1 Grundlagen der durchgeführten Parameterstudie

Die Leistungsfähigkeit eines flächigen thermo-aktiven Bauteils ist im allgemeinen von einer Vielzahl von Parametern abhängig. Prinzipiell ist zwischen Einflüssen aus dem Bauteil und dem Untergrund zu unterscheiden. Während die Einflüsse aus dem Bauteil durch geeignete (konstruktive) Maßnahmen beeinflusst werden können, sind die Untergrundeigenschaften standortspezifische Randbedingungen, auf die aktiv kein Einfluss genommen werden kann.

Die für den Wärmetransport maßgeblichen Boden- bzw. Standortparameter sind:

- Thermische Eigenschaften (Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität) des Untergrunds,
- Grundwassergeschwindigkeit (Betrag und Strömungsrichtung),
- Untergrundtemperatur (mittlere Temperatur sowie jahreszeitlicher Verlauf),
- Eigenschaften der vom Erdreich abgewandten Seite (Innenseite).

Bei den Einflüssen aus dem Bauteil ist wiederum zwischen Betriebsparametern und konstruktiven Parametern zu unterscheiden. Bei der konstruktiven Ausführung des Bauteils sind vor allem folgende Parameter zu beachten:

- Lage der Rohre in der Wand (Abstand zum Erdreich),
- Leitungsführung (Anzahl der Schlaufen, Reihen- oder Parallelschaltung),
- Thermische Eigenschaften der verwendeten Materialien,
- Rohrdurchmesser,
- Rohrabstand bzw. Schenkelabstand.

Die wesentlichen Betriebsparameter, die auch nach der Installation des Bauteils bzw. des Absorbersystems beeinflusst werden können, sind:

- Art des Wärmeträgermediums (reines Wasser oder Wasser/Glykol-Gemisch),
- Volumenstrom,
- Vorlauftemperatur.

Zur Ermittlung des Einflusses der einzelnen Faktoren wurden im Rahmen des Projekts numerische Simulationen und / oder analytische Berechnungen mit dem neuen Berechnungsansatz durchgeführt. Als Basissystem wurde ein vergrößertes Modell der Laborversuche verwendet. Die Wandlänge wurde auf $L = 5$ m (davon die mittleren 3 m thermisch aktiviert) und die Wandtiefe wurde auf $T = 5$ m vergrößert. Die Absorberrohre folgen dabei einer schlaufenförmigen Anordnung mit 12 Rohrsträngen (Reihenschaltung) mit einer gesamten Rohrlänge von $L_P = 45,84$ m. So können größere Temperatur- und damit Leistungsdifferenzen simuliert werden, wodurch sich der Einfluss der einzelnen Parameter deutlicher herausstellen lässt. Die Eigenschaften des Referenzmodells sowie die Spannweite der variierten Parameter finden sich im Anhang. Die Spannweite der Parameter wurde dabei stets entsprechend der in der Praxis auftretenden Werte gewählt.

Zur Berücksichtigung des Einflusses des Strömungszustands im Absorberrohr wurden die Simulationen jeweils für einen Volumenstrom im Übergangsbereich ($Q_v = 350$ l/h) und für eine laminare Rohrströmung ($Q_v = 180$ l/h) durchgeführt. Der zeitliche Verlauf der Entzugsleistungen und der Rücklauftemperaturen ist in Abbildung 5-1 für das Basissystem dargestellt. Zur Erreichung eines stationären Zustands im System, wurde die Simulationsdauer zu 720 h gewählt. Durch diese relativ lange Simulationsdauer wird ermöglicht, dass alle Modelle bzw. Parameter mit derselben Simulationsdauer berechnet werden können, sodass eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse gewährleistet bleibt. Im stationären Zustand beträgt die sich einstellende Rücklauftemperatur für eine Rohrströmung im Übergangsbereich $T_{aus} = 4,61$ °C, was einer Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf von $\Delta T = 2,11$ K entspricht. Diese führt zu einer Entzugsleistung von $P = 863,2$ W. Für eine laminare Rohrströmung liegt die Rücklauftemperatur bei $T_{aus} = 5,89$ °C, was wiederum eine Temperaturdifferenz von $\Delta T = 3,39$ K und einer Leistung von $P = 712,7$ W entspricht.

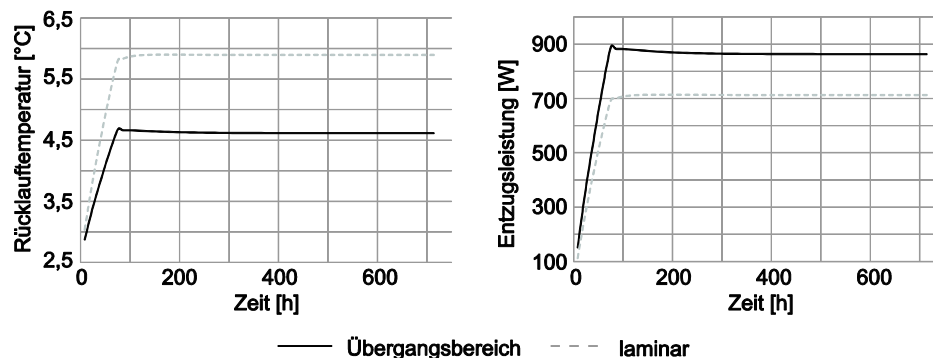


Abbildung 5-1: Rücklauftemperatur (links) und Entzugsleistung (rechts) im Basissystem ([Kü2014])

Bei der Auswertung der Parameterstudie werden sowohl die resultierenden Rücklauftemperaturen als auch die sich ergebenden Entzugsleistungen im stationären Zustand betrachtet. Die Entzugsleistung stellt im Wesentlichen ein Kriterium für den effizienten Wärmeentzug aus dem Untergrund (Primärkreislauf) dar. Die Rücklauftemperatur ist dagegen die Eingangsgröße in den Sekundärkreislauf bzw. das Heizsystem. Prinzipiell ist somit eine hohe Entzugsleistung bei einer möglichst hohen Rücklauftemperatur wünschenswert.

Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse und der Parameter zu ermöglichen, wurde die Entzugsleistung stets auf die Leistung des Basissystems bezogen. Ein Überblick über die

Ergebnisse der Parameterstudie für die bezogene Entzugsleistung findet sich in Abbildung 5-2. Auf eine Trennung zwischen laminaren Strömungszustand und Übergangsbereich wird hierbei verzichtet, sodass hier die maximale Spannweite der bezogenen Leistungen dargestellt ist.

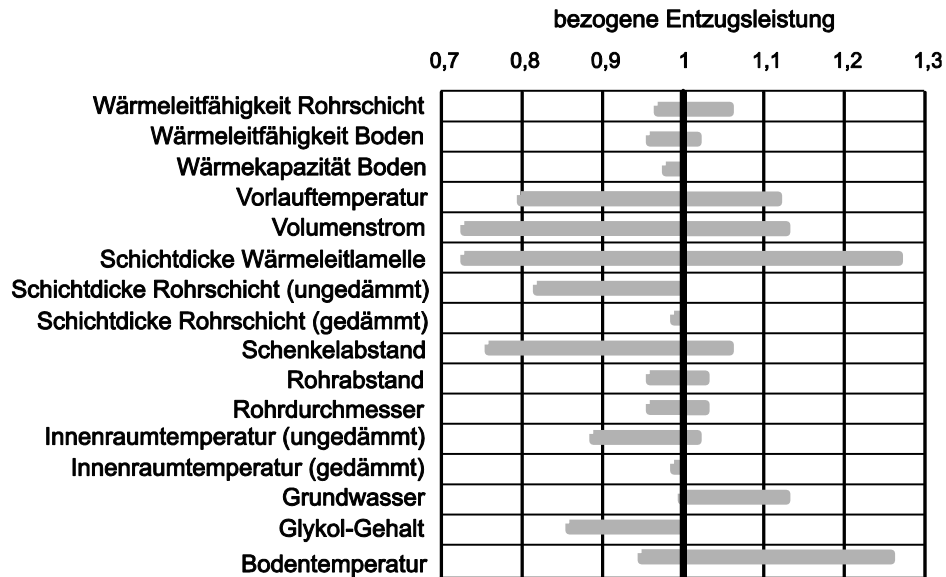


Abbildung 5-2: Ergebnisse der Parameterstudie ([Kü2014])

Für das hier verwendete System sind die Faktoren mit den größten Auswirkungen auf die Leistungsfähigkeit die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem (Vorlauf- bzw. Bodentemperatur), der Volumenstrom im Absorbersystem, der Schenkelabstand und die Schichtdicke der Wärmeleitlamelle (Rohrüberdeckung). Auf diese Faktoren wird im Folgenden näher eingegangen. Zusätzlich wird der Einfluss der Systemschaltung (Reihen- oder Parallelschaltung) aufgezeigt. Details zu den anderen Parametern können [Kü2014] entnommen werden.

5.2 Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem

Die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem wird durch die Untergrundtemperatur und die Vorlauftemperatur bestimmt. Während die Untergrundtemperatur eine standortspezifische Größe darstellt, ist die Vorlauftemperatur eine Betriebsgröße, die aktiv beeinflussbar ist. Im Rahmen der Parameterstudie wurde die Vorlauftemperatur zwischen $T_{\text{ein}} = 1 \text{ °C}$ und $T_{\text{ein}} = 5 \text{ °C}$ variiert, während für die Untergrundtemperatur Werte zwischen $T_{\text{B}} = 8 \text{ °C}$ und $T_{\text{B}} = 20 \text{ °C}$ gewählt wurden.

Ein Vergleich des Einflusses aus den beiden Temperaturen ist in Abbildung 5-3 dargestellt. Erwartungsgemäß steigt die Entzugsleistung mit steigender Untergrundtemperatur oder sinkender Vorlauftemperatur an, da beide Faktoren eine Vergrößerung der wirksamen Temperaturdifferenz bedeuten. Ein zusätzlicher Einfluss aus dem Strömungszustand im Rohr ist nicht zu verzeichnen.

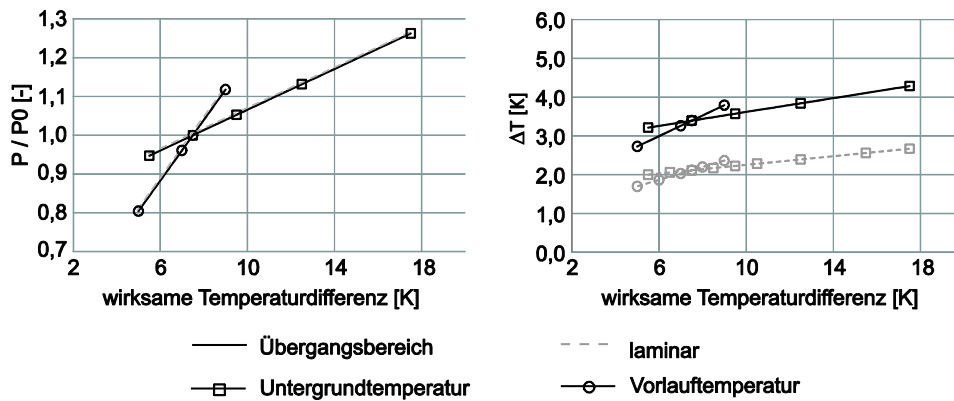


Abbildung 5-3: Vergleich des Einflusses der Untergrundtemperatur und der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauf-temperatur (rechts) ([Kü2014])

Der Einfluss der Vorlauftemperatur ist ausgeprägter als der Einfluss der Untergrundtemperatur. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die (thermischen) Eigenschaften des Wärmeträgerfluids temperaturabhängig definiert sind, sodass sich durch eine Veränderung der Vorlauftemperatur auch der konvektive Rohrwiderstand ändert. Weiterhin wird die Vorlauftemperatur in den Simulationen konstant gehalten, was einem stetigen Energieeintrag ins System entspricht. Die Untergrundtemperatur wirkt dagegen im Wesentlichen als Anfangsbedingung. Durch den Wärmeentzug kühlt sich die Temperatur in der Nähe der Wand ab, sodass die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorber mit der Zeit reduziert wird. Dies hat zur Folge, dass eine Änderung der Vorlauftemperatur in Summe einen größeren Einfluss auf das System besitzt als eine Veränderung der Untergrundtemperatur um denselben Betrag. Für die Praxis bedeutet dies, dass die Vorlauftemperatur stets in Abhängigkeit der vorhandenen Untergrundtemperatur festgelegt werden sollte. Sind hohe Untergrundtemperaturen vorhanden, können somit auch hohe Vorlauf- bzw. Rücklauf-temperaturen realisiert werden, die wiederum den Wirkungsgrad der Wärmepumpe steigern.

5.3 Volumenstrom im Absorbersystem

Der Volumenstrom wurde innerhalb der Parameterstudie zwischen $Q_v = 100$ l/h und $Q_v = 1.000$ l/h variiert. Somit konnten alle drei möglichen Strömungszustände im Absorberrohr betrachtet werden. Für Volumenströme größer $Q_v = 210$ l/h wird der laminare Strömungszustand verlassen, während für Werte größer $Q_v = 900$ l/h eine vollständig turbulente Strömung unterstellt werden kann.

Die Ergebnisse der Simulationen zeigen prinzipiell die zu erwartenden Tendenzen. Mit steigendem Volumenstrom steigt auch die Entzugsleistung durch den erhöhten Energieeintrag aus der Rohrströmung an, während die sich einstellende Temperaturdifferenz sinkt (siehe Abbildung 5-4). Die Reduzierung der Rücklauf-temperatur ist auf die geringere Kontaktzeit des Wärmeträgermediums im Absorberrohr bei steigendem Volumenstrom (und damit steigender Strömungsgeschwindigkeit) zurückzuführen. Da die Abnahme der Rücklauf-temperatur nicht linear verläuft, folgt auch die Zunahme der Entzugsleistung keinem linearen Verlauf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich die Entzugsleistung nach Gleichung (3-1) im Wesentlichen aus dem Produkt von Volumenstrom und Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf ergibt. Die Abnahme der Rücklauf-temperatur (und damit der Temperaturdifferenz) ist

betragsmäßig jedoch stets geringer als die Steigerung des Volumenstroms, sodass sich eine nicht lineare Zunahme der Leistung mit steigendem Volumenstrom einstellt.

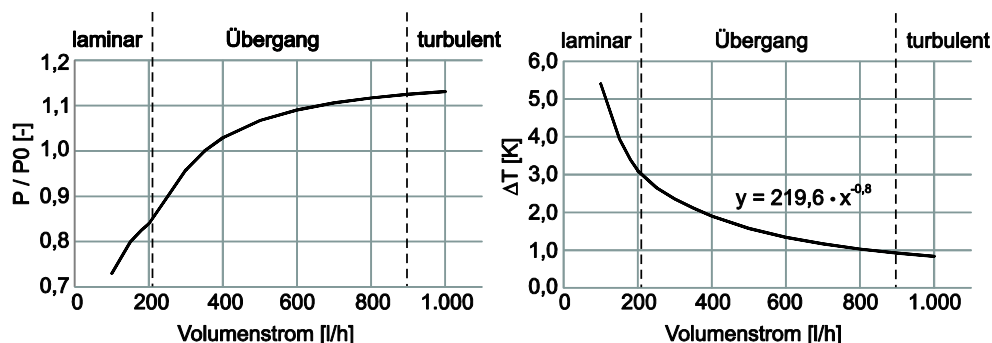


Abbildung 5-4: Einfluss des Volumenstroms auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts) ([Kü2014])

Zusätzlich wird in Abbildung 5-4 (links) die Bedeutung der verschiedenen Strömungszustände im Rohr ersichtlich. Während beim Verlassen des laminaren Bereichs ($Q_v = 210$ l/h) ein deutlicher Knick im Verlauf der Leistung zu erkennen ist, verläuft der Übergang in den turbulenten Bereich fließend. Dies ist auf den sprunghaften Anstieg der Nusselt-Zahl beim Übergang zwischen laminarer Strömung und Übergangsbereich zurückzuführen. Der Wechsel in den turbulenten Strömungsbereich führt dagegen nicht zu einer deutlichen Erhöhung der Nusselt-Zahl (siehe Abbildung 2-5).

Aus thermischer Sicht sollte somit ein möglichst großer Volumenstrom im System gewählt werden. Mit steigendem Volumenstrom steigen allerdings auch die Druckverluste im System und damit die erforderliche Antriebsenergie für die Umwälzpumpe an ([Kü2014]), sodass die Auswahl des Volumenstroms sowohl aus energetischer als auch wirtschaftlicher Sicht erfolgen muss. In der praktischen Anwendung sollte auf jeden Fall aber ein Strömungszustand außerhalb des laminaren Bereichs angestrebt werden, um den Wärmeübergang im Rohr zu verbessern. Eine Vergrößerung des Volumenstroms darüber hinaus führt zwar auch weiterhin zu einer Leistungssteigerung, ist jedoch mit stark ansteigenden Druckverlusten verbunden. Weiterhin führt ein zu hoher Volumenstrom zu tiefen Rücklauftemperaturen, die wiederum den Wirkungsgrad der Wärmepumpe herabsetzen. Ein wirtschaftlicher Anlagenbetrieb kann dann unter Umständen nicht mehr gewährleistet werden. Für die praktische Anwendung sind daher Betriebszustände im Übergangsbereich ($Re < 5.000$) zu empfehlen.

5.4 Schenkelabstand

Der Schenkelabstand beschreibt den Abstand zwischen Vor- und Rücklauf. Er steht oftmals im direkten Zusammenhang zum Rohrabstand, der den Abstand zwischen den einzelnen Teilsystemen beschreibt. Durch den Rohr- und Schenkelabstand wird maßgeblich die gegenseitige Beeinflussung der Systeme bzw. der Rohrstränge („thermischer Kurzschluss“) bestimmt. Für thermo-aktive Bauteile werden in der Regel Rohr- und Schenkelabstand gleich groß gewählt, um eine gleichmäßige thermische Belastung des Bauteils zu erreichen. Im Rahmen der Parameterstudie wurden die beiden Parameter jedoch unabhängig voneinander variiert, um allgemeine Zusammenhänge ableiten zu können. Die Berechnungen haben ergeben, dass vor allem durch den Schenkelabstand ein deutlicher Einfluss auf die

Leistungsfähigkeit der Systeme ausgeübt wird. Daher wird an dieser Stelle nur auf diesen Parameter näher eingegangen. Einzelheiten zum Einfluss des Rohrabstands können [Kü2014] entnommen werden.

Der Schenkelabstand wurde zwischen $s = 0,2 \text{ m}$ und $s = 0,5 \text{ m}$ variiert. Es zeigt sich, dass prinzipiell sowohl die bezogenen Leistungen als auch die Temperaturdifferenz im Absorbersystem mit steigendem Schenkelabstand abnehmen (siehe Abbildung 5-5). Der Verlauf der bezogenen Entzugsleistung folgt dabei tendenziell einem logarithmischen (asymptotischen) Verlauf, wobei die Form der Kurve nahezu unabhängig vom Strömungszustand ist. Im Gegensatz dazu führt eine laminare Strömung zu einer erhöhten Rücklauftemperatur (siehe Abbildung 5-5, rechts). Die Form der Kurve ist jedoch für beide Strömungszustände identisch, sodass die erhöhte Temperaturdifferenz nur auf die erhöhte Kontaktzeit des Fluids im System zurückzuführen ist. Ein zusätzlicher Einfluss aus dem Schenkelabstand besteht somit nicht.

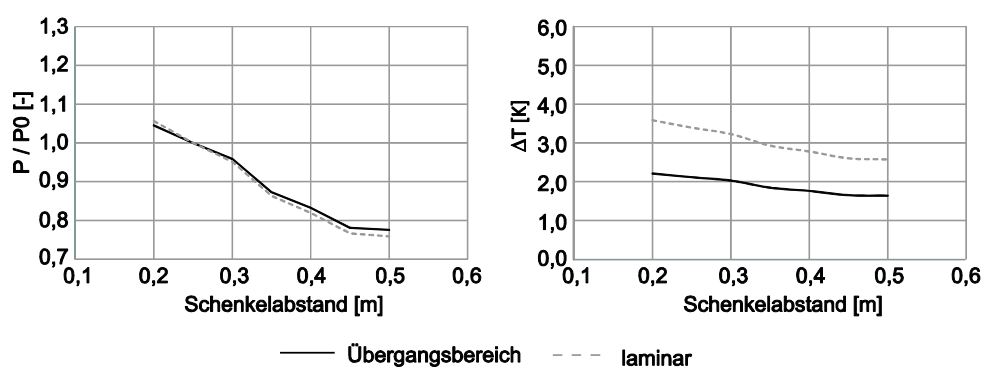


Abbildung 5-5: Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts) ([Kü2014])

In den durchgeführten Simulationen wurde die thermisch aktivierte Wandlänge konstant gehalten, sodass eine Veränderung des Schenkelabstands auch eine Veränderung der Anzahl der Rohrstränge in der Wand bedeutet. In Abbildung 5-6 sind daher die ermittelten Entzugsleistungen bezogen auf die installierte Rohrlänge dargestellt.

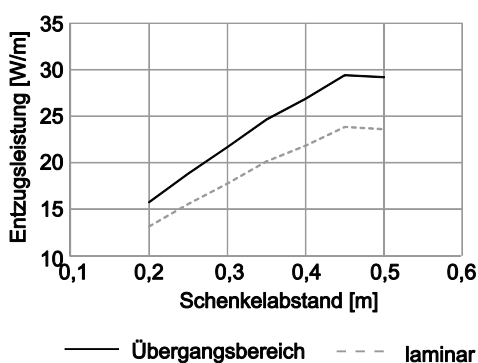


Abbildung 5-6: Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge ([Kü2014])

Ein Vergleich von Abbildung 5-6 und Abbildung 5-5 zeigt, dass die absolute Leistung des Systems mit steigendem Schenkelabstand sinkt, während die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge ansteigt. Dies ist auf die geringere Beeinflussung der Systeme bei steigendem Schenkelabstand zurückzuführen. Diese wird jedoch durch eine erhöhte Anzahl an Rohren (und damit einer größeren gesamten Rohrlänge) in der Wand kompensiert.

In der Praxis sollten daher zur Maximierung der möglichen Rohrlänge stets kleine Schenkelabstände realisiert werden. Der minimale Schenkelabstand ist durch den zulässigen Biegeradius der Absorberrohre (für Rohre auf PE-Basis ca. $R_{\min} = 5 - 10 \cdot d_a$) per se begrenzt, sodass auch eine übermäßige Beeinflussung der Rohrstränge untereinander ausgeschlossen werden kann.

5.5 Schichtdicke der Wärmeleitlamelle

Durch die Wärmeleitlamelle wird der Abstand der Absorberrohre zum Untergrund beschrieben. Sie ist somit maßgebender Bestandteil des Wärmeübergangswiderstands. Zu dessen Reduzierung sollten die Absorberrohre prinzipiell möglichst nah am Untergrund platziert werden. Aus konstruktiven Gründen ist jedoch in der Regel eine Mindestüberdeckung der Rohre erforderlich. Für Betonbauteile ist die Mindestüberdeckung von der Expositionsklasse abhängig. Im Mittel liegt diese bei ca. $d_L = 5$ cm. Bei den thermo-aktiven Abdichtungselementen wird die Schichtdicke nach den bauphysikalischen bzw. hydrobiologischen Aspekten bestimmt. So ist bei aggressivem Untergrund ggf. eine erhöhte Dicke der Betonschutzplatte erforderlich. Für normale, nicht kontaminierte Böden ist in der Regel jedoch eine minimale Schichtdicke von $d_L = 2$ mm ausreichend.

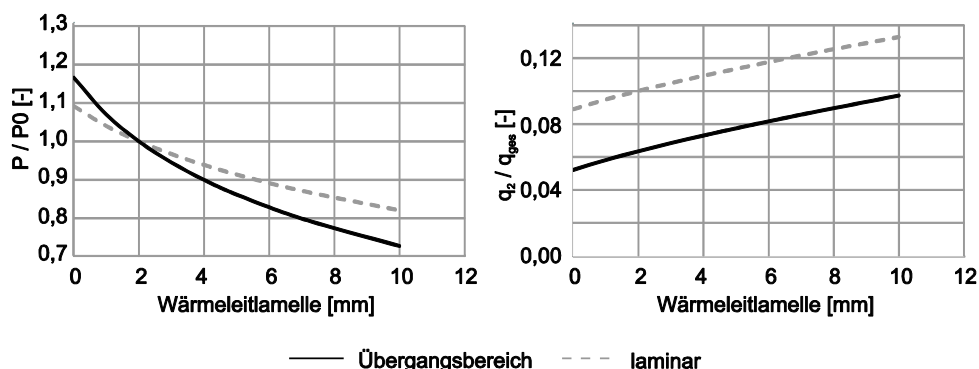
Der Einfluss der Schichtdicke der Wärmeleitlamelle ist in Abbildung 5-7 sowohl für ein thermisch aktiviertes Betonbauteil als auch ein thermo-aktives Abdichtungselement dargestellt. Für das Betonbauteil wurden Schichtdicken zwischen $d_L = 0$ cm und $d_L = 6$ cm und für das Abdichtungselement zwischen $d_L = 0$ mm und $d_L = 10$ mm betrachtet. Da durch die Wärmeleitlamelle auch maßgeblich das Verhältnis der Wärmeströme q_1 und q_2 bestimmt wird, erfolgte die Betrachtung des Einflusses der Wärmeleitlamelle analytisch mit Hilfe der in Kapitel 2.3 vorgestellten Formeln. Prinzipiell sollte der Anteil des Wärmestrom q_2 am Gesamtwärmestrom möglichst gering sein, um Effekte aus einem thermischen Kurzschluss zu vermeiden bzw. zu minimieren.

Für beide Systeme sinkt die bezogene Entzugsleistung mit steigender Schichtdicke (Abbildung 5-7, links) auf Grund des größeren Wärmeübergangswiderstand infolge des größeren Abstands zum Erdreich. Der Zusammenhang ist für beide Systeme nicht linear. Die Leistungsreduktion ist für Strömungszustände im Übergangsbereich ausgeprägter als für eine laminare Rohrströmung. Obwohl die Abdichtung aus PE-HD eine deutlich geringere Wärmeleitfähigkeit als der Beton besitzt, sind die prozentualen Auswirkungen auf die Entzugsleistung ähnlich. Die schlechte Wärmeleitfähigkeit des PEs wird somit durch die geringe Schichtdicke kompensiert.

Der Anteil des Wärmestroms q_2 am Gesamtwärmestrom steigt für beide Systeme mit steigender Schichtdicke an (Abbildung 5-7, rechts). Der Wärmestrom q_2 ist dabei absolut betrachtet fast unabhängig von der Schichtdicke der Wärmeleitlamelle, während der Wärmestrom q_1 mit steigender Schichtdicke zunimmt. Somit steigt der prozentuale Anteil des Wärmestroms q_2 mit steigender Schichtdicke. Prinzipiell ist der Anteil des Wärmestrom q_2 für laminare Strömungsverhältnisse größer als für eine Strömung im Übergangsbereich. Dies ist wiederum darauf zurückzuführen, dass der Wärmestrom q_2 unabhängig vom Strömungszustand ist, während der Wärmestrom q_1 für einen laminaren Strömungszustand sinkt. Die

Abhängigkeit von der Schichtdicke und damit der Verlauf der Kurve sind dann nahezu unabhängig vom Strömungszustand.

a) Thermo-aktives Abdichtungselement



b) Thermo-aktives Betonbauteil

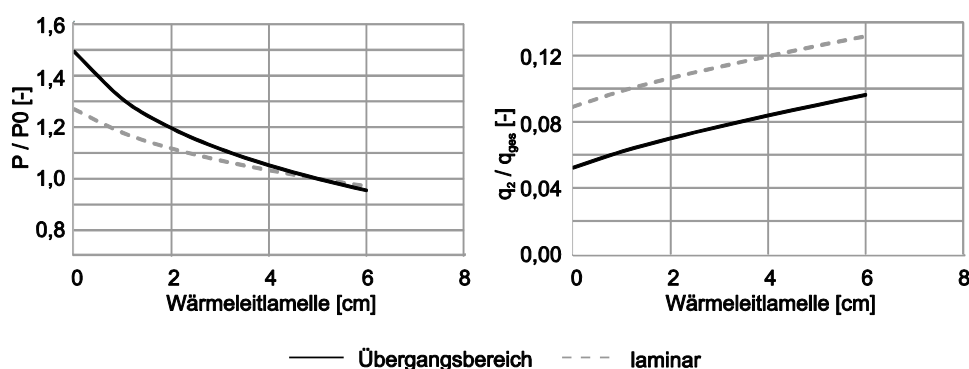


Abbildung 5-7: Einfluss der Dicke der Wärmeleitlamelle auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q_2 ([Kü2014])

Eine Veränderung der Wärmeleitlamelle wirkt sich somit nahezu ausschließlich auf den Wärmeentzug aus dem Untergrund aus. Wird der angrenzende Innenraum durch das thermo-aktive Bauteil beheizt, sollte somit eine möglichst geringe Dicke der Wärmeleitlamelle gewählt werden, um den Anteil des Wärmestroms q_2 und damit den thermischen Kurzschluss zu minimieren. Das Mindestmaß für die Schichtdicke ist dabei nach den konstruktiven bzw. bauphysikalischen Anforderungen festzulegen.

5.6 Systemschaltung

Die Absorberrohre können im Bauteil entweder als Reihen- oder als Parallelschaltung verlegt werden. Durch eine Reihenschaltung kann eine lange Kontaktzeit des Wärmeträgerfluids im Rohr und ein hoher Volumenstrom erreicht werden. Mit steigender Rohrlänge steigen jedoch auch die Druckverluste im System an. Zur Reduzierung der Druckverluste und zur Erhöhung der Ausfallsicherheit des Systems (Redundanzen) wird daher oftmals auch eine Parallelschaltung von Teilsystemen vorgenommen.

Im Rahmen der Parameterstudie wurden daher verschiedene Varianten der Rohrverlegung betrachtet, wobei die absolute Rohrlänge ($L_p = 45,84 \text{ m}$) sowie der Rohr- bzw.

Schenkelabstand der Systeme ($a = 0,25 \text{ m}$) konstant gehalten wurden. Für die hier betrachtete thermisch aktivierte Wandlänge konnten somit folgende Teilsysteme getestet werden:

- 1 Teilsystem mit 12 Rohrsträngen („Basissystem“)
- 2 Teilsysteme mit jeweils 6 Rohrsträngen („6er-Schleufe“),
- 3 Teilsysteme mit jeweils 4 Rohrsträngen („W-Rohre“),
- 6 Teilsysteme mit jeweils 2 Rohrsträngen („U-Rohre“).

In der Praxis führt eine Parallelschaltung zu einer Aufteilung des gesamten Volumenstroms auf die jeweiligen Teilsysteme ($Q_{v, \text{Teil}} = 350 \text{ l/h} / n$ bzw. $Q_{v, \text{Teil}} = 180 \text{ l/h} / n$). Im Rahmen der Parameterstudie wurden die verschiedenen Varianten noch zusätzlich mit einem konstanten Volumenstrom in jedem Teilsystem ($Q_v = Q_{v, \text{Teil}} = 350 \text{ l/h}$ bzw. $Q_v = Q_{v, \text{Teil}} = 180 \text{ l/h}$) berechnet, um den Einfluss des Volumenstroms und der Rohranordnung separieren zu können. Die resultierenden bezogenen Entzugsleistung sowie die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge sind für die getesteten Varianten in Abbildung 5-8 dargestellt.

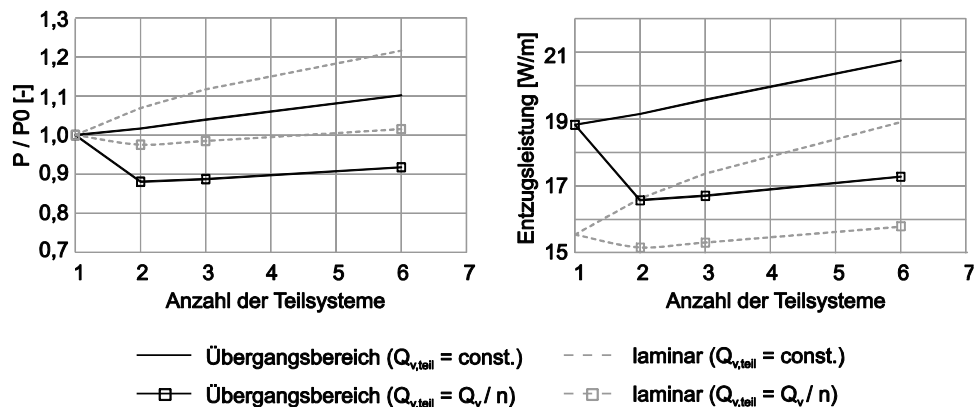


Abbildung 5-8: Einfluss der Rohrverlegung auf die Entzugsleistung ([Kü2014]); bezogene Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts)

Ist der Volumenstrom in jedem Teilsystem konstant, steigt die bezogene Entzugsleistung mit steigender Anzahl der Teilsysteme an (siehe Abbildung 5-8, links), da auch die Leistungen pro Meter Rohrlänge ansteigen (siehe Abbildung 5-8, rechts). Der Leistungszuwachs ist dabei für laminare Strömungszustände deutlich ausgeprägter als für eine Rohrströmung im Übergangsbereich. Die gegenseitige Beeinflussung der Teilsysteme ist somit bei einer gleichmäßigen Rohranordnung (Rohrabstand = Schenkelabstand) unabhängig von der Anzahl der Teilsysteme, da ein nahezu linearer Anstieg der Leistungen pro Meter Rohrlänge besteht. Zur Beurteilung der Effizienz eines geothermischen Systems ist die Gesamtenergiebilanz entscheidend. Zur Gewährleistung eines identischen Volumenstroms in jedem Teilsystem ist für das System mit den sechs einzelnen U-Rohren im Vergleich zur Rohrschleufe mit 12 Schleifen auch der 6-fache Volumenstrom ($Q_{v, \text{ges}} = 2.100 \text{ l/h}$) in der Sammelleitung erforderlich. Dies führt zu einem zu großen Druckverlusten in der Sammelleitung. Zum anderen ist auch eine hohe Antriebsenergie für die Umwälzpumpe erforderlich, was wiederum einen wirtschaftlichen Anlagenbetrieb verhindern kann.

In Abbildung 5-8 sind zusätzlich die Ergebnisse für eine gleichmäßige Aufteilung des Volumenstroms auf die einzelnen Teilsysteme dargestellt. Die Aufteilung des Volumenstroms auf zwei oder mehrere Teilsysteme führt für beide Strömungszustände zu einer Reduzierung

der Leistungen. Der Abfall in den Leistungen ist bei einem gesamten Volumenstrom von $Q_{v,ges} = 350$ l/h ausgeprägter als bei einem Ausgangsvolumenstrom von $Q_{v,ges} = 180$ l/h, da durch die Aufteilung des größeren Volumenstroms stets ein laminarer Strömungszustand im Einzelrohr auftritt.

Durch die Anordnung von mehreren Teilsystemen in der Wand können somit die Leistungen und die Redundanz des Systems erhöht werden, wenn durch die Änderung des Volumenstroms keine Änderung im Strömungszustand im Rohr auftritt. Führt die Aufteilung des Volumenstroms jedoch zu einem laminaren Strömungszustand, kann der damit verbundene Leistungsverlust auch nicht durch mehrere Teilsysteme kompensiert werden. In der Anlagenauslegung sollte daher in jedem Teilsystem eine Rohrströmung im Übergangsbereich erreicht werden. Weiterhin ist zu beachten, dass mit einer erhöhten Anzahl an Teilsystemen auch der Steuerungs- und Regelaufwand ansteigt. Die Anzahl der möglichen Teilsysteme ist dann von der maximalen Pumpenleistung der Umwälz- und Wärmepumpe sowie den Verhältnissen in der Sammelleitung abhängig, sodass in der Regel die Anordnung einer langen Rohrlänge vorteilhaft sein wird.

5.7 Ableitung von Handlungsempfehlungen

Die durchgeführte Parameterstudie hat gezeigt, dass die Effizienz von thermo-aktiven Bauteilen von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängt. Für das hier betrachtete System sind die Faktoren mit den größten Auswirkungen auf die Leistungsfähigkeit des Systems der Volumenstrom im Absorbersystem, die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Wärmeträgerfluid und Untergrund, die Schichtdicke der Wärmeleitlamelle, der Schenkel- (bzw. Rohrabstand) und die Rohranordnung. Darüber hinaus können Faktoren wie die Grundwasserströmung, der konstruktive Aufbau des Systems (Innendämmung, Schichtdicke der Rohrschicht, etc.) sowie der Glykol-Gehalt einen deutlichen Einfluss ausüben (siehe Abbildung 5-2). Das Ergebnis der Parameterstudie bestätigt somit die Notwendigkeit einer Systemauslegung unter der Beachtung aller beteiligten Wärmetransportvorgänge bzw. Faktoren. Somit ist für jedes thermo-aktive Bauteil eine systemangepasste Anlagenauslegung erforderlich. Dies kann nun erstmalig mit dem entwickelten Berechnungsansatz mit vertretbarem Aufwand erfolgen.

Obwohl für jedes Bauteil eine eigene, systemangepasste Anlagenauslegung erfolgen sollte, können auf Basis der Parameterstudie allgemeine Handlungsempfehlungen abgeleitet werden. So wird beispielsweise durch den Volumenstrom im Absorberrohr der Energieeintrag in das System bestimmt. Prinzipiell ist ein Strömungszustand im Rohr außerhalb des laminaren Bereichs zu empfehlen. Eine Erhöhung des Volumenstroms über diesen Zustand hinaus führt zu einer Vergrößerung der Druckverluste, einem erhöhten Antriebsenergiebedarf für die Umwälzpumpe sowie zu einer größeren Reduzierung der Rücklaufemperatur. Diese Nachteile können durch die erhöhte Entzugsleistung dann nicht mehr kompensiert werden.

Für die Anordnung der Absorberrohre in der Wand kann entweder eine Reihen- oder Parallelschaltung gewählt werden. Die hier durchgeführten Untersuchungen haben ergeben, dass die Verwendung von möglichst langen Rohrschlaufen zu empfehlen ist. Für lange Rohrschlaufen steigt die Rücklaufemperatur an, was sich wiederum positiv auf die

Gesamtenergiebilanz des Systems auswirkt. Darüber hinaus führt eine lange Rohrleitung zu einem geringen Volumenstrom in der Sammelleitung. Die maximal installierbare Rohrlänge ist dann nach hydraulischen Gesichtspunkten (Minimierung der Druckverluste) zu wählen. Je nach Einbausituation sind darüber hinaus ausreichend Redundanzen im System vorzusehen. Bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen ist ein richtungsabhängiger Wärmetransport zu beachten. So ist sowohl ein Wärmetransport aus dem Erdreich als auch aus dem angrenzenden Innenraum ins Bauteil vorhanden. Wird der Innenraum (zumindest indirekt) durch das thermo-aktive Bauteil klimatisiert, ist der Wärmestrom aus dem Innenraum zu minimieren, um einen thermischen Kurzschluss zu vermeiden. Dies kann durch die Anordnung einer Innendämmung erfolgen. Untersuchungen haben ergeben, dass bereits die Aufbringung einer wenigen Zentimeter starken Dämmung den Wärmestrom aus dem Innenraum wirkungsvoll eliminieren kann [Kü2014]. Zusätzlich führt eine Anordnung der Rohre in der Nähe des Erdreichs (minimale Dicke der Wärmeleitlamelle) zu einem erhöhten Wärmestrom aus dem Untergrund. Bei Tunnelschalen oder Energieschlitzwände kann das thermo-aktive Bauteil auch an einen unbeheizten oder vom Heizsystem unabhängigen Raum bzw. Bereich angrenzen. In diesem Fall kann der Wärmestrom aus dem Innenraum einen deutlichen Beitrag zum Gesamtenergiegewinn liefern und ist daher bei der Anlagenplanung einzukalkulieren.

Neben den Betriebsparametern und den Einflüssen aus dem Bauteil sind die Standorteigenschaften bei der Anlagenplanung zu berücksichtigen. Dies erfordert eine ausreichende Standorterkundung. Hierbei sollte neben der anstehenden Bodenart (bzw. deren thermischen Eigenschaften) vor allem die Untergrundtemperatur sowie die anstehenden Grundwasserverhältnisse erfasst werden. Thermo-aktive Bauteile werden oftmals innerstädtisch eingesetzt. So können je nach Region lokal sehr hohe Untergrundtemperaturen von bis zu 20 °C vorliegen [Me2013]. Da die Untergrundtemperatur einer der maßgeblichen Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit des thermo-aktiven Bauteils ist, führt eine Fehleinschätzung der vorhandenen Untergrundtemperatur zu einer falschen, ineffektiven Anlagenauslegung und damit zu einem schlechten Wirkungsgrad der Wärmepumpe. Weiterhin werden thermo-aktive Bauteile in der Regel oberflächennah eingesetzt. In diesen Bereich ist die Untergrundtemperatur jahreszeitlichen Schwankungen ausgesetzt, die in der Anlagenplanung zu berücksichtigen sind ([Kü2014]). Dies kann wiederum für den Fall einer numerischen Berechnung durch die Vorgabe einer zeitlichen Temperaturrandbedingung an der Erdoberfläche erfolgen.

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, findet ein erhöhter Wärmetransport statt, dessen Vernachlässigung wiederum den Wirkungsgrad des Systems beeinträchtigt. Die Absorberrohre sollten daher beim Vorhandensein einer Grundwasserströmung stets strömungsangepasst angeordnet werden. Bei flächigen Bauteilen ist eine Anordnung der Rohre an der strömungsparallelen Seite empfehlenswert, da sich an der querangeströmten Seite des Gebäudes eine „Totzone“ vor der Wand ausbildet, sodass die Strömungsgeschwindigkeit direkt an der Wand nahezu Null wird. Weiterhin ist auch die Anordnung des Vor- und Rücklaufs der Strömungsrichtung anzupassen. Wird das System in Parallelschaltung betrieben empfiehlt sich eine Anordnung des Vorlaufs im Anstrom, während bei einer Reihenschaltung auch die Anordnung des Vorlaufs im Abstrom effektiv sein kann. [Kü2014]

6 Ökologische und Ökonomische Bilanzierung des Verfahrens

Im Rahmen des Projekts wurde ein Berechnungsansatz zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen entwickelt, welcher es ermöglicht, alle relevanten Faktoren aus dem Bauteil und dem Betriebssystem zu berücksichtigen. Durch die Implementierung des Ansatzes in ein numerisches Programm können auch die Standortbedingungen mit im Modell abgebildet werden. Somit können thermo-aktive Bauteile unter Berücksichtigung aller relevanten Einflussfaktoren berechnet bzw. ausgelegt werden.

Eine derart gekoppelte Berechnung fand bis dato in der Regel nicht statt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die erforderlichen Größenmaßstäbe von Bauteil und Untergrund stark voneinander abweichen. So müssen im Bauteil Abmessungen im Zentimeterbereich abgebildet werden, während im Untergrund die Verhältnisse im Meterbereich zu berücksichtigen sind. So ist beispielsweise die Kenntnis der sich einstellenden Temperaturfahne im Untergrund ein entscheidendes Kriterium in der Genehmigungsphase. Die unterschiedlichen Größenmaßstäbe bedeuten jedoch auch sehr große Modelle und Rechenzeiten, wenn beide Teilsysteme vollständig diskretisiert werden müssen. Dies führt dazu, dass in der Praxis die Teilsysteme oftmals getrennt voneinander betrachtet werden, wobei das jeweils andere Teilsystem als Randbedingung in die Berechnung einfließt. So wird beispielsweise für die Berechnung von Temperaturfahnen das thermo-aktive Bauteil oft als (konstante) Temperatur- oder Wärmestromrandbedingung vorgegeben. Einflüsse aus dem Bauteil können mit diesem Prinzip jedoch nicht abgebildet werden. Weiterhin ist auch eine Optimierung des Bauteils oder der Betriebsbedingungen in Abhängigkeit der Standortbedingungen nicht möglich. Daher wird ein thermo-aktives Bauteil in der Praxis oftmals unabhängig vom Untergrund ausgelegt bzw. der Boden fließt lediglich als (Temperatur-)Randbedingung ins Modell ein.

Mit dem hier entwickelten Modul können nun erstmal alle Einflüsse aus dem Bauteil und dem Untergrund bei vertretbaren Rechenzeiten gekoppelt betrachtet werden. Für die durchgeführten Berechnungen der Laborversuche war eine deutliche Einsparung an Rechenzeiten zwischen den beiden numerischen Ansätzen zu verzeichnen. So betrug die Rechenzeit im vollständig diskretisierten Modell mit COMSOL ca. 8 Stunden, während mit dem neuen Berechnungsansatz in SHEMAT-Suite innerhalb von ca. 10 – 20 Minuten ein vergleichbares Ergebnis erreicht werden konnte. Das hier entwickelte Modul stellt somit eine deutliche Verbesserung gegenüber dem Stand der Technik dar.

Die Verwendung des neuen Berechnungsansatzes bietet auch aus ökologischer und ökonomischer Sicht Vorteile. Durch eine realitätsnahe Abbildung des Systems kann die natürliche Energieressource Erdwärme optimal genutzt werden und über- oder unterdimensionierte Systeme vermieden werden. Die realistische Abbildung des Wärmeertrags aus dem Untergrund wirkt sich auch auf die Dimensionierung der Wärmepumpe aus, sodass deren Jahresarbeitszahl gesteigert werden kann. Dies führt wiederum zu einer Reduzierung des Fremdenergie- bzw. Hilfsenergiebedarfs.

Thermo-aktive Bauteile sind in ihrer Form und Konstruktion äußerst komplex, sodass eine Ableitung von allgemeinen Erfahrungswerten nicht möglich ist. Daher fordert die VDI-Richtlinie 4640-2 auch eine Berechnung im Einzelfall. Mit dem neuen Ansatz kann dieser Forderung nun

auch aus wirtschaftlicher Sicht nachgekommen werden. Durch die Abbildungsmöglichkeit aller Faktoren und deren Interaktion kann ein optimales Bauteil in der Planungsphase entwickelt werden. Da die Rechenzeiten ein vertretbares Maß aufweisen, stehen die Kosten in der Planungsphase nun in einem vertretbaren Verhältnis zum Energiegewinn, was die Verbreitung von thermo-aktiven Bauteilen in der Praxis steigern kann.

Die Ergebnisse des Forschungsvorhabens wurden bereits in verschiedenen Veröffentlichungen publiziert (siehe Kapitel 1). Eine weitere Verbreitung der Ergebnisse und des Berechnungsansatzes in Fachzeitschriften ist geplant, sodass das Verfahren bzw. der Ansatz von interessierten Planern und Ingenieuren genutzt werden kann. Weiterhin ist die Aufnahme des Ansatzes in die gültigen Normen und Empfehlungen (z. B. VDI 4640, EA Geothermie, etc.) erstrebenswert.

7 Fazit

Im Rahmen des Projekts wurde ein Berechnungsansatz zur Beschreibung des Wärmetransports bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen entwickelt und in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT-Suite implementiert. Der Ansatz basiert auf dem Modell-in-Modell-Ansatz, bei dem das Bauteil über thermische Widerstände abgebildet wird, während die Berechnung des Untergrunds numerisch erfolgt. Somit wird erreicht, dass bei vertretbaren Rechenzeiten alle relevanten Einflussfaktoren auf den Wärmetransport berücksichtigt werden können, wodurch eine effiziente Anlagenplanung ermöglicht wird.

Der Berechnungsansatz beruht auf der Annahme, dass der Wärmetransport hauptsächlich horizontal verläuft. Darüber hinaus werden innerhalb eines Zeitschritts stationäre Verhältnisse im Bauteil unterstellt. Diese Annahmen werden auch bei den meisten Berechnungsansätzen für Erdwärmesonden oder Energiepfählen getroffen. Dies bedeutet jedoch auch, dass sehr kurzfristige Belastungszustände oder die ersten Betriebsstunden des Systems nur ungenau abgebildet werden können. Zur Abbildung von Kurzzeiteffekten sind daher Weiterentwicklungen des Ansatzes erforderlich.

Die Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsmoduls erfolgte mit Hilfe von Laborversuchen. Dazu wurden Wärmeentzugsversuche an thermo-aktiven Abdichtungselementen durchgeführt und mit einer umfangreichen Messtechnik überwacht. Hierbei hat sich gezeigt, dass vor allem der Volumenstrom und die Untergrundtemperatur einen entscheidenden Einfluss auf die mögliche Entzugsleistung haben. In weiterführenden Versuchen wäre daher eine zeitabhängige Erfassung des Volumenstroms empfehlenswert.

Die Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsmoduls erfolgte auf Basis der thermo-aktiven Abdichtungselemente. Durch die allgemeine Formulierung des Berechnungsansatzes ist jedoch eine Anwendung des Ansatzes bei anderen flächigen, thermo-aktiven Bauteilen möglich. So können beispielsweise Energieschlitzwände, Bodenplatten und ggf. Tunnelbauwerke berechnet werden. Zur abschließenden Beurteilung der Übertragbarkeit der Ergebnisse wäre eine Kalibrierung an realen Bauprojekten wünschenswert.

Im Rahmen des Projekts wurde im Wesentlichen der Primärkreislauf der geothermischen Anlage betrachtet. Als Ergebnis der Berechnungen werden die Entzugsleistung und die

Rücklaufemperatur erhalten, die wiederum als Eingangsgröße für die Berechnung der Wärmepumpe bzw. des Sekundärkreislaufes dienen können. In der Realität interagieren beide Teilsysteme jedoch miteinander. Eine weitere Optimierung des Berechnungsansatzes kann daher durch die Kopplung von SHEMAT-Suite mit einem Gebäudesimulationsprogramm erfolgen.

Die hier durchgeführte Parameterstudie wurde für einen relativ kleinen Maßstab durchgeführt, um die prinzipiellen Zusammenhänge und die Einsatzmöglichkeiten des Berechnungsansatzes aufzuzeigen. Für eine Übertragung der Ergebnisse auf ein reales Projekt können die Abbildung großflächiger und komplexer Grundwasserverhältnisse (z. B. kombinierte Um- und Anströmung, wechselnde Strömungsrichtung, etc.) sowie die Verwendung von realen Temperaturmodellen für den Untergrund (jahreszeitliche Temperaturschwankungen, Innerstädtische Verhältnisse, etc.) erforderlich sein. Darüber hinaus werden thermo-aktive Bauteile oftmals in Gruppen angeordnet, sodass eine gegenseitige Beeinflussung der Bauteile zu beachten ist. Für diese Untersuchungen sind großmaßstäbliche Untersuchungen erforderlich, die auch den Sekundärkreislauf bzw. den Wärmepumpenkreislauf einbeziehen sollten.

Literaturverzeichnis

- [Ab2009] ABRAHAM, J.P., E.M. SPARROW und J.C.K. TONG: Heat transfer in all pipe flow regimes: laminar, transitional/intermittent, and turbulent. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 52 (3-4), p. 557-563, 2009.
- [Ad2009] ADAM, D. und R. MARKIEWICZ: Energy from earth-coupled structures, foundations, tunnels and sewers. *Géotechnique*, Vol. 59 (3), p. 229-236, 2009.
- [AI2005] AL-KHOURY, R., P.G. BONNIER und R.B.J. BRINKGREVE: Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part I: Steady state. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 63 (7), p. 988-1013, 2005.
- [Bau2012] SCHNEIDER BAUTABELLEN: Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungshinweisen und Beispielen. 20. Auflage, 2012, Wolters Kluwer Deutschland GmbH, Köln.
- [Bra2006] BRANDL, H.: Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*, Vol. 56 (2), p. 81–122, 2006.
- [CI2003] CLAUSER, C.: Numerical Simulation of Reactive Flow in Hot Aquifers. *SHEMAT and Progressing SHEMAT*. Springer-Verlag Berlin-Heidelberg, 2003.
- [Fa1986] FAROUKI, O.T.: Thermal Properties of Soils. Series on Rock and Soil Mechanics, Vol. 11, 1986, Trans Tech Publications.
- [Ge2000] GEHLIN, S.: Thermal Response Test - Method Development and Evaluation. Ph.D. Thesis. Department of Environmental Engineering, Lulea University of Technology.
- [GI1982] GLÜCK, B.: Strahlungsheizung – Theorie und Praxis. C.F. Müller, Karlsruhe, 1982.
- [GI1999] GLÜCK, B.: Thermische Bauteilaktivierung – Bauteilheizung und Bauteilkühlung. Forschungsbericht, 1999, RUD. OTTO MEYER-UMWELT-STIFTUNG.
- [Gn1995] GNIELINSKI, V.: Ein neues Berechnungsverfahren für die Wärmeübertragung im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Rohrströmung. *Forschung im Ingenieurwesen – Engineering Research*, Vol. 61 (9), S. 240-248, 1995.
- [Ko2000] KOSCHENZ, M. und B. LEHMANN: Thermoaktive Bauteile tabs. EMPA Energiesysteme / Haustechnik, Dübendorf, Schweiz, 2000.
- [KüM2013] KÜR TEN, S., D. MOTTAGHY und M. ZIEGLER: Wärmeübergangswiderstand bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente. *Bautechnik* Vol. 90(7), S. 387-394, 2013.
- [KüM2014] KÜR TEN, S., D. MOTTAGHY und M. ZIEGLER: A new model for the description of the heat transfer for plane thermo-active geotechnical systems based on thermal resistances. *Acta Geotechnica* Vol. 9 (2014), S. 1-13 (online).
- [Kü2014] KÜR TEN, S.: Zur thermischen Nutzung des Untergrunds mit flächigen thermo-aktiven Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente. Dissertation (in Bearbeitung). Fakultät für Bauingenieurwesen, RWTH Aachen.
- [Lo2013] LOVERIDGE, F. und W. POWRIE: Temperature response functions (G-functions) for single pile heat exchangers. *Energy*, Vol. 57, p. 554-564, 2013.
- [Ma2004] MARKIEWICZ, R.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zur Nutzung von geothermischer Energie mittels erdberührter Bauteile und Neuentwicklungen für den Tunnelbau. Dissertation. Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Technische Universität Wien, 2004.

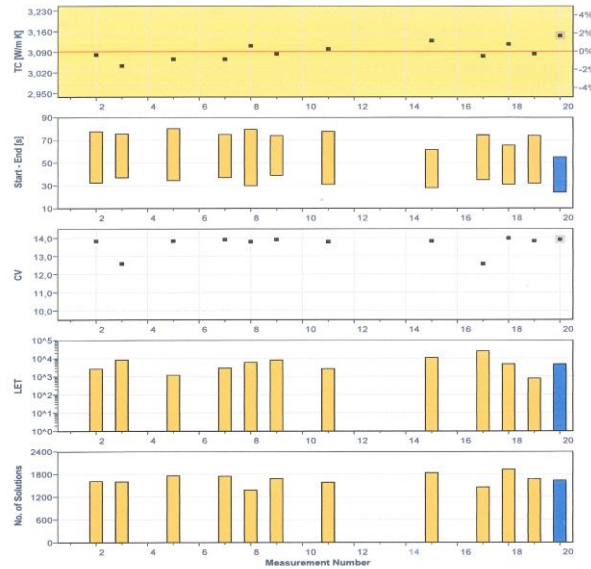
- [Me2013] MENBERG, K., P. BAYER, K. ZOSEDER, S. RUMOHR und P. BLUM: Subsurface urban heat islands in German cities. *Science of the Total Environment*, Vol. 442, p. 123-133, 2013.
- [Mo2012] MOTTAGHY, D. und L. DIJKSHOORN: Implementing an effective finite difference formulation for borehole heat exchangers into a heat and mass transport code. *Renewable Energy*, Vol. 45, p. 59-71, 2012.
- [Po1999] POPOV, Y., D. PRIBNOW, J. SASS, C. WILLIAMS und H. BURKHARDT: Characterization of rock thermal conductivity by high-resolution optical scanning. *Geothermics*, Vol. 28 (2), p. 253-276, 1999.
- [Pu2013] PUTTKE, B.: Coastal Waters as profitable Renewable Energy Source. *Coastal & Marine*, Vol. 22 (1), p.16, 2013.
- [Ra2006] RATH, V., A. WOLF und M. BÜCKER: Joint three-dimensional inversion of coupled groundwater flow and heat transfer based on automatic differentiation: Sensitivity calculation, verification and synthetic examples. *Geophysical Journal International*, Vol. 167 (1), p. 453–466, 2006.
- [Sch2013] SCHNEIDER, M.: Zur energetischen Nutzung von Tunnelbauwerken – Messungen und numerische Berechnungen am Beispiel Stuttgart Fasanenhofunnel. Mitteilung 68 des Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart, 2013.
- [VDI2006] VDI-Wärmeatlas. VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.). 10. Auflage, 2006, Springer Verlag, Berlin Heidelberg.
- [Wi1969] WINTER, D.F. und J.M. SAARI: A Particulate Thermophysical Model of the Lunar Soil. *The Astrophysical Journal*, Vol. 156, p. 1135-1151, 1969.
- [Zie2011] ZIEGLER, M. und S. KÜRTE: Erdwärmennutzung mit Hilfe von geothermisch wirksamen Abdichtungselementen an erdberührten Untergeschoßkonstruktionen im Grundwasser: Abschlussbericht. Forschungsinitiative Zukunft Bau, Band F2788, 2011, Fraunhofer-IRB-Verlag, Stuttgart.

Anhang

Anhang I – Laborversuche

Ergebnisse der Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Sandes mit der Nadelsonde (TeKa, Berlin)

Matrixleitfähigkeit



$TC_{mean} : 3,092 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ Std. Deviation : $0,029 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$
 $TC_{min} : 3,043 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ Std. Error : $0,009 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$
 $TC_{max} : 3,146 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ Variation : $\pm 1,7\%$
 Number of Measurements : 20

Wärmeleitfähigkeit

Arbeitsschritt	Einheiten	Beschreibung	Methode			Mittelwerte
			Trockene Wägung, saturierte Becher-geometrie.	Trockene Wägung, saturierte AccuPyc-Dichte.	Trockene Wägung, Becher-Geometrie und AccuPyc Dichte.	
Bestimmung der Dichten und Porositäten im Becher	$M_{sat,B}$ [g]	Masse der saturierten Probe inclusive Becher	2254,8	-	-	
	M_B [g]	Masse des leeren Bechers	1852	-	-	
	M_{sat} [g]	Masse der saturierten Probe	402,8	405,7		
	$M_{dry,F}$ [g]	Masse der getrockneten Probe inclusive Filter	340			
	M_F [g]	Masse des getrockneten Papierfilters	0			
	M_{dry} [g]	Masse der getrockneten Probe	340			
	M_w [g]	Masse des Wasseranteils der saturierten Probe	62,8	65,7		
	R_B [cm]	Innenradius des Bechers	4,4	-	4,4	
	F_B [cm ²]	Bodenfläche des Bechers	60,82	-	60,82	
	H_B [cm]	Innenhöhe des Bechers	6,90			
	H_P [cm]	Distanz Becheroberkante - Sondenoberkante	0,75			
	F_H [cm]	Höhe der eingefüllten Probe	3,2			
	V_P [cm ³]	Volumen der Probe	194,63	191,71	194,63	
	V_w [cm ³]	Volumen des Wasseranteils	62,93	65,84		
	V_M [cm ³]	Volumen der Probenmatrix	131,70	128,79		
$\rho_{dry,B}$ [gcm ⁻³]	Dichte der trockenen Probe im Becher	1,747	1,773	1,747	1,756	
$\rho_{sat,B}$ [gcm ⁻³]	Dichte der saturierten Probe im Becher	2,070	2,101	2,085	2,085	
$\rho_{Matrix,B}$ [gcm ⁻³]	Matrixdichte aus den Geometriedaten	2,582	-	-		
$\rho_{Matrix, AccuPyc}$ [gcm ⁻³]	Matrixdichte Heliumpycnometer (Originalprobe)	-	2,640	-		
ϕ_p [-]	Porenanteil im Becher	0,323	0,328	0,338	0,330	
WLF Becher	$\lambda_{mittel,gemessen}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit Becherprobe, Mittelwert	3,092			
	$\lambda_{minimum,gemessen}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit Becherprobe, Minimum	3,043			
	$\lambda_{maximum,gemessen}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit Becherprobe, Maximum	3,146			
	$\lambda_{Saturant}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit des Saturanden	0,597			
	$\lambda_{Matrix,mittel}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Matrixwärmeleitfähigkeit aus TK04-Mittelwert	6,784	6,906	7,168	6,953
$\lambda_{Matrix,minimum}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Matrixwärmeleitfähigkeit aus TK04-Minimum	6,626	6,744	6,997	6,789	
$\lambda_{Matrix,maximum}$ [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Matrixwärmeleitfähigkeit aus TK04-Maximum	6,960	7,086	7,358	7,135	

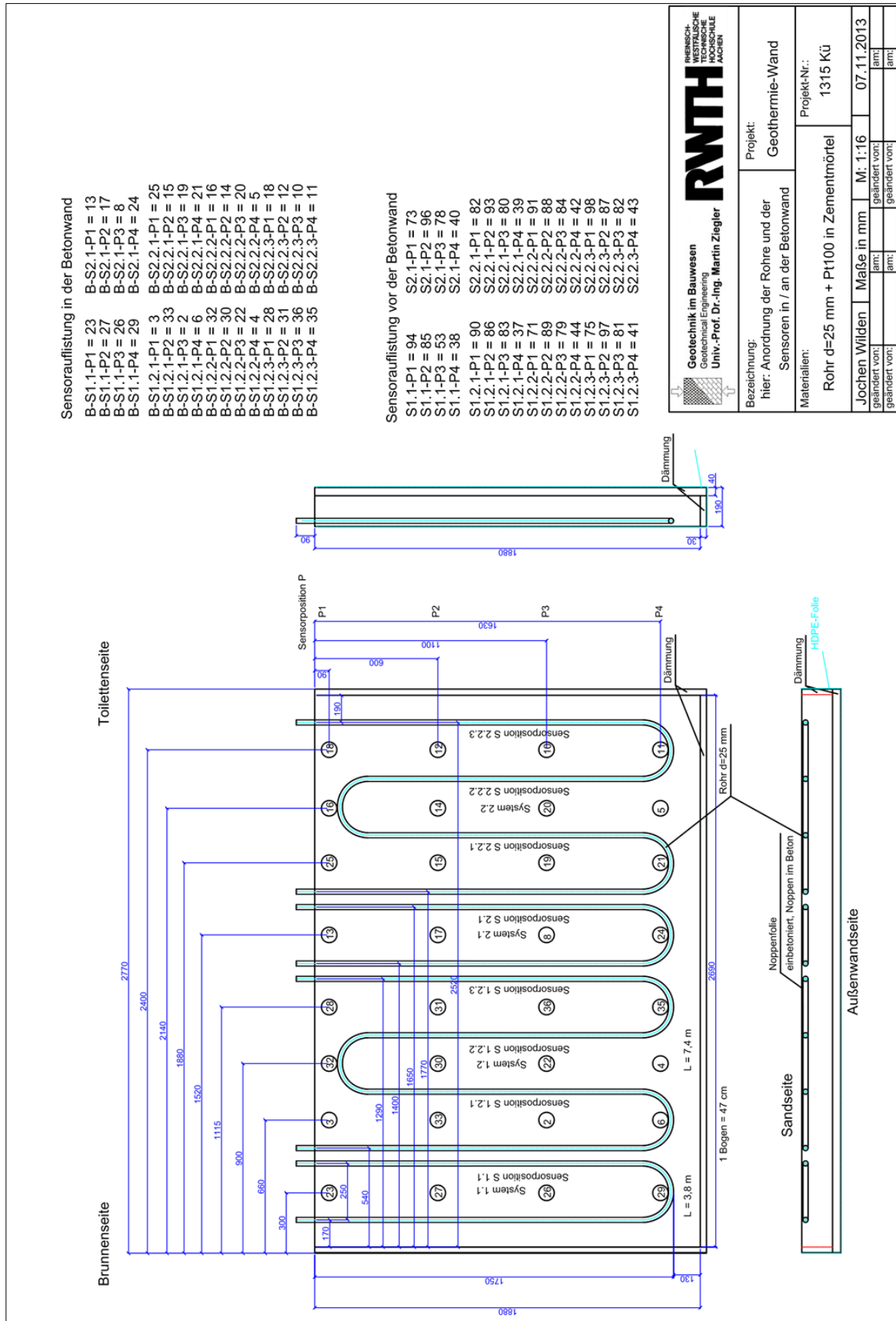
Anhang I – Laborversuche

Ergebnisse der Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Betons mit der optischen Abtastmethode [Po1999]

Probe	Wärmeleitfähigkeit, trocken [W/(mK)]	Min. – Max. Wärmeleitfähigkeit, trocken [W/(mK)]
Probe 1315 A, Winkel 1	2,47	2,03 – 2,86
Probe 1315 A, Winkel 2	2,46	1,98 – 2,84
Probe 1315 B, Winkel 1	2,48	1,86 - 3,13
Probe 1315 B, Winkel 2	2,50	1,91 – 3,14

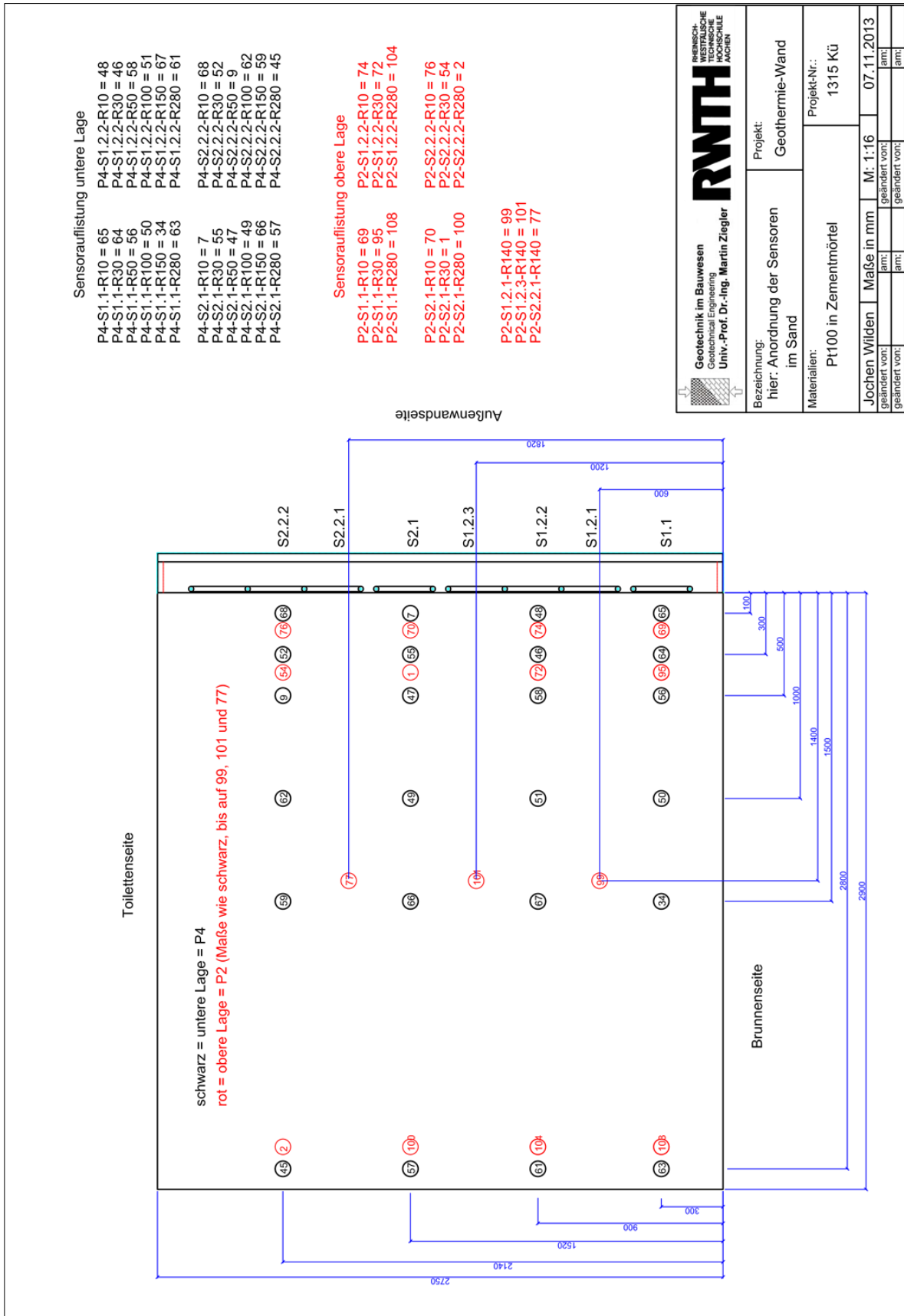
Anhang I – Laborversuche

Lage der Messfühler in der Wand bzw. an der Außenseite der Wand



Anhang I – Laborversuche

Lage der Messfühler im Sandkörper



 Geotechnik im Bauwesen Geotechnical Engineering Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Ziegler	RWTH AACHEN UNIVERSITY
Projekt: Geothermie-Wand	Projekt-Nr.: 1315 Kü
Bezeichnung: hier: Anordnung der Sensoren im Sand	Maße in mm M: 1:16
Materialien: Pt100 in Zementmörtel	Jochen Wilden geändert von:
geändert von:	geändert von:
geändert von:	geändert von:
geändert von:	geändert von:
geändert von:	07.11.2013

Anhang II – Numerische Umsetzung

Eigenschaften des Wärmeträgermediums in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts

Im Folgenden sind die Regressionsgraden für die (thermischen) Eigenschaften des Wärmeträgermediums in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts G [Vol.-%] dargestellt. Die Fluidtemperatur T_F ist dabei stets in der Einheit [°C] einzusetzen. Die Formeln wurden auf Basis des Wärmeträgermediums GLYKOLSOL-N aufgestellt.

1) Gefrierpunkt $T_{F,G}$ [°C]

Der Gefrierpunkt des Wasser-Glykol-Gemisches kann in Abhängigkeit der vorhandenen Konzentration mit einer Polynom-Funktion 2. Grades (quadratisches Polynom) abgebildet werden:

$$T_{F,G} [\text{°C}] = -0,01167 \cdot G^2 - 0,1757 \cdot G - 0,1542$$

2) Dynamische Viskosität η_F [kPa·s]

Der Verlauf der dynamischen Viskosität lässt sich für die verschiedenen Konzentrationen durch ein Polynom 3. Grades (kubisch) bzw. für Konzentrationen größer/gleich 30% durch eine Polynomfunktion 4. Grades annähern:

$$G = 20 \text{ Vol.-%: } \eta = (-6,826 \cdot 10^{-5} \cdot T_F^3 + 4,251 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,1448 \cdot T_F + 3,474)$$

$$G = 22,5 \text{ Vol.-%: } \eta = (-7,482 \cdot 10^{-5} \cdot T_F^3 + 4,639 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,1576 \cdot T_F + 3,762)$$

$$G = 25 \text{ Vol.-%: } \eta = (-9,964 \cdot 10^{-5} \cdot T_F^3 + 5,472 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,1726 \cdot T_F + 4,06)$$

$$G = 27,5 \text{ Vol.-%: } \eta = (-1,202 \cdot 10^{-4} \cdot T_F^3 + 6,195 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,1877 \cdot T_F + 4,383)$$

$$G = 30 \text{ Vol.-%: } \eta = (3,065 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^4 - 1,72 \cdot 10^{-4} \cdot T_F^3 + 6,216 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,2001 \cdot T_F + 4,751)$$

$$G = 33 \text{ Vol.-%: } \eta = (4,041 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^4 - 2,02 \cdot 10^{-4} \cdot T_F^3 + 6,882 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,2212 \cdot T_F + 5,212)$$

$$G = 35 \text{ Vol.-%: } \eta = (4,977 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^4 - 2,25 \cdot 10^{-4} \cdot T_F^3 + 7,277 \cdot 10^{-3} \cdot T_F^2 - 0,2363 \cdot T_F + 5,551)$$

3) Dichte ρ_F [g/cm³]

Der Verlauf der Dichte lässt sich für die verschiedenen Konzentrationen durch quadratische Funktion annähern:

$$G = 20 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-1,086 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^2 - 3,865 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,036)$$

$$G = 22,5 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-1,36 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^2 - 3,975 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,04)$$

$$G = 25 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-8,74 \cdot 10^{-7} \cdot T_F^2 - 4,156 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,045)$$

$$G = 27,5 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-1,501 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^2 - 4,175 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,049) \cdot 1000$$

$$G = 30 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-2,225 \cdot 10^{-6} \cdot T_F^2 - 4,226 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,053) \cdot 1000$$

$$G = 33 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-5,297 \cdot 10^{-7} \cdot T_F^2 - 4,508 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,058) \cdot 1000$$

$$G = 35 \text{ Vol.-%: } \rho_F = (-6,713 \cdot 10^{-7} \cdot T_F^2 - 4,557 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 1,061) \cdot 1000$$

4) Spezifische Wärmekapazität $c_{p,F}$ [J/(kgK)]

Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität kann für die verschiedenen Glykol-Gehalte durch einen linearen Zusammenhang angenähert werden:

$$G = 20 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (1,131 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,885) \cdot 1000$$

$$G = 22,5 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (1,429 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,834) \cdot 1000$$

$$G = 25 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (1,552 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,783) \cdot 1000$$

$$G = 27,5 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (1,739 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,732) \cdot 1000$$

$$G = 30 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (1,882 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,682) \cdot 1000$$

$$G = 33 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (2,103 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,620) \cdot 1000$$

$$G = 35 \text{ Vol.-%: } c_{p,F} = (2,112 \cdot 10^{-3} \cdot T_F + 3,580) \cdot 1000$$

5) Wärmeleitfähigkeit λ_F [W/(mK)]

Der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit kann für die verschiedenen Glykol-Gehalte ebenfalls durch einen linearen Zusammenhang angenähert werden:

$$G = 20 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 4,813 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,5131$$

$$G = 22,5 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 4,133 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,5031$$

$$G = 25 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 3,498 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,4933$$

$$G = 27,5 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 2,847 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,4839$$

$$G = 30 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 2,246 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,4748$$

$$G = 33 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 1,468 \cdot 10^{-4} \cdot T_F + 0,4644$$

$$G = 35 \text{ Vol.-%: } \lambda_F = 9,351 \cdot 10^{-5} \cdot T_F + 0,4580$$

Anhang II – Numerische Umsetzung

Eigenschaften / Parameter des Benchmark-Tests

Parameter	Symbol	Wert
Rohrdurchmesser (außen)	d_a [mm]	25
Wandstärke des Rohres	t_w [mm]	1,0
Rohrabstand	a [m]	0,30
Rohrlänge (gesamt)	L_p [m]	20,3
Wärmeleitfähigkeit Rohr	λ_p [W/(mK)]	0,4
Volumenstrom	Q_v [l/h]	500
Glykol-Gehalt	G [%]	0
Vorlauftemperatur	T_{in} [°C]	1,0
Temperatur innen / außen	$T_{1,2}$ [°C]	11
Wärmeleitfähigkeit des Betons	λ_c [W/(mK)]	2,3
Simulationszeit	t [d]	300

Eigenschaften / Parameter der numerischen Modelle auf Basis der Laborversuche

Parameter	Symbol	Wert
Rohrdurchmesser (außen / innen)	d_a / d_i [mm]	25 mm / 20 mm
Rohrabstand	a [m]	0,25
Rohrlänge (U-Rohr / W-Rohr)	L_p [m]	3,64 m / 7,28 m
Wärmeleitfähigkeit Rohr	λ_p [W/(mK)]	0,4
Glykol-Gehalt	G [Vol.-%]	0
Dicke der Wärmeleitlamelle	d_L [m]	0,002
Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle	λ_L [W/(mK)]	0,4
Dicke der Rohrschicht	d_2 [m]	0,1375
Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht	λ_c [W/(mK)]	2,3
Dicke der Dämmschicht	d_D [m]	0,04
Wärmeleitfähigkeit der Dämmschicht	λ_D [W/(mK)]	0,04
äußerer Wärmeübergangswiderstand	$R_{s,e}$ [W/m ² K]	0,001
innerer Wärmeübergangswiderstand	$R_{s,i}$ [W/m ² K]	0,13
Wärmeleitfähigkeit des Bodens	λ_B [W/(mK)]	3,1
Wärmekapazität des Bodens	$C_{v,B}$ [J/(m ³ K)]	2,7
Porenanteil des Bodens	n [-]	0,35

Anhang III – Parameterstudie

Parameter des Referenzmodells und deren Variation in der Parameterstudie

Parameter	Symbol	Wert	Variation
Rohrdurchmesser (außen)	d_a [mm]	25	16 - 33
Wandstärke des Rohres	t_w [mm]	2,5	
Rohrabstand	a [m]	0,25	0,20 - 0,50
Rohrlänge (gesamt)	L_p [m]	45,84	
Rohrverlegung	-	Schlange	U-Rohr, W-Rohr
Wärmeleitfähigkeit Rohr	λ_p [W/(mK)]	0,4	
Volumenstrom	Q_v [l/h]	350 / 180	100 – 1.000
Glykol-Gehalt	G [Vol.-%]	0	0 – 35
Vorlauftemperatur	T_{in} [°C]	2,5	1 – 5
Dicke der Wärmeleitlamelle	d_L [m]	0,002	0,002 – 0,06
Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle	λ_L [W/(mK)]	0,4	0,4 – 2,5
Dicke der Rohrschicht	d_c [m]	0,1375	0,1 – 1,0
Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht	λ_c [W/(mK)]	2,3	1,0 – 3,3
Dicke der Dämmschicht	d_D [m]	0,04	0 – 0,1
Wärmeleitfähigkeit der Dämmschicht	λ_D [W/(mK)]	0,04	
äußerer Wärmeübergangswiderstand	$R_{s,e}$ [W/m²K]	0,001	
innerer Wärmeübergangswiderstand	$R_{s,i}$ [W/m²K]	0,13	
Temperatur im Innenraum	T_2 [°C]	18	10 - 22
Wärmeleitfähigkeit des Bodens	λ_B [W/(mK)]	3,1	1,0 – 4,0
Wärmekapazität des Bodens	$C_{v,B}$ [MJ/(m³K)]	2,7	1,5 – 2,9
Porenanteil des Bodens	n [-]	0,35	
Untergrundtemperatur	T_B [°C]	10	8 - 13
Grundwassergeschwindigkeit	v_f [m/d]	0	0 – 1,5
Strömungsrichtung	-	parallel	quer