Zur thermischen Nutzung des Untergrunds mit flächigen thermo-aktiven Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente

Der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen vorgelegte Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades einer Doktorin der Ingenieurwissenschaften,

von

Sylvia Kürten

aus

Oberhausen

Inhaltsverzeichnis

In	haltsy	verzeichnis	Ι
Ał	obildu	ingsverzeichnis	V
Ta	belle	nverzeichnis	IX
Sy	mbol	verzeichnis	X
Kı	ırzfas	ssung	XIX
1	Ein	leitung	1
	1.1	Motivation	1
	1.2	Zielsetzung und Gliederung der Arbeit	2
2	Obe	erflächennahe Geothermie	5
	2.1	Allgemeine Grundlagen	5
	2.2	Grundlagen der Wärmepumpentechnik	9
	2.3	Systeme der oberflächennahen Geothermie	10
		2.3.1 Erdwärmesonden	11
		2.3.2 Erdwärmekollektoren	13
		2.3.3 Offene Systeme	14
3	The	ermo-aktive Bauteile – Stand der Technik	17
	3.1	Einführung	17
		3.1.1 Planung und Auslegung von thermo-aktiven Bauteilen	19
		3.1.2 Thermo-mechanisches Verhalten von thermo-aktiven Bauteilen	20
	3.2	Energiepfähle	22
	3.3	Energiewände- und Bodenplatten	26
	3.4	Thermische Aktivierung von Tunnelbauwerken	29
		3.4.1 Tunnel in offener Bauweise	
		3.4.2 Tunnel in geschlossener Bauweise	31
		3.4.3 Nutzung der Abwasserwärme aus Kanälen	34
		3.4.4 Energieanker	34
	3.5	Systeme zur Eisfreihaltung	35
4	The	eoretische Grundlagen zum Wärmetransport	39
	4.1	Wärmetransport im Untergrund	
		4.1.1 Wärmeleitung (Konduktion)	41

I

		4.1.2 Konvektion	
		4.1.3 Wärmestrahlung	45
		4.1.4 Hydrodynamische Dispersion	
		4.1.5 Wärmetransportgleichung	48
	4.2	Wärmetransport im bzw. am Bauteil	49
		4.2.1 Temperaturausbreitung im Untergrund infolge des thermo-aktiven	
		Bauteiles (instationärer Wärmetransport)	49
		4.2.2 Wärmetransport im thermo-aktiven Bauteil	51
		4.2.3 Konvektion an der Bauteiloberfläche	53
	4.3	Wärmetransport im Absorbersystem	
		4.3.1 Fluidmechanische Grundlagen und Kennzahlen einer Rohrströmung	
		4.3.2 Druckverluste	60
		4.3.3 Wärmeleitung	61
		4.3.4 Konvektion	62
	4.4	Thermische Materialeigenschaften	
		4.4.1 (Thermische) Eigenschaften von Wasser bzw. Wasser-Glykol-	
		Gemischen	
		4.4.2 Thermische Eigenschaften von Böden	68
		4.4.3 Thermische Eigenschaften von Beton	75
5	Ten	peratur in den oberflächennahen Bodenschichten	79
	5.1	Vertikale Temperaturverteilung im Untergrund	79
		5.1.1 Berechnung der Temperaturverteilung im Untergrund	80
		5.1.2 Analytische Berechnung der Erdoberflächentemperatur	82
	5.2	Energiebilanz an der Erdoberfläche	
		5.2.1 Strahlungsbilanz	85
		5.2.2 Konvektiver (fühlbarer) Wärmestrom	
		5.2.3 Latenter Wärmestrom	90
		5.2.4 Bodenwärmestrom	91
		5.2.5 Schneebedeckte Oberflächen	91
		5.2.6 Parametersatz zur Berechnung der Erdoberflächentemperatur	
	5.3	Urban Heat Island Effekt	94
	5.4	Einfluss des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs auf thermo-aktive Bauteile	96
		5.4.1 Böden ohne Grundwasserströmung	97
		5.4.2 Böden mit Grundwasserströmung	99
6	The	rmo-aktive Abdichtungselemente	103
	6.1	Prinzip des Systems und Einsatzgebiete	103
	6.2	Konstruktive Ausbildung der Elemente	105

	6.3	Laborversuche	108
		6.3.1 Aufbau des Versuchsstandes	108
		6.3.2 Verwendete Materialien	110
		6.3.3 Versuchsprogramm und Ergebnisübersicht	111
		6.3.4 Zusammenfassende Bewertung der Laborversuche	122
7	The	rmische Berechnung von Erdwärmesonden und thermo-aktiven Bauteilen	125
	7.1	Berechnungsansätze für Erdwärmesonden	125
		7.1.1 Analytische Ansätze zur Beschreibung der Temperaturantwort im	
		Umfeld einer Erdwärmesonde	125
		7.1.2 Thermische Widerstände für Erdwärmesonden	128
		7.1.3 Numerische Ansätze für Erdwärmesonden	131
		7.1.4 Einfluss einer Grundwasserströmung	133
	7.2	Berechnungsansätze für Energiepfähle	136
		7.2.1 Analytische Ansätze	136
		7.2.2 Thermische Widerstände für Energiepfähle	138
		7.2.3 Numerische Ansätze für Energiepfähle	139
	7.3	Berechnungsansätze für horizontale Systeme	140
		7.3.1 Berechnung von Erdwärmekollektoren	141
		7.3.2 Berechnung von Systemen zur Eisfreihaltung	142
	7.4	Berechnungsansätze für Energiewände und Energietunnel	143
	7.5	Anforderungen an ein Berechnungsmodell für flächige thermo-aktive Bauteile	145
8	Ber	echnungsmodell und numerische Umsetzung für flächige thermo-aktive	
	Bau	teile	147
	8.1	Allgemeine Hinweise und Grundlagen	147
	8.2	Widerstandsmodell für flächige thermo-aktive Bauteile	148
		8.2.1 Aufbau des System	148
		8.2.2 Widerstandsanalogie	149
		8.2.3 Bauteilwiderstand	151
		8.2.4 Widerstände für das Rohrsystem	157
		8.2.5 Bodenwiderstand	161
	8.3	Numerische Umsetzung	165
		8.3.1 Das Finite Differenzen Programm SHEMAT bzw. SHEMAT-Suite	165
		8.3.2 Integration des Berechnungsansatzes in SHEMAT-Suite	166
	8.4	Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsansatzes	168
		8.4.1 Benchmark-Test	169
		8.4.2 Vergleich mit den Laborversuchen	170

9	Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von Energiewänden		
	9.1	Betriebsparameter	179
		9.1.1 Volumenstrom	179
		9.1.2 Vorlauftemperatur	181
		9.1.3 Wärmeträgermedium	
	9.2	Untergrund- bzw. Standorteigenschaften	
		9.2.1 Untergrundtemperatur	
		9.2.2 Innenraumtemperatur	186
		9.2.3 Thermische Bodeneigenschaften	
		9.2.4 Grundwasser	191
	9.3	Geometrische Randbedingungen / konstruktive Ausbildung des Bauteils	193
		9.3.1 Rohranordnung	193
		9.3.2 Rohr- bzw. Schenkelabstand	197
		9.3.3 Rohrdurchmesser	199
		9.3.4 Wandaufbau	201
	9.4	Zusammenfassende Bewertung der Parameterstudie	
10	Zus	ammenfassung und Ausblick	209
Lit	erati	ırverzeichnis	213
Vo	rveri	öffentlichungen	243

Abbildungsverzeichnis

Bild 2.1	Kreisläufe einer geothermischen Anlage	8		
Bild 2.2	In Deutschland vorranging verwendete Systeme der oberflächennahen Geothermie			
Bild 2.3	Ausführungsformen von Erdwärmesonden			
Bild 3.1	Thermo-mechanisches Bauteilverhalten am Beispiel eines Energiepfahls (verändert nach Amatya et al., 2012)			
Bild 3.2	Prinzip eines Energiepfahls (beispielhaft für 3 U-Rohre als Absorberrohre)			
Bild 3.3	Flächige thermo-aktive Bauteile (schematische Darstellung)			
Bild 3.4	Thermische Aktivierung von Tunneln in offener Bauweise (verändert nach Brandl, 2006)			
Bild 3.5	Thermische Aktivierung von Tunneln in geschlossener Bauweise (verändert nach Adam, 2010 bzw. Pralle et al., 2010)			
Bild 3.6	Eisfreihaltung in Verbindung mit Erdwärmesonden (verändert nach Bolk et al, 2007)			
Bild 4.1	Mehrphasenmodell für den Boden	39		
Bild 4.2	Mechanismen des Wärmetransports in Böden (nach Farouki, 1986)	41		
Bild 4.3	Geschwindigkeiten bei einer Grundwasserströmung (nach Kolymbas, 1998)	44		
Bild 4.4	(Effektive) Thermische Widerstände für ein flächiges thermo-aktives Bauteil	52		
Bild 4.5	Temperatur- und Geschwindigkeitsprofile bei einer Rohrströmung (nach Marek & Nitsche, 2010)			
Bild 4.6	Temperaturverlauf im Rohr in Strömungsrichtung (nach Marek & Nitsche, 2010)	60		
Bild 4.7	Nusselt-Zahl in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl			
Bild 4.8	Temperaturabhängigkeit der Eigenschaften von Wasser.			
Bild 4.9	Eigenschaften des Wärmeträgermediums (GLYKOLSOL-N) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts und der Temperatur auf Basis der Daten von proKÜHLSOLE (2013)	67		
Bild 4.10	Einfluss des Quarzgehalts auf die Wärmeleitfähigkeit	69		
Bild 4.11	Einfluss der Porosität und des Sättigungsgrad auf die Wärmeleitfähigkeit (T = 10 °C)			
Bild 4.12	Labor- und Feldversuche zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit	71		
Bild 4.13	Einfluss der Porosität und des Sättigungsgrad auf die Wärmekapazität (T = 10 °C)	75		
Bild 5.1	Temperaturverteilung über die Tiefe (exemplarisch)	79		
Bild 5.2	Jahresgang der Temperatur für verschiedene Tiefen (exemplarisch)	80		
Bild 5.3	Analytische Ansätze zur Berechnung der Erdoberflächentemperatur für verschiedene Referenzstandorte	83		
Bild 5.4	Energiebilanz an der Erdoberfläche			
Bild 5.5	Berechnung der Erdoberflächentemperatur mit Hilfe der Energiebilanz für verschiedene Referenzstandorte (Referenzparametersatz)			
Bild 5.6	Temperaturverteilung im Untergrund für verschiedene Berechnungsmethoden	94		
Bild 5.7	Leistungsverläufe für verschiedene Temperaturansätze			
Bild 5.8	Prozentuale Abweichungen in den Leistungen für verschiedene Temperaturansätze			

Bild 5.9	Temperaturverteilung im Untergrund in Abhängigkeit der Grundwassergeschwindigkeit			
Bild 5.10	Temperaturverteilung im Untergrund in Abhängigkeit des Flurabstands			
Bild 5.11	Leistungsverläufe für verschieden Temperaturansätze unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung ($v_f = 0.5 \text{ m/d}$)			
Bild 5.12	Prozentuale Abweichungen in den Leistungen für verschiedene Temperaturansätze mit und ohne Grundwassereinfluss			
Bild 6.1	Prinzip der thermo-aktiven Abdichtungselemente	103		
Bild 6.2	Aufbau des thermo-aktiven Abdichtungselements (links) Detail der Rohrverlegung (rechts)	104		
Bild 6.3	Prinzip der Rohrverlegung	105		
Bild 6.4	Bewertung verschiedener Varianten der Rohrverlegung	106		
Bild 6.5	Schematische Darstellung des Versuchsstand für eine Anordnung des Wandelements senkrecht zur Strömung	108		
Bild 6.6	Prinzip der Rohrverlegung in den Laborversuchen (Großversuch 1 und 2)	112		
Bild 6.7	Rohrverlegung im Großversuch 1	112		
Bild 6.8	Rohrverlegung im Großversuch 2	113		
Bild 6.9	Gemessene Entzugsleistungen der Großversuche 1 und 2 ($v_f = 0 \text{ m/d}$)	114		
Bild 6.10	Gemessene Wärmeübergangswiderstände im Großversuche 2 ($v_f = 0 m/d$)	115		
Bild 6.11	Ergebnisübersicht der Großversuche 1 und 2 ohne Grundwasserströmung	116		
Bild 6.12	Rohrverlegung im Großversuch 3			
Bild 6.13	Einfluss des Volumenstroms im Großversuch 3 119			
Bild 6.14	Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Untergrundtemperatur (rechts) im Großversuch 3	119		
Bild 6.15	Einfluss der Grundwasserströmung im Großversuch 3	120		
Bild 6.16	Effektive Wärmeübergangswiderstände im Großversuch 3 Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)			
Bild 6.17	Effektive Wärmeübergangswiderstände im Großversuch 3 Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)	120		
Bild 6.18	mittlere Kerntemperatur im Großversuch 3 Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)	121		
Bild 6.19	mittlere Kerntemperatur im Großversuch 3 Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)	121		
Bild 7.1	Grundlegende Berechnungsansätze für Erdwärmesonden	126		
Bild 7.2	Thermische Widerstände für Erdwärmesonden (nach He, 2012) sowie Detaildarstellung der Rohrwiderstände	130		
Bild 7.3	Schematische Darstellung des Modell-in-Modell-Ansatzes (nach Al-Khoury et al., 2005)	132		
Bild 7.4	Ausbreitung der Temperaturfahne in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit	136		
Bild 7.5	Thermische Widerstände eines Energiepfahls mit 3 U-Rohren (nach Zarella et al., 2013)			
Bild 8.1	Aufbau des Mehrschichtmodells und Bezeichnungen	148		

Bild 8.2	Widerstandsanalogie (erweitert nach Koschenz & Lehmann, 2000)	150		
Bild 8.3	Temperaturverlauf in der Rohrachse nach Gleichung (8-21)			
Bild 8.4	Modifizierter Temperaturverlauf in der Rohrachse			
Bild 8.5	Einfluss der Rohrwandrandbedingung auf die Nusselt-Zahl (links) und den Wärmestrom (rechts)			
Bild 8.6	Einfluss der Rohrwandrandbedingung auf die mittlere Fluidtemperatur			
Bild 8.7	Charakteristische Länge bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen			
Bild 8.8	Konvektiver Bodenwiderstand	165		
Bild 8.9	Prinzip der numerischen Umsetzung (Kürten et al., 2014)	167		
Bild 8.10	Ergebnisse des Benchmark-Tests (Kürten et al., 2014)	170		
Bild 8.11	Sensitivitätsanalyse für die Temperaturrandbedingung an der Innenseite T ₂	173		
Bild 8.12	Vergleich der Ergebnisse aus dem Labor und den numerischen Modellen			
Bild 8.13	Sensitivitätsanalyse für die Bodentemperatur und den Volumenstrom	175		
Bild 8.14	Sensitivitätsanalyse für die Grundwasserströmung			
Bild 8.15	Temperaturfahnen im Laborversuch für verschiedene Grundwassergeschwindigkeit	176		
Bild 9.1	Rücklauftemperatur (links) und Entzugsleistung (rechts) im Basismodell	179		
Bild 9.2	Einfluss des Volumenstroms auf die Entzugsleistung (links) und die Bücklauftemperatur (rechts)	180		
Bild 9 3	Druckverluste in Abhängigkeit des Volumenstroms	181		
Bild 0 4	Einfluss der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die	101		
Dild 9.4	Rücklauftemperatur (rechts)			
Bild 9.5	Einfluss des Glykol-Gehalts auf die und Entzugsleistung (links) und die			
	Rücklauftemperatur (rechts)	183		
Bild 9.6	Nusselt-Zahl (links) und Reynolds-Zahl (rechts) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts	183		
Bild 9.7	Einfluss der Untergrundtemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)			
Bild 9.8	Vergleich des Einflusses der Untergrundtemperatur und der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)			
Bild 9.9	Einfluss einer Dämmung auf der Innenseite auf die (gesamte) Entzugsleistung (links) und den Anteil des Wärmestroms q ₂ am Gesamtwärmestrom (rechts)	187		
Bild 9.10	Einfluss der Innenraumtemperatur auf die (gesamte) Entzugsleistung (links) und den Anteil des Wärmestroms q2 am Gesamtwärmestrom (rechts)	187		
Bild 9.11	Rücklauftemperatur in Abhängigkeit der Wärmekapazität ($Q_v = 350 \text{ l/h}$)	189		
Bild 9.12	Einfluss der Wärmekapazität des Bodens auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)	190		
Bild 9.13	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit des Bodens auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)			
Bild 9.14	Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Entzugsleistung (links) und die			
	Rücklauftemperatur (rechts)	191		
Bild 9.15	Temperaturfahnen in Abhängigkeit der Strömungsrichtung	192		
Bild 9.16	Druckverluste (Rohrreibungsverluste) in Abhängigkeit der Rohrlänge19			

Bild 9.17	Einfluss der Rohrverlegung auf die Entzugsleistung; bezogene Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts)	194		
Bild 9.18	Einfluss der Rohrverlegung unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung; bezogene Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts)			
Bild 9.19	Einfluss des Rohrabstands auf die Entzugsleistung; absolute Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts)	197		
Bild 9.20	Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)	198		
Bild 9.21	Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge	199		
Bild 9.22	Reynolds-Zahl in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers	200		
Bild 9.23	Einfluss des Rohrdurchmessers auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)	200		
Bild 9.24	Angepasster Volumenstrom in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl	201		
Bild 9.25	Einfluss der Dicke der Wärmeleitlamelle auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q2	203		
Bild 9.26	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q ₂	204		
Bild 9.27	Einfluss der Rohrschichtdicke auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q ₂ (Systeme mit Innendämmung)	205		
Bild 9.28	Einfluss der Rohrschichtdicke auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q2 (Systeme ohne Innendämmung)	205		
Bild 9.29	Ergebnisse der Parameterstudie	206		

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1.1	Geforderter Anteil am Wärme- und Kältebedarf durch erneuerbare Energien nach EEWärmeG1			
Tabelle 3.1	Ausgewählte Ausführungsbeispiele für thermo-aktive Bauteile (nach Brandl & Markiewicz (2001), Schröder & Hanschke (2003), Himmler & Fisch (2005), SIA D0190:2005, Brandl (2006), Nagano et al. (2006a), von der Hude & Sauerwein (2007), Katzenbach et al. (2008), WZ (2009), Amis (2010), Amis et al. (2010), Smith (2011), Boranyak (2013))			
Tabelle 4.1	k _f -Wert, Permeabilität und Porosität für verschiedene Bodenarten (nach Freeze & Cherry, 1979)			
Tabelle 4.2	Skalenabhängigkeit der Dispersivität (Bertsch, 1978)			
Tabelle 4.3	Dispersivität in Abhängigkeit der Bodenart (nach Gleichung (4-19))	47		
Tabelle 4.4	Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und Temperaturleitfähigkeit für verschiedene Bodenarten (nach VDI 4640-1:2010)			
Tabelle 5.1	Albedo für ausgewählte Oberflächen (Linacre, 1992)			
Tabelle 5.2	Ansätze zur Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangswiderstands			
Tabelle 5.3	Windgeschwindigkeitsprofile (ASHRAE, 2005 in EnergyPlus, 2013)			
Tabelle 6.1	Eigenschaften des verwendeten Sandbodens			
Tabelle 6.2	Eigenschaften des verwendeten Betons			
Tabelle 6.3	Eigenschaften der getesteten Systeme in den ersten beiden Großversuchen			
Tabelle 6.4	Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch			
Tabelle 6.5	Entzugsleistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente im Vergleich zu anderen Systemen			
Tabelle 8.1	Eigenschaften des Benchmark-Tests			
Tabelle 8.2	Vergleich der numerischen Simulationen mit den Ergebnissen aus den ersten beiden Großversuchen			
Tabelle 8.3	Eigenschaften der zum Vergleich verwendeten Teilversuche			
Tabelle 8.4	Eigenschaften und Abmessungen des numerischen Modells auf Basis des dritten Großversuchs			
Tabelle 9.1	Eigenschaften und Abmessungen des Referenzmodells und deren Variation in der Parameterstudie			
Tabelle 9.2	Eigenschaften eines thermo-aktiven Betonbauteils	202		

Symbolverzeichnis

Lateinische Großbuchstaben

А	[m²]	(Querschnitts-)Fläche	
Ai	[-]	eisfreies Flächenverhältnis	
As	[°C]	Amplitude der Temperaturschwingung	
В	[m]	Breite	
Bs	[-]	Strahlungsdurchlasszahl	
BW	[-]	Bevölkerungsanzahl	
D	[m]	Pfahldurchmesser	
D_{m}	[m²/s]	Dispersionskoeffizient	
Fo	[-]	Fourier-Zahl	
G	[Vol%]	Glykol-Gehalt	
Gr	[-]	Grashof-Zahl	
Н	[mNN]	Standorthöhe	
H_{V}	[m]	Förderhöhe (Pumpe)	
H_{Wand}	[m]	Wandhöhe	
HZylinder	[m]	Höhe eines Zylinders	
Ke	[-]	Kersten-Zahl	
L	[m]	(charakteristische) Länge	
$L_{\rm w}$	[J/kg]	latente Verdampfungswärme (Wasser)	
Ν	[-]	Anzahl	
Nu	[-]	Nusselt-Zahl	
Р	[W]	Leistung / Wärmestrom	
\mathbf{P}_{B}	[s]	Periode der Temperaturschwingung im Boden	
Pe	[-]	Péclet-Zahl	
Pr	[-]	Prandtl-Zahl	
$P_{\rm w}$	[-]	Korrekturfaktor für eine Grundwasserströmung	
Q	[W/m ³]	Wärmeproduktion / Quellterm	
Q_V	[m³/s]	Volumenstrom	

R	[mK/W]	thermischer Widerstand (Linie) bzw. [m ² K/W] Fläche	
Ra	[-]	Rayleigh-Zahl	
Ra	[m ² K/W]	(effektiver) Wärmeübergangswiderstand nach außen	
Ra _D	[-]	Darcy-modifizierte Rayleigh-Zahl	
R _b	[m ² K/W]	(effektiver) Wärmeübergangswiderstand nach innen	
R _c	[m ² K/W]	(effektiver) Wärmeübergangswiderstand zwischen innen und außen	
Re	[-]	Reynolds-Zahl	
\mathbf{R}_{min}	[m]	zulässiger Biegeradius	
$R_{p,Z}$	[m ² K/W]	thermischer Strömungswiderstand	
R _{Pfahl}	[mK/W]	Gesamtwiderstand eines Energiepfahls	
Rs	[m ² K/W]	innerer thermischer Widerstand	
R _{s,e}	[m ² K/W]	äußerer Wärmeübergangswiderstand	
R _{s,i}	[m ² K/W]	innerer Wärmeübergangswiderstand	
R_{Sonde}	[mK/W]	Gesamtwiderstand einer Erdwärmesonde	
$\mathbf{R}_{\mathrm{Wand}}$	[m ² K/W]	Gesamtwiderstand einer Energiewand	
R_x	[mK/W]	Bauteilwiderstand	
Sc	[-]	Formfaktor	
Sr	[-]	Sättigungsgrad	
Т	[°C]	Temperatur	
T _{aus}	[°C]	Rücklauftemperatur	
T_{ein}	[°C]	Vorlauftemperatur	
T_K	[°C]	Kerntemperatur	
U	[W/(m²K)]	Wärmedurchgangskoeffizient	

Lateinische Kleinbuchstaben

a	[m]	Rohrabstand
a ₀	[%]	Albedo
a Pfahl	[m]	Pfahlabstand
a _R	[-]	Rauhigkeitskoeffizient
asonde	[m]	Erdwärmesondenabstand

a _T	[m²/s]	Temperaturleitfähigkeit	
c	[-]	Verhältnis zwischen Strahlungsbilanz und Bodenwärmestrom	
c _p	[J/(kgK)]	Wärmekapazität (spezifisch)	
C _v	[J/(m ³ K)]	Wärmekapazität (volumetrisch)	
d	[m]	Schichtdicke / Bauteildicke	
d_1	[m]	Abstand zwischen Rohrachse und Oberkante Rohrschicht	
d_2	[m]	Abstand zwischen Rohrachse und Unterkante Rohrschicht	
da	[m]	(Rohr)Außendurchmesser	
d_i	[m]	(Rohr)Innendurchmesser	
d _K	[m]	Korndurchmesser	
$d_{\rm w}$	[m]	wirksamer Korndurchmesser	
ea	[hPa]	Dampfdruck der Luft	
e _a *	[hPa]	Sättigungsdampfdruck der Luft	
ev	[m]	tatsächliche Verdunstung	
f	[m]	Flurabstand	
$f_{ck} \\$	[N/mm ²]	Betondruckfestigkeit	
\mathbf{f}_{ct}	[N/mm ²]	Betonzugfestigkeit	
$f_{ev} \\$	[-]	Korrekturfaktor für die Oberflächenbeschaffenheit (Evaporation)	
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung	
g(x)	[-]	Antwortfunktion (g-Funktion)	
h	[m]	Potentialunterschied	
$h_{v,\ddot{o}}$	[m]	Druckverluste infolge örtlicher Verluste	
h _{v,r}	[m]	Druckverluste infolge Reibung	
i	[-]	hydraulischer Gradient	
k	[m²]	Permeabilität	
$\mathbf{k}_{\mathbf{f}}$	[m/s]	Durchlässigkeitsbeiwert	
n	[-]	Porenanteil	
n _{pr}	[-]	Porenanteil bei Proctor-Verhältnissen	
р	[Pa]	(Luft-)Druck	
q	[W/m ²]	Wärmestromdichte	

qʻ	[W/m]	bezogener Wärmestrom
\mathbf{q}_0	[%]	Quarzgehalt
qag	$[W/m^2]$	atmosphärische Gegenstrahlung
q_{AO}	$[W/m^2]$	Ausstrahlung
$q_{\rm B}$	$[W/m^2]$	Bodenwärmestrom
$q_{\rm E}$	$[W/m^2]$	latenter Wärmestrom (Verdunstung)
q _G	$[W/m^2]$	Globalstrahlung
qн	[W/m ²]	fühlbarer Wärmestrom (Konvektion)
qkw	[W/m ²]	kurzwellige Strahlung
q_{LW}	[W/m ²]	langwellige Strahlung
$q_{\rm m}$	[W/m ²]	Schmelzwärme
qs	[W/m ²]	Wärmestrom aus der Strahlungsbilanz
r	[m]	Radius
S	[m]	Schenkelabstand
t	[s]	Zeit
t _i	[s]	Zeitpunkt
tw	[m]	Wandstärke der Rohre
v	[m/s]	(Strömungs-)Geschwindigkeit
Va	[m/s]	Abstandsgeschwindigkeit
\mathbf{v}_{f}	[m/s]	Filtergeschwindigkeit (Darcy-Geschwindigkeit)
VT	[m/s]	Wärmetransportgeschwindigkeit
Vz	[m/s]	Windgeschwindigkeit
W	[-]	Wassergehalt
Х	[m]	Abstand in x-Richtung (Koordinate)
Xe	[m]	Einlauflänge
У	[m]	Abstand in y-Richtung (Koordinate)
Z	[m]	Tiefe
ZD	[m]	Dämpfungstiefe
Zn	[m]	Grenztiefe (neutrale Zone)

Griechische Zeichen

Θ	[octa]	Bedeckungsgrad
Δp	[bar]	Druckverlust
ΔT	[K]	Temperaturdifferenz
α	[W/(m ² K)]	Wärmeübergangskoeffizient
α_a	[W/(m ² K)]	äußerer (Gesamt-)Wärmeübergangskoeffizient
α_L	[m]	longitudinale Dispersivität
α_{m}	[m]	Dispersivität
α_{T}	[m]	transversale Dispersivität
β	[1/K]	Ausdehnungskoeffizient
β_a	[-]	Jahresarbeitszahl der Wärmepumpe
γ	[-]	Eulersche Konstante ($\gamma = 0,57721$)
δ	[mm]	Rauhigkeitslänge
3	[-]	Emissionsgrad
ε _a	[-]	Emissionsgrad der Atmosphäre
ε _B	[-]	Phasenverschiebung der Untergrundtemperatur
Es	[-]	Emissionsgrad der Erdoberfläche
η	[Pa · s]	dynamische Viskosität
η_B	[-]	Amplitudendämpfung der Untergrundtemperatur
η _G	[-]	Gütegrad der Wärmepumpe
η_{Global}	[-]	globaler Sicherheitsbeiwert
κ _B	[-]	Korrekturfaktor zur Berechnung der Untergrundtemperatur
λ	[W/(mK)]	Wärmeleitfähigkeit
λ_{eff}	[W/(mK)]	effektive Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{Strahlung}$	[-]	Strahlungsleitfähigkeit
$\lambda_{\rm v}$	[-]	Verlustbeiwert (Rohrreibungsverlust)
ν	[m²/s]	kinematische Viskosität
ξ	[-]	Verlustbeiwert (örtliche Druckverluste)
π	[-]	Kreiszahl ($\pi \approx 3,146$)
ρ	[kg/m³]	Dichte

ρ_d	[kg/m³]	Trockendichte
$ ho_{pr}$	[kg/m³]	Proctordichte
ρ_s	[kg/m³]	Korndichte
σ	$[W/(m^2K^4)]$	Stefan-Boltzmann-Konstante (σ = 5,76 \cdot $10^{\text{-8}}$ W/(m²K^4))
φ	[%]	relative Luftfeuchtigkeit
Φ	[-]	Konstante zur Berechnung des Bauteilwiderstands

Häufige Indizes

0	Ausgangszustand
1	Erdreich
2	Innenraum
3	Rohraußenseite
А	Luft
a	außen
В	Boden
b	Bohrloch
bW	Bauteiloberfläche
c	Verfüllung / Beton
cond	Wärmeleitung
conv	Konvektion
conv D	Konvektion Dämmschicht
conv D E	Konvektion Dämmschicht Eis
conv D E eff	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv
conv D E eff F	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid
conv D E eff F ges	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt
conv D E eff F ges H	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt Heizen
conv D E eff F ges H i	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt Heizen innen
conv D E eff F ges H i K	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt Heizen innen Zuschlag
conv D E eff F ges H i K krit	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt Heizen innen Zuschlag kritischer Wert
conv D E eff F ges H i K krit L	Konvektion Dämmschicht Eis effektiv Fluid gesamt Heizen innen Zuschlag kritischer Wert Wärmeleitlamelle

Μ	Mineral
m	Mittel
max	Maximum
min	Minimum
0	Oberfläche
р	Rohr
Q	Quarz
r	gesättigt
ref	Referenz
RW	Rohrwand
S	Feststoff / Partikel
tr	trocken
v	volumetrisch
W	(Grund-)Wasser
WP	Wärmepumpe
Z	Zementleim
Z	Tiefe

Häufige Abkürzungen

BbergG	Bundesbergesetz
CO_2	Kohlendioxid
СОР	Coefficient of Performance
DGL	Differentialgleichung
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
EEWärmeG	Erneuerbare-Energien-Wärmegesetz
FDM	Methode der Finiten Differenzen
FEM	Methode der Finiten Elemente
FLS	Finite Linienquelle
GtK	Geothermische Kategorie
ICS	Infinite Zylinderquelle

ILS	Infinite Linienquelle
MHS	Moving Heat Source
PE	Polyethylen
PE-HD	Polyethylen mit hoher Dichte
PE-Xa	Polyethylen (hochvernetzt)
SHEMAT	Simulator for Heat and Mass Transport
TCS	Thermal Conductivity Scanner
TRT	Thermal Response Test
UHI	Urban Heat Island
WGK	Wassergefährdungsklasse

Kurzfassung

Die thermische Nutzung des Untergrunds mit Hilfe von erdberührenden Bauteilen (sogenannte "thermo-aktive Bauteile") stellt eine zukunftsorientierte Möglichkeit der Energiegewinnung im Wärmesektor dar. Durch die Integration von Absorberrohren in ohnehin erforderliche Bauteile können die Installationskosten im Vergleich zu herkömmlichen Systemen der oberflächennahen Geothermie (Erdwärmesonden, Erdwärmekollektoren) deutlich reduziert werden. Klassischerweise werden Betonbauteile durch die Befestigung der Absorberrohre an der Bewehrung thermisch aktiviert. Der Energiepfahl stellt in diesem Zusammenhang das weltweit am weitesten verbreitete System dar. Seit den 1980er Jahren werden auch vermehrt flächige Bauteile (Wände, Bodenplatten, Tunnelbauwerke) thermisch aktiviert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden aufbauend auf dem Prinzip der thermischen Aktivierung von Betonbauteilen sogenannte thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt, die beispielsweise bei Kellerwänden im (strömenden) Grundwasser eine herkömmliche Abdichtung ersetzen können. Die Wirksamkeit der thermo-aktiven Abdichtungselemente wurde durch großmaßstäbliche Laborversuche in einem eigens entwickelten Versuchsstand ermittelt. Dazu wurden für verschiedene Rahmen- und Systemkonfigurationen Wärmeentzugsversuche durchgeführt. Die in den Versuchen ermittelten Leistungen lagen im Mittel bei ca. 80 W/m² und liegen somit in der Größenordnung von dokumentierten Werten anderer thermo-aktiver Bauteile.

Für flächige thermo-aktive Bauteile fordert VDI 4640-2:2001 eine Berechnung im Einzelfall. Bislang fehlen jedoch geeignete Berechnungsansätze, die es ermöglichen alle Einflussparameter auf die Leistungsfähigkeit der Systeme zu berücksichtigen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass verschiedene Wärmetransportvorgänge im Untergrund, im Bauteil und im Absorbersystem zu berücksichtigen sind, die durch unterschiedliche Komplexitäten gekennzeichnet sind. Darüber hinaus führen die unterschiedlichen erforderlichen Betrachtungsmaßstäbe zu unrealistischen und unwirtschaftlichen Rechenzeiten. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsansatz für flächige thermo-aktive Bauteile entwickelt, der diese Wissenslücke schließt. Dabei werden die Vorgänge im Bauteil mit Hilfe von thermischen Widerständen abgebildet und entsprechend zusammengefasst. Die Kopplung des Widerstandsmodells (Bauteilmodell) mit dem Untergrund erfolgte sowohl analytisch als auch numerisch. Für eine detaillierte Anlagenauslegung liefern jedoch nur numerische Methoden eine ausreichende Genauigkeit. Das Widerstandsmodell wurde in die Software SHEMAT-Suite implementiert. Die numerische Umsetzung erfolgte dabei durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen). Der mathematische Ansatz und dessen numerische Umsetzung wurden mit Hilfe von Vergleichsrechnungen mit einem vollständig diskretisierten Finite-Elemente Programm sowie mit Hilfe der Laborversuche verifiziert und kalibriert. Die jeweilige Übereinstimmung der Ergebnisse ist als sehr gut anzusehen, sodass die Gültigkeit des Berechnungsansatzes als bewiesen angesehen werden kann.

Thermo-aktive Bauteile werden überwiegend oberflächennah eingesetzt, sodass im Untergrund ein jahreszeitlicher Temperaturverlauf zu beachten ist. Für eine numerische Umsetzung kann dies

durch die Vorgabe einer zeitlich veränderlichen Temperaturrandbedingung an der Oberfläche erfolgen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsverfahren der jahreszeitlichen Erdoberflächentemperatur auf Basis der Energiebilanz an der Oberfläche entwickelt. Dazu wurde eine geeignete Kombination von Berechnungsansätzen der einzelnen Komponenten der Energiebilanz abgeleitet, welche für verschiedene Standorte in Deutschland eine gute Übereinstimmung der Erdoberflächentemperatur mit vorhandenen Messdaten liefert.

Abschließend wurden umfangreiche Parameterstudien zur Bestimmung der maßgebenden Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen durchgeführt. Dabei wurden der Volumenstrom im Absorbersystem, die Untergrundtemperatur, die Grundwasserströmung in Richtung und Betrag, der Rohr- bzw. Schenkelabstand sowie die Rohrüberdeckung als maßgebende Faktoren für flächige thermo-aktive Bauteile identifiziert. Weiterhin wurden Empfehlungen für die konstruktive Durchführung der Systeme formuliert. Ein wichtiger Aspekt hierbei stellt die Vermeidung des Wärmestroms aus der erdabgewandten Seite dar, um einen thermischen Kurzschluss im System zu vermeiden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsansatz für flächige thermo-aktive Bauteile entwickelt, der es ermöglicht, alle Wärmetransportvorgänge im System zu berücksichtigen, sodass erstmalig eine ganzheitliche Systembetrachtung bei vertretbarem Rechenaufwand ermöglicht wird. Eine Aufnahme des Ansatzes in die einschlägigen Normen und Empfehlungen ist möglich und wünschenswert. Die Identifikation von maßgebenden Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen kann darüber hinaus dem planenden Ingenieur als Grundlage für eine effiziente und wirtschaftliche Anlagenauslegung dienen.

1 Einleitung

1.1 Motivation

Durch die Endlichkeit fossiler Rohstoffe wird die Nutzung erneuerbarer Energien erforderlich. Zur Schonung fossiler Ressourcen im Interesse des Klimaschutzes und für eine nachhaltige Entwicklung der Energieversorgung wurde im Jahr 2009 das Erneuerbare-Energien-Wärmegesetz (EEWärmeG) verabschiedet. Dieses verfolgt das Ziel, dass bis zum Jahr 2020 der Anteil erneuerbarer Energien am Endenergieverbrauch für Wärme und Kälte 14 % betragen soll. Um dieses Ziel zu erreichen, muss ein bestimmter Anteil des Wärme- und Kältebedarfs eines Gebäudes aus erneuerbaren Energien gedeckt werden. Seit einer Novelle des Gesetzes im Mai 2011 gilt diese Forderung nicht nur für Neubauten, sondern auch für bestehende öffentliche Gebäude. Der Prozentsatz der erneuerbaren Energien ist dabei von der Energiequelle abhängig (siehe Tabelle 1.1).

Energiequelle	Neubau [%]	Bestand [%]
Solarenergie	15	15
Gasförmige Biomasse	30	25
Flüssige und feste Biomasse	50	15
Geothermie	50	15
Umweltwärme (aus Luft oder Wasser)	50	15

 Tabelle 1.1
 Geforderter Anteil am Wärme- und Kältebedarf durch erneuerbare Energien nach EEWärmeG

Die im Untergrund gespeicherte Wärme (Geothermie) ist eine erneuerbare Energie im Sinne des EEWärmeG. Die Geothermie kann im Gegensatz zu anderen erneuerbaren Energien sowohl zur anteiligen Deckung des Heizbedarfs als auch zur Deckung des Kühlbedarfs eingesetzt werden und steht über das ganze Jahr (kontinuierlich) zur Verfügung. Im Vergleich zur Nutzung von Solarenergie oder gasförmiger Biomasse wird für die Geothermie im EEWärmeG jedoch ein relativ hoher Deckungsanteil von 50 % im Neubau gefordert. Um diese Forderung nach energetischen und wirtschaftlichen Aspekten erfüllen zu können, sind geeignete Systeme und Auslegungsmethoden für geothermische Anlagen unabdingbar.

Neben den "klassischen" geothermischen Systemen Erdwärmesonde und Erdwärmekollektor findet in den letzten Jahren die thermische Nutzung des Untergrunds mit Hilfe von sogenannten thermo-aktiven Bauteilen immer weitere Verbreitung. Diese sind dadurch gekennzeichnet, dass Absorberrohre in ohnehin erforderliche erdberührende Bauteile integriert werden, mit deren Hilfe die Wärme (oder Kälte) aus dem Untergrund gewonnen werden kann. Durch die Einbindung der Wärmeentzugseinrichtung in das Bauteil können die Investitionskosten für die Anlage im Vergleich zu herkömmlichen Systemen deutlich reduziert werden.

Für die Planung und Auslegung von thermo-aktiven Bauteilen können die bekannten Berechnungsmodelle für Erdwärmesonden oder Erdwärmekollektoren nicht verwendet werden, da die Randbedingungen, vor allem den Wärmeübergang betreffend, deutlich von denen herkömmlicher Systeme abweichen. Daher fordert die VDI 4640-2:2001 für die Auslegung von (flächigen) thermo-aktiven Bauteilen eine Einzelfallbetrachtung. Derzeit fehlen allerdings für flächige Bauteile allgemeingültige Modelle, welche eine Abbildung aller beteiligten Komponenten (Untergrund, Wärmeentzugseinrichtung und Gebäude) sowie deren Interaktion ermöglichen. Somit existieren derzeit keine geeigneten Werkzeuge für eine effiziente Anlagenauslegung. Diese Lücke soll im Rahmen dieser Arbeit geschlossen werden. Geeignete Modelle bilden die Grundlage für eine realistische Abschätzung der erzielbaren Entzugsleistung aus dem Untergrund und damit einer wirtschaftlichen Nutzung von thermo-aktiven Bauteilen im Sinne des EEWärmeG.

1.2 Zielsetzung und Gliederung der Arbeit

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines Berechnungsansatzes für flächige thermo-aktive Bauteile, welcher es ermöglicht die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit einer geothermischen Anlage zu identifizieren, wodurch die Effizienz der Systeme gesteigert werden kann. In dem Ansatz sollen alle relevanten Faktoren aus dem Untergrund und dem Bauteil berücksichtigt und eine spätere Kopplung an das Gebäudesystem ermöglicht werden. Darüber hinaus werden im Rahmen dieser Arbeit thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt und in Laborversuchen hinsichtlich ihrer Leistungsfähigkeit erprobt. Der neue Berechnungsansatz wird zwar auf Basis der thermo-aktiven Abdichtungselemente aufgestellt, eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere geometrisch ähnliche Systeme soll jedoch stets gewährleistet bleiben.

Im Kapitel 2 werden zunächst die Grundlagen zur oberflächennahen Geothermie beschrieben. Diese beinhalten sowohl genehmigungsrechtliche Aspekte als auch die Grundzüge der Wärmepumpentechnik. Anschließend werden die herkömmlichen Systeme der oberflächennahen Geothermie kurz dargestellt.

In Kapitel 3 wird eine Übersicht über den Stand der Technik bei thermo-aktiven Bauteilen gegeben. Dabei werden die Systeme Energiepfahl, Energiewand und Energiebodenplatte, Energietunnel sowie thermische Eisfreihaltung detailliert betrachtet. Der Schwerpunkt liegt hier in der Beschreibung der konstruktiven Besonderheiten der Systeme.

Kapitel 4 beschäftigt sich mit den theoretischen Grundlagen zum Wärmetransport als Basis für die Entwicklung eines Berechnungsansatzes für thermo-aktive Bauteile. Dabei werden sowohl die wesentlichen Transportmechanismen im Untergrund, der Wärmetransport bzw. Wärmeübergang im und am Bauteil als auch die Transportvorgänge im Absorbersystem (Rohrsystem) im Einzelnen beschrieben. Weiterhin wird ihre Bedeutung für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen herausgestellt. Thermo-aktive Bauteile weisen in der Regel eine relativ geringe Einbindetiefe in den Untergrund auf. Daher stellt Kapitel 5 die grundlegenden Zusammenhänge zur Temperaturverteilung in den oberflächennahen Bodenschichten dar. Es werden verschiedene Berechnungsansätze für die Bestimmung der Erdoberflächentemperatur sowie der vertikalen Temperaturverteilung im Boden vorgestellt und hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen bewertet. Anschließend wird ein Berechnungsansatz zur Bestimmung der Erdoberflächentemperatur auf Basis der Energiebilanz an der Erdoberfläche vorgestellt. Darauf folgt eine Voruntersuchung zum Einfluss der jahreszeitlichen Temperaturverteilung im Untergrund auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen.

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten thermo-aktiven Abdichtungselemente als Sonderform der thermo-aktiven Bauteile werden ausführlich in Kapitel 6 vorgestellt. Zur Beurteilung der Effizienz der Elemente wurde ein großmaßstäblicher Laborversuch entwickelt, welcher ebenfalls in Kapitel 6 beschrieben wird. Darüber hinaus werden Ergebnisse der Laborversuche dargestellt.

In Kapitel 7 werden die vorhandenen Berechnungsansätze für geothermische Anlagen kurz dargestellt und hinsichtlich ihrer Eignung zur Übertragung auf flächige thermo-aktive Bauteile bewertet. Dabei werden sowohl analytische als auch numerische Ansätze mit und ohne Grundwasserströmung betrachtet. Als Ergebnis werden grundlegende Anforderungen an ein (numerisches) Modell für flächige thermo-aktive Bauteile definiert.

In Kapitel 8 wird der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Berechnungsansatz für flächige thermo-aktive Bauteile beschrieben. Der Ansatz basiert auf dem Prinzip der Abbildung des Bauteils über thermische Widerstände. Daher wird zunächst die Erläuterung des neuen Widerstandsmodells ausführlich dargestellt. Danach folgt die Beschreibung der numerischen Umsetzung. Der Berechnungsansatz wurde in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT-Suite (Simulator for Heat and Mass Transport) implementiert. Das Kapitel endet mit der Verifizierung und der Validierung des Moduls. Dazu werden Finite-Elemente-Berechnungen mit einem vollständig diskretisierten Modell sowie die in Kapitel 6 vorgestellten Laborversuche verwendet.

In Kapitel 9 werden abschließend die maßgebenden Einflussfaktoren auf den Wärmeentzug von flächigen thermo-aktiven Bauteilen mit Hilfe einer umfangreichen Parameterstudie, welche mit dem neuen Berechnungsmodul durchgeführt wird, ermittelt. Dabei werden sowohl Einflüsse aus dem Bauteil als auch aus dem Untergrund betrachtet.

Die Arbeit endet mit einer Zusammenfassung der Ergebnisse und einem Ausblick auf weiterführende Untersuchungen sowie auf den weiteren Forschungsbedarf.

2 Oberflächennahe Geothermie

2.1 Allgemeine Grundlagen

Geothermische Energie oder Erdwärme ist nach VDI 4640-1:2010 die in Form von Wärme gespeicherte Energie unterhalb der Erdoberfläche. Die thermische Nutzung des Untergrunds findet weltweite Verbreitung und gewinnt vor allem in den letzten Jahren zunehmend an Bedeutung. Eine ausführliche Darstellung zur weltweiten Situation der Geothermie findet sich z. B. in Lund et al. (2011) und Antics et al. (2013). Demnach stieg zwischen den Jahren 2000 und 2010 die weltweit installierte thermische Leistung von geothermischen Anlagen von ca. 8,9 GW auf ca. 48,5 GW. Dabei machen die in dieser Arbeit betrachteten erdgekoppelten Wärmepumpen mit ca. 70 % den größten Anteil aus (Lund et al., 2011). In 78 Ländern sind geothermische Anlagen bekannt (Stand 2010), wobei 60 % der gesamten installierten Leistung in den USA, Schweden, China, Norwegen und Deutschland erbracht wird (Lund et al., 2011). In Europa sind bis Ende 2012 ca. 1,3 Mio. Anlagen der oberflächennahen Geothermie mit einer Gesamtleistung von ca. 16,5 GW bekannt, wobei 64% auf Schweden, Deutschland, Frankreich und die Schweiz entfallen (Antics et al., 2013). Die Ausweitung der Geothermie wird auch zukünftig weiter stattfinden. Alleine in Deutschland werden derzeit ca. 20.000 erdgekoppelte Wärmepumpen pro Jahr neu installiert (Grimm, 2014). Weltweit wird bis 2015 ein Anstieg um ca. 30 % erwartet (Antics et al., 2013).

In Deutschland wird zwischen "tiefer Geothermie" und "oberflächennaher Geothermie" unterschieden. Die oberflächennahe Geothermie nutzt die bis in Tiefen von bis zu 400 m gespeicherte Wärme, während die tiefe Geothermie auch deutlich tiefere Untergrundbereiche erschließt. In Deutschland sind derzeit Anlagen mit bis zu 4.000 m Bohrtiefe bekannt (GtV, 2013). Durch die hohen Temperaturen in diesen Tiefen des Untergrunds (vgl. Kapitel 5) können Projekte der tiefen Geothermie auch zur Stromerzeugung genutzt werden. Die oberflächennahe Geothermie dient auf Grund der geringeren Temperaturen (ca. 10 °C, vgl. Kapitel 5) ausschließlich der Wärme- bzw. Kälteerzeugung. In Deutschland sind derzeit ca. 290.000 Anlagen der oberflächennahen Geothermie mit einer Gesamtleistung von 3,1 GW bekannt (GtV, 2013).

Erdwärme ist gemäß §3, Abs. 3, Nr. 2b Bundesberggesetz (BBergG) ein bergfreier Bodenschatz. Für die Installation von geothermischen Anlagen kann eine bergrechtliche Genehmigung bzw. die Aufstellung eines Betriebsplans erforderlich werden, wenn die Bohrtiefe mehr als 100 m beträgt oder die Nutzung der Erdwärme über die Grundstücksgrenzen hinaus erfolgt (VDI 4640-1:2010). Das Aufstellen eines bergrechtlichen Betriebsplans kann vermieden werden indem in der Planungsphase nachgewiesen wird, dass die Temperaturänderung im Untergrund auf Grund des Betriebs der geothermischen Anlage an der Grundstückgrenze nicht größer als $\Delta T = 0,1$ K ist. Unabhängig von der bergrechtlichen Genehmigung ist jede Geothermiebohrung nach §4 Lagerstättengesetz den zuständigen Länderbehörden zu Dokumentationszwecken anzuzeigen. Für die Planung, den Bau und den Betrieb von geothermischen Anlagen sind in Deutschland darüber hinaus die wasserrechtlichen Belange (Wasserhaushaltsgesetz in Kombination mit den Landeswassergesetzen) zu beachten. Dies bedeutet, dass das Grundwasser hinsichtlich seiner Beschaffenheit und Temperatur nicht nachhaltig beeinträchtigt werden darf. Somit muss für alle geothermischen Anlagen, bei denen ein Antreffen von Grundwasser nicht ausgeschlossen werden kann, eine Anzeige bei den zuständigen Wasserbehörden erfolgen. Diese entscheiden über die Zulässigkeit des Vorhabens bzw. stellen fest, in wie weit eine wasserrechtliche Erlaubnis für das Vorhaben notwendig ist (VDI 4640-1:2010).

Ein übergeordneter normativer Kontext für die Planung und Auslegung von oberflächennahen Geothermieanlagen über den genehmigungsrechtlichen Rahmen hinaus ist in Deutschland sowie weltweit in den meisten Ländern (derzeit) nicht vorhanden (Hähnlein et al., 2010). Für die Planung und Auslegung von oberflächennahen Anlagen existiert in Deutschland die VDI-Richtlinie 4640, welche sich aus vier Teilen (Blätter) zusammensetzt. Blatt 1 beinhaltet die allgemeinen Grundlagen, die Genehmigung sowie die Umweltaspekte. Teil 2 behandelt erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen, Teil 3 die Wärmespeicherung und Teil 4 die direkte Nutzung (Anlagen ohne Wärmepumpe). Der Inhalt der VDI 4640 hat lediglich den Charakter einer Empfehlung und somit keine rechtsverbindliche Gültigkeit. Für erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen existieren darüber hinaus Merkblätter oder Empfehlungen der einzelnen Bundesländer, die vor allem die Genehmigung von geothermischen Anlagen regeln. Diese beinhalten zum Teil Mindestabstände zwischen geothermischen Anlagen bzw. zur Grundstücksgrenze, die sowohl den effizienten Anlagenbetrieb (Vermeidung einer Beeinträchtigung von benachbarten Anlagen) sowie die Begrenzung der Temperaturfahne infolge des Anlagenbetriebs (Einhaltung der Anforderungen des BBergG) gewährleisten sollen. Die vorhandenen Mindestabstände sind jedoch nicht einheitlich, sondern betragen je nach Bundesland 3 - 5 m für benachbarte Anlagen und 5 - 10 m zur Grundstücksgrenze (Hähnlein et al., 2010). Die Definition von Mindestabständen findet auch weltweite Verwendung. Die Unterschiede in den geforderten Mindestabständen sind jedoch sehr ausgeprägt. So sind Mindestabstände zwischen 2,5 m in Österreich und 300 m in Dänemark (bezogen auf den Abstand zum nächsten Trinkwasserbrunnen) dokumentiert (Hähnlein et al., 2010). Diese große Streuung ist darauf zurückzuführen, dass die Mindestabstände in der Regel auf Basis empirischer bzw. pauschaler Ansätze und nicht auf Basis systematischer Untersuchungen entstanden sind. Pannike et al. (2006) zeigen beispielsweise, dass je nach den hydrogeologischen Bedingungen Kältefahnen mit einer Ausdehnung von deutlich über aber auch unter 10 m möglich sind. Eine pauschale Angabe von Mindestabständen als Basis für ein Genehmigungsverfahren ist somit als kritisch anzusehen.

Herrmann & Herrmann (2013) schlagen in Anlehnung an die Geotechnischen Kategorien aus DIN 4020:2010 und DIN 1054:2010 die Definition von "Geothermischen Kategorien" vor, um den erforderlichen Aufwand bzw. Umfang in der Planungsphase einer geothermischen Anlage präziser zu regeln. Die drei Geothermischen Kategorien (GtK) werden nach Herrmann & Herrmann (2013) wie folgt definiert:

- GtK 1: geringes geotechnisches und bautechnisches Risiko bei Anlagen mit Leistungen < 30 kW; Planung und Dimensionierung auf Basis von Erfahrungen sowie den Vorgaben aus VDI 4640 möglich.
- GtK 2: mittleres geotechnisches und bautechnisches Risiko sowie schwierige (hydro-)geologische Verhältnisse; Anlagen mit Leistungen > 30 kW im gekoppelten Heiz- und Kühlbetrieb oder in urbanen Gebieten; die Planung und Dimensionierung der Anlagen muss mit Hilfe von geotechnischen Untersuchungen und numerischen Modellen erfolgen.
- GtK 3: hohes geotechnisches und bautechnisches Risiko; Anlagen zur Wärmespeicherung mit Leistungen > 30 kW; die Planung und Dimensionierung der Anlagen muss mit Hilfe von umfangreichen geotechnischen Untersuchungen und numerischen Modellen erfolgen.

Anlagen der oberflächennahen Geothermie können entweder zum Heizen, Kühlen oder zur Wärmespeicherung eingesetzt werden (VDI 4640-1:2010). Die klassische Anwendung liegt dabei jedoch im reinen Heizbetrieb. Dabei wird dem Boden im Winter Wärme entzogen, welche zu Beheizung von Gebäuden oder auch Verkehrswegen (vgl. Kapitel 3.5) genutzt wird. Dies hat zur Folge, dass sich der Boden im Umfeld der Wärmeentzugseinrichtung abkühlt. In den Sommermonaten (außerhalb der Betriebszeit der geothermischen Anlage) wird der Boden durch den natürlichen Wärmetransport im Untergrund wieder erwärmt. Für einen langfristig stabilen und effizienten Anlagenbetrieb ist zu gewährleisten, dass sich das Temperaturfeld vor der erneuten Heizperiode komplett regeneriert hat, also die ursprüngliche Temperatur wieder vorhanden ist. Dies kann entweder durch die Einhaltung einer ausreichend langen Regenerationsphase oder durch die Einschränkung des Wärmeentzugs im Winter erfolgen. Üblicherweise liegt die Betriebsdauer von geothermischen Anlagen im reinen Heizbetrieb bei 1.800 bzw. 2.400 Stunden pro Jahr (VDI 4640-2:2001).

In den letzten Jahren werden geothermische Anlagen vermehrt auch aktiv zum Kühlen verwendet, da der Kühlbedarf im Gebäudesektor vermehrt an Bedeutung gewinnt. In den Sommermonaten wird die Wärme aus dem Gebäude in den Untergrund geleitet. Der Untergrund dient in diesem Fall als Wärmesenke, wodurch er sich im Sommer aufheizt. Durch die Kopplung von Heiz- und Kühlbetrieb kann die Effizienz von geothermischen Anlagen deutlich gesteigert werden. Durch den zusätzlichen Wärmeeintrag im Sommer (Kühlbetrieb), wird die Regeneration des Untergrunds nach der Heizphase verbessert. Somit kann entweder eine höhere Anzahl an Betriebsstunden oder aber auch eine größere Entzugsleistung im Winter (Heizbetrieb) realisiert werden.

Neben dem gekoppelten Heiz- und Kühlbetrieb kann der Untergrund als Wärmespeicher (in der Regel in Kombination mit einer Solaranlage) verwendet werden. Die durch die Solaranlage gewonnene Energie wird im Boden zwischengespeichert. Somit kann die Diskrepanz zwischen Energieangebot und Nachfrage bei Solaranlagen reduziert werden. Ein wirtschaftlicher Einsatz von unterirdischen Wärmespeichern ist jedoch erst ab einem Speichervolumen von ca. 1.000 m³ möglich (Riegger, 2014). Wärmespeicher können entweder als Erdbecken-, Behälter, Erdsondenoder Aquifer-Wärmespeicher ausgeführt werden (Ochs et al., 2007). Im Rahmen des Forschungsprogramms Solarthermie-2000 und Solarthermie-2000plus wurden alle vier Konzepte in Pilotprojekten erfolgreich getestet (Bauer et al., 2009). Erdbecken- oder Behälterspeicher können in allen Untergründen eingesetzt werden und können eine große Wärmemenge speichern (60 kWh/m³ bis 80 kWh/m³). Sie sind jedoch durch hohe Installationskosten gekennzeichnet (Riegger, 2014). Erdwärmesonden- oder Aquiferspeicher können in Gebieten ohne Grundwasserströmung wirtschaftlich eingesetzt werden. Die mögliche Speicherleistung liegt zwischen 15 kWh/m³ und 40 kWh/m³ (Riegger, 2014). Bei der Planung von Erdwärmespeichern sind die deutlich höheren Speichertemperaturen (T > 60 °C) im Vergleich zu herkömmlichen Anlagen der oberflächennahen Geothermie und deren Auswirkungen auf Boden und Grundwasser zu beachten (VDI 4640-3:2001).

Die aus dem Untergrund extrahierbaren Temperaturen sind bei Anlagen der oberflächennahen Geothermie zu gering, um direkt zum Heizen verwendet werden zu können. Die aus dem Untergrund geförderte Wärme wird daher mit Hilfe einer Wärmepumpe (vgl. Kapitel 2.2) auf das für die Heizungsanlage erforderliche Temperaturniveau angehoben. Eine oberflächennahe geothermische Anlage besteht somit in der Regel aus drei Kreisläufen (siehe Bild 2.1). Der Primärkreislauf beschreibt die Wärmeentzugseinrichtung im Untergrund. Die dort gewonnenen Temperaturen werden im Wärmepumpenkreislauf angehoben und an den Sekundärkreislauf (Heizungsanlage) übergeben. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus auf den Primärkreislauf gelegt. Der Sekundärkreislauf (sowie der Wärmepumpenkreislauf) sind somit kein direkter Bestandteil der Arbeit.



Bild 2.1 Kreisläufe einer geothermischen Anlage

2.2 Grundlagen der Wärmepumpentechnik

Die durch eine oberflächennahe Geothermieanlage erreichbaren Rücklauftemperaturen liegen in den meisten Fällen zwischen 0 °C und 5 °C (Adam & Markiewicz, 2002a). Die Differenz zwischen dieser Temperatur und der erforderlichen Vorlauftemperatur für die Heizungsanlage (ca. 30 °C bis 35 °C bei Niedertemperaturheizungen) wird durch eine Wärmepumpe ausgeglichen. Die schematische Funktionsweise einer Wärmepumpe ist in Bild 2.1 dargestellt.

Im Bereich der oberflächennahen Geothermie finden in der Regel wasserbetriebene Kompressionswärmepumpen (Wasser/Wasser oder Sole/Wasser) Verwendung. Diese werden mit einem Kältemittel betrieben, welches durch Verdampfung bzw. Verflüssigung Energie aufnehmen bzw. abgeben kann. Dazu wird das Wärmeträgermedium der Wärmeentzugseinrichtung (Wasser oder Sole) durch einen Wärmetauscher (Verdampfer) geführt. In diesem überträgt das Wärmeträgermedium seine Energie (Wärme) auf das Kältemittel der Wärmepumpe, wodurch dieses verdampft. Das dampfförmige Kältemittel wird in einem Kompressor verdichtet, wodurch sich die Temperatur des Kältemittels erhöht. Das warme, dampfförmige Kältemittel überträgt seine Energie nun in einem zweiten Wärmetauscher (Verflüssiger) auf das Heizungssystem. Durch die Wärmeabgabe des Kältemittels kondensiert dieses und wird somit wieder flüssig. Das flüssige Kältemittel wird durch eine Drossel entspannt und wird danach zum Verdampfer zurückgeführt.

Für die Bewertung der Effizienz von Wärmepumpen wird das Verhältnis zwischen abgebender Heizleistung und Antriebsenergie herangezogen. Hierbei ist zwischen der momentanen Leistungszahl und der Jahresarbeitszahl zu unterscheiden. Die Leistungszahl COP (Coefficient of Performance) beschreibt das Verhältnis von abgegebener Nutzwärmeleistung P_H und der Antriebsenergie für die Wärmepumpe P_{WP}. Nicht enthalten sind weitere Hilfsenergien, wie z. B. die Antriebsenergie für die Wärmeentzugseinrichtung. Die maximal mögliche COP-Zahl ist auf Basis des Carnot-Prozesses nur von der Heiztemperatur T_H und der Quellentemperatur T₀ (entspricht der Rücklauftemperatur T_{aus}) aus dem Untergrund abhängig (siehe Gleichung (2-1)). In Gleichung (2-1) sind zur Bestimmung der maximalen Leistungszahl COP_{max} die Temperaturen jeweils in Kelvin einzusetzen.

$$COP_{max} = \frac{P_H}{P_{WP}} = \frac{T_H}{T_H - T_0}$$
(2-1)

Aus Gleichung (2-1) wird deutlich, dass für eine hohe Effizienz (große COP-Zahl) eine geringe Temperaturdifferenz zwischen Heiz- und Quelltemperatur vorliegen muss. Daher sind geothermische Anlagen in der Regel nur in Kombination mit Niedertemperaturheizungen (Fußboden- oder Wandheizungen) wirtschaftlich. Für diese liegt die Temperaturdifferenz bei ca. 30 °C, was bei einer Quellentemperatur von 0° C einem maximalen COP-Wert von ca. 10,1 entspricht. Für konventionelle Heizsysteme sind Vorlauftemperaturen von bis zu 80 °C erforderlich. Hierbei würde die maximale COP-Zahl wiederum bei einer Quelltemperatur von 0° C lediglich 4,4 betragen. Wärmepumpenanlagen arbeiten nie am physikalisch möglichen Optimum. Die reale COP-Zahl für Wärmepumpen kann über den Gütegrad η_G wie folgt bestimmt werden:

$$COP = \eta_{G} \cdot COP_{max}$$
(2-2)

Für wasserbetriebene Kompressionswärmepumpen liegen die Gütegrade zwischen 0,4 und 0,5 (Koenigsdorff, 2011). Dies wurde durch eine Analyse des deutschen Wärmepumpenmarkts, welche durch das GeothermieZentrum Bochum durchgeführt wurde, bestätigt. Hier wurden für Wasser/Sole-Wärmepumpen im Betrieb COP-Zahlen zwischen 4,07 und 5,05 im Jahr 2008 ermittelt (Platt et al., 2010). Dabei ist seit 1996 keine nennenswerte Steigerung der COP-Zahlen zu verzeichnen. Die mittlere Leistungszahl liegt seit 1996 bei ca. 4,5.

Im Gegensatz zur Leistungszahl beschreibt die Jahresarbeitszahl β_a das über ein Jahr gemittelte Verhältnis zwischen bereitgestellter Nutzwärme (Sekundärkreislauf) und der elektrischen Energie der Wärmepumpe. In der elektrischen Energie der Wärmepumpe werden auch weitere Hilfsenergien (z. B. für den Pumpbetrieb der Wärmeentzugseinrichtung) berücksichtigt (Platt et al., 2010). In VDI 4640-1:2010 werden Jahresarbeitszahlen größer als 4 gefordert. Dies bedeutet anschaulich, dass im Jahresmittel mindestens 75 % der Energie aus dem Untergrund stammen sollen und nur 25 % "Fremdenergie" eingesetzt werden soll. Die Ergebnisse von vielen Feld- und Praxistests zeigen jedoch, dass diese Jahresarbeitszahl oft nicht erreicht wird. So lag die durchschnittliche Jahresarbeitszahl im Jahr 2008 von Bestandsbauten bei ca. 3,3 und für Neubauten bei ca. 3,8 (Platt et al., 2010). Diese geringen Arbeitszahlen sind oftmals auf eine falsche Anlagenauslegung oder Planung zurückzuführen. Um eine hohe Arbeitszahl für geothermische Anlagen zu erreichen, ist somit die Existenz von geeigneten Planungswerkzeugen von entscheidender Bedeutung.

2.3 Systeme der oberflächennahen Geothermie

Die thermische Nutzung des Untergrunds ist mit verschiedenen Systemen möglich. Prinzipiell wird zwischen geschlossenen und offenen Systemen unterschieden (siehe Bild 2.2). Geschlossene Systeme sind dadurch gekennzeichnet, dass in einem Absorberrohr ein temperiertes Wärmeträgermedium zirkuliert und das Wärmeträgermedium somit nicht in direktem Kontakt zum Untergrund steht (Koenigsdorff, 2011). Als Wärmeträgermedien werden üblicherweise Wasser oder ein Wasser-Glykol-Gemisch (Sole) verwendet. Durch die Zugabe von Glykol verschlechtern sich zwar die thermischen Eigenschaften des Wärmeträgermediums, der Gefrierpunkt sowie die Korrosionsgefahr der angrenzenden Anlagenkomponenten werden jedoch reduziert (siehe Kapitel 0). Prinzipiell können auch andere Frostschutzmittel als Glykol verwendet werden, wenn sie höchstens die Wassergefährdungsklasse WGK 1 aufweisen (LAWA, 2011). In der Praxis hat sich jedoch der Einsatz von Glykol durchgesetzt. Als geschlossene Systeme kommen entweder Erdwärmesonden (Kapitel 2.3.1), Erdwärmekollektoren (Kapitel 2.3.2) oder thermo-aktive Bauteile zum Einsatz. Letztere bilden den Schwerpunkt dieser Arbeit und werden ausführlich in Kapitel 3 behandelt. Bei offenen Systemen (Kapitel 2.3.3) wird die thermische Energie des Grundwassers direkt genutzt, da das Wärmeträgermedium (Grundwasser) in direktem Kontakt

zum Untergrund steht (Koenigsdorff, 2011). Ein Überblick über verschiedene Systeme der oberflächennahen Geothermie findet sich beispielsweise auch in Florides & Kalogirou (2007).



Bild 2.2 In Deutschland vorranging verwendete Systeme der oberflächennahen Geothermie

Die Leistung P [W] einer geothermischen Anlage kann unabhängig vom System in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz ΔT [K] zwischen Vor- und Rücklauf und dem Volumenstrom Q_V [m³/s] sowie der Wärmekapazität $c_{v,F}$ [J/(m³K)] des Wärmeträgermediums ermittelt werden:

$$P = c_{v,F} \cdot Q_v \cdot \Delta T = c_{v,F} \cdot Q_v \cdot (T_{aus} - T_{ein})$$
(2-3)

2.3.1 Erdwärmesonden

Erdwärmesonden sind Wärmeüberträger, die entweder vertikal oder schräg in den Untergrund eingebracht werden (VDI 4640-1:2010). Sie sind das am weitesten verbreitete System der (oberflächennahen) Geothermie. In Deutschland sind Erdwärmesonden üblicherweise 50 m bis 150 m tief (Koenigsdorff, 2011), wobei oftmals eine maximale Tiefe von 100 m gewählt wird, um die Notwendigkeit eines bergrechtlichen Betriebsplans zu umgehen (vgl. Kapitel 2.1). Erdwärmesonden werden zum Heizen, zum Kühlen und zur Wärmespeicherung eingesetzt.

Erdwärmesonden bestehen in der Regel aus Kunststoffrohren auf Polyethylen-Basis (PE), die in ein Bohrloch eingebracht werden. Klassischerweise werden dabei Rohre mit einem Außendurchmesser von 32 mm verwendet. PE ist zwar durch eine geringe Wärmeleitfähigkeit gekennzeichnet, besitzt aber eine gute Verarbeitbarkeit (Schweißbarkeit) und ist kostengünstig (SIA D0190:2005). Die Sondenrohre werden dabei entweder U-förmig (U-Sonde, Doppel-U-Sonde) oder konzentrisch als Innen- und Außenrohr (Koaxialsonde) ausgebildet (siehe Bild 2.3). Während bei den U- bzw. Doppel-U-Sonden ein Rohrstrang gleichförmig durchströmt wird, fließt bei koaxialen Sonden das Wärmeträgermedium durch den äußeren Ringraum, um nach dem Wärmeaustausch mit dem Erdreich durch das kleinere Innenrohr aufzusteigen. In der Praxis ist die Doppel-U-Sonde am weitesten verbreitet, da sie im Vergleich zur U-Sonde eine größere Wärmeübertragungsfläche aufweist und im Vergleich zu Koaxialsonden technisch einfacher herzustellen ist. Während U-Sonden vor allem in Nordamerika verbreitet sind, finden in Europa vorrangig Doppel-U-Sonden Verwendung (Zeng et al., 2003).



Bild 2.3 Ausführungsformen von Erdwärmesonden

Der Bereich zwischen Absorberrohr und Bohrlochrand muss in Deutschland stets verfüllt werden (VDI 4640-2:2001). Durch die Verfüllung wird die wärmetechnische Anbindung der Absorberrohre an das Erdreich sowie die Abdichtung des Bohrlochs erreicht. Insbesondere soll durch die Verfüllung eine Verbindung von zwei Grundwasserleitern oder der Eintrag von Schadstoffen ins Grundwasser verhindert werden (VDI 4640-2:2001). Als Verfüllmaterialien werden in der Regel Materialien auf Zement- oder Bentonit-Basis eingesetzt, da diese eine relativ hohe Wärmeleitfähigkeit und eine hohe Frostsicherheit aufweisen. In den letzten Jahren wurde eine Vielzahl von thermisch verbesserten Verfüllmaterialien entwickelt, die eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit wie der angrenzende Untergrund aufweisen, um eine gute thermische Anbindung der Sonde an den Untergrund zu gewährleisten. Der Einsatz von thermisch verbesserten Materialien ist daher nur im thermisch guten Untergrund (wirtschaftlich) sinnvoll.

Zur Gewährleistung einer ausreichenden Ringraumverfüllung und einer symmetrischen bzw. zentralen Lage der Absorberrohre im Bohrloch, sollten bei der Herstellung stets Abstandhalter verwendet werden. Somit werden auch ein ausreichend großer Schenkelabstand (vgl. Bild 2.3) und damit eine Reduzierung des thermischen Kurzschlusses (gegenseitige Beeinflussung von Vor- und Rücklauf) gewährleistet. Die erforderliche Größe des Ringraums wird auf Länderebene geregelt. So wird in Bayern ein Ringraum von mindestens 30 mm gefordert (LfU, 2012), während in Baden-Württemberg die Ringraumverfüllung mehr als 65 % des Bohrlochquerschnitts betragen muss (UM, 2005). Dies führt bei der Verwendung von Rohren mit einem Außendurchmesser von 32 mm zu Mindestbohrdurchmessern zwischen 120 mm (Baden-Württemberg) und 170 mm (Bayern).

Klassischerweise werden Erdwärmesonden mit einem Wasser-Glykol-Gemisch (Sole) betrieben. Erdwärmesonden können jedoch auch als "Wärmerohre" ausgebildet werden. Wärmerohre basieren auf dem Phasenwechselprinzip, sodass als Wärmeträgermedium anstelle von Sole Kohlendioxid (CO₂) eingesetzt wird (Koenigsdorff, 2011; VBI, 2012). Das CO₂ tritt dampfförmig in einen Wärmetauscher ein. Dort wird ihm Wärme entzogen, wodurch das CO₂ kondensiert und entlang des Sondenrohrs abwärts läuft. Durch die Aufnahme der Umgebungswärme aus dem Untergrund verdampft es erneut. Der Dampf steigt in einem Innenrohr nach oben, wo es die Wärme wiederum an den Wärmetauscher abgibt (Koenigsdorff, 2011). Der Vorteil von CO₂ gegenüber Glykol liegt in der besseren Umweltverträglichkeit und den besseren thermischen Eigenschaften. Bei Verwendung von CO₂ entstehen jedoch höhere Drücke im Rohr, sodass druckfeste (Metall-)Rohre verwendet werden müssen, die in der Regel deutlich teurer sind als Kunststoffrohre.

Die Auslegung von Erdwärmesonden erfolgt in Deutschland auf Basis von VDI 4640-2:2001. Für einfache Fälle - d.h. kleine Anlagen bis 30 kW bei reinem Heizbetrieb, die der GtK 1 zugeordnet werden können - sind dort spezifische Entzugsleistungen sowie einfache Auslegungsdiagramme dokumentiert. Demnach liegt die Leistungsfähigkeit von Erdwärmesonden je nach Untergrund und Betriebsstunden zwischen 20 W/m und 85 W/m (VDI 4640-2:2001). Für größere Anlagen oder komplexe Randbedingungen ist die Verwendung von groben Anhaltswerten jedoch nicht mehr möglich. Für diese Fälle ist eine detailliertere Betrachtung erforderlich. Eine Übersicht über existierende Berechnungsansätze für Erdwärmesonden findet sich in Kapitel 7.1.

Erdwärmesonden können als Einzelsonden oder als Sondenfeld ausgebildet werden. Sondenfelder können dann auch als Wärmespeicher fungieren. Bei benachbarten Einzelsonden ist eine gegenseitige Beeinflussung der Sonden zu vermeiden, um eine möglichst hohe Effizienz der Erdwärmesonde zu erreichen. Dies kann in der Praxis durch die Einhaltung von Mindestabständen zwischen den Sonden erfolgen. Bei Sondenfeldern oder Sondenspeichern ist eine gegenseitige Beeinflussung nicht zu vermeiden und ist daher bei der Planung zu berücksichtigen.

2.3.2 Erdwärmekollektoren

Als Erdwärmekollektoren werden Wärmeüberträger bezeichnet, die horizontal oder schräg in den oberen fünf Metern des Untergrunds eingebracht werden (VDI 4640-1:2010). Als Bauformen kommen Flächenkollektoren, Grabenkollektoren, Spiralkollektoren oder Erdwärmekörbe zum Einsatz (Koenigsdorff, 2011). Erdwärmekollektoren werden unterhalb der natürlichen Frostgrenze (ca. 80 cm) verlegt. Übliche Tiefen für Flächenkollektoren liegen bei 1 m bis 1,5 m (Koenigsdorff, 2011). Dazu wird in der Regel ein Graben ausgehoben, sodass die Absorberrohre (in der Regel ebenfalls Kunststoffrohre auf PE-Basis) direkt ins Erdreich verlegt werden können. Alternativ kann auch eine grabenlose Verlegung der Leitungen erfolgen (Hamada et al., 2007a; Bohmann et al., 2012;). Übliche Abstände zwischen den einzelnen Rohrschleifen eines Flächenkollektors liegen zwischen 0,3 m und 0,8 m (VDI 4640-2:2001). Somit ist eine gegenseitige Beeinflussung der Rohrstränge nicht auszuschließen und bei der Planung und Dimensionierung der Kollektoren zu berücksichtigen.

Durch die sehr oberflächennahe Lage von Erdwärmekollektoren sind die angetroffenen Temperaturen geringer als bei Erdwärmesonden (vgl. Kapitel 5). Darüber hinaus erschließen Erdwärmekollektoren in der Regel ein geringeres Bodenvolumen (Koenigsdorff, 2011). Dies hat zur Folge, dass die spezifischen Entzugsleistungen von Erdwärmekollektoren geringer sind als für Erdwärmesonden. Erdwärmekollektoren sind jedoch im Vergleich zu Erdwärmesonden durch niedrige Investitionskosten gekennzeichnet, sodass ihre Verwendung je nach den vorliegenden Verhältnissen wirtschaftlich sein kann. Darüber hinaus ist für Erdwärmekollektoren in der Regel keine wasserrechtliche Genehmigung erforderlich, da sie auf Grund der oberflächennahen Lage meistens nicht in grundwasserführenden Schichten liegen.

Da Erdwärmekollektoren vorrangig die in den oberen Schichten gespeicherte Sonnenenergie sowie die Bodenfeuchte nutzen, dürfen sie weder überbaut noch unter versiegelten Flächen eingebaut werden. Durch eine Südausrichtung und Vermeidung einer Verschattung der Absorberrohre kann die Leistungsfähigkeit erhöht werden (SIA D0136:1996). Im Heizbetrieb liegen die Temperaturen im Umfeld des Kollektors unterhalb der Frostgrenze, sodass ein Großteil der gewonnenen Energie aus latenter Wärme besteht, die beim Gefrierprozess freigesetzt wird (Koenigsdorff, 2011). Somit ist ein ausreichender Wassergehalt im Umfeld der Kollektoren durch z. B. Aufrechterhaltung von Sickerwegen zu gewährleisten. Die Betriebsdauer und die Entzugsleistung der Kollektoren sind so zu wählen, dass die Eisradien der verschiedenen Rohrstränge nicht zusammenwachsen und während der Sommermonate ein komplettes Auftauen der Kollektorebene erreicht wird (VDI 4640-2:2001). Da die Temperaturen in den relevanten Schichten im Sommer im Vergleich zur Umgebungstemperatur relativ hoch sind, werden Erdwärmekollektoren in Deutschland normalerweise nicht zum Kühlen eingesetzt (Koenigsdorff, 2011). Feldtests in Afrika oder Asien, wo im Sommer deutlich höhere Lufttemperaturen vorliegen, zeigen jedoch, dass Erdwärmekollektoren dort wirtschaftlich zum Kühlen eingesetzt werden können (z. B. Mongkon et al., 2013; Naili et al., 2013),

Die Auslegung von Erdwärmekollektoren erfolgt in Deutschland prinzipiell analog zu den Erdwärmesonden nach den Vorgaben von VDI 4640-2:2001. Hier sind jedoch nur für einfache Fälle Erfahrungswerte für die Leistungsfähigkeit der Systeme dokumentiert. Diese liegen je nach hydrogeologischen Gegebenheiten zwischen 8 W/m² und 40 W/m² (VDI 4640-2:2001). Die Schweizer Norm SIA D0136:1996 gibt dagegen einen vereinfachten Berechnungsansatz sowie ein Diagramm zur Grobdimensionierung an. Für komplizierte Randbedingungen oder Sonderbauformen ist eine Anlagenauslegung mit diesen vereinfachten Methoden jedoch nicht möglich, sodass analog zu den Erdwärmesonden eine genauere Berechnung erfolgen muss. Eine Übersicht über die vorhandenen Berechnungsansätze für Erdwärmekollektoren wird in Kapitel 7.3 gegeben.

2.3.3 Offene Systeme

Offene Systeme nutzen die thermische Energie des Wassers. Dabei können sowohl offene Gewässer (Seen, Meere, Flüsse) oder Grundwasseraquifere genutzt werden. Bei beiden Varianten wird das Wasser an einer Stelle entnommen. Mit Hilfe einer Wärmepumpe wird die Temperatur des Wassers auf das für die Heizung erforderliche Temperaturniveau angehoben. Das Wasser wird
anschließend an einem anderen Ort wieder ins System eingespeist, um das natürliche Gewässerregime nicht nachhaltig zu beeinflussen. Während offene Systeme im Grundwasser in der Regel durch eine konstant hohe Wassertemperatur gekennzeichnet sind, müssen bei offenen Gewässern saisonale Temperaturschwankungen beachtet werden (z. B. Sarbu & Sebarchievici, 2014). Des Weiteren stellt die Freihaltung der Leitungen von Algen oder Sedimenten einen erhöhten Wartungsaufwand dar.

In Deutschland werden offene Systeme nahezu ausschließlich im Grundwasser eingesetzt (vgl. Bild 2.2). Diese werden in der Regel in Dublettenform betrieben: Das Wasser wird mit Hilfe eines Förderbrunnens entnommen und wird über einen zweiten Brunnen (Schluckbrunnen) wieder in den Aquifer eingeleitet. Es sind somit immer zwei Brunnen bzw. Bohrungen erforderlich. Schluckbrunnen sind dabei in Strömungsrichtung anzuordnen, um einen thermischen Kurzschluss (Rückführung von kaltem Wasser zum Förderbrunnen) zu vermeiden. Darüber hinaus müssen sie das Wasser immer in das gleiche Grundwasserstockwerk einleiten, aus welchem es entnommen wurde. Eine Einleitung des geförderten Grundwassers in andere Gewässersysteme (offene Gewässer, Kanäle, etc.) wird in Deutschland in der Regel nicht genehmigt oder ist mit hohen Kosten (Abwassergebühren) verbunden (Koenigsdorff, 2011). Offene Systeme können sowohl zum Heizen als auch zum Kühlen verwendet werden. Sind nur geringe oder keine Grundwasserströmungen vorhanden, ist auch eine Wärmespeicherung im Aquifer möglich.

Für offene Grundwassersysteme ist stets eine wasserrechtliche Genehmigung erforderlich, da es sich aus wasserrechtlicher Sicht um eine "Benutzung" des Grundwassers handelt. Durch die thermische Nutzung wird die Temperatur des Grundwassers beeinflusst. Eine Abkühlung des Grundwassers (Heizfall) ist oftmals sogar erwünscht, da vielerorts die Grundwassertemperatur durch anthropogene Einflüsse angestiegen ist (vgl. Kapitel 5.3). Somit wird in der Genehmigungsphase eine Abkühlung des Grundwassers unmittelbar nach der Einleitung auf 4 °C bis 6 °C in der Regel toleriert (Koenigsdorff, 2011). Eine Temperaturerhöhung des Grundwassers (Kühlfall) wird dagegen nur in geringen Grenzen toleriert. In der Regel sollte eine Einleitungstemperatur von 20 °C nicht überschritten werden (VDI 4640-2:2001). In Wasserschutzgebieten ist eine thermische Nutzung des Grundwassers in der Regel untersagt (Koenigsdorff, 2011).

Die Leistungsfähigkeit offener Systeme ist maßgeblich von der Förder- bzw. Pumpleistung des Förderbrunnens abhängig (vgl. Gleichung (2-1)), um dauerhaft die erforderliche Durchflussmenge der Wärmepumpe bereitzustellen. Der Nenndurchfluss der Wärmepumpe beträgt üblicherweise ca. 0,25 m³/h pro Kilowatt Verdampferleistung (VDI 4640-2:2001). Neben der Fördermenge ist auch die Grundwasserqualität bei der Anlagenauslegung zu beachten. Eisen- oder manganhaltige Grundwässer führen beispielsweise zu vermehrten Ablagerungen in den Förderleitungen und erhöhen damit die Betriebskosten des Systems. Brunnensysteme profitieren von der, über das Jahr gesehen nahezu konstanten (hohen) Grundwassertemperatur. Wärmepumpen von Brunnenanlagen sind daher oftmals durch eine hohe Arbeitszahl gekennzeichnet. Dem gegenüber steht jedoch die hohe erforderliche Pumpleistung für das Gesamtsystem, die den energetischen Vorteil im Vergleich zu Erdwärmesoden oftmals negiert. Für kleinere Anlagen (Ein- oder Zweifamilienhäuser) werden Grundwasserbrunnen daher oftmals nicht eingesetzt (Koenigsdorff, 2011).

Als Sonderform der offenen Systeme können die thermische Nutzung von Tunnelwässern oder von Grubenwässern angesehen werden. Auch die Nutzung von oberflächennahen heißen, vulkanischen Wässern und Gasen, wie z. B. in Island, Neuseeland, Philippinen oder USA vorhanden (Schetelig & Richter, 2013), bildet ein Beispiel für offene Systeme. Da in Deutschland jedoch die entsprechenden natürlichen Gegebenheiten nicht vorhanden sind, wird auf diese Technik in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen.

Bei tiefliegenden Tunneln fallen nennenswerte Mengen an Bergwässern an, da der Tunnel den Fels bzw. den Untergrund entwässert (Rybach, 2008). Diese sogenannten Tunnelwässer sind durch eine hohe Temperatur (je nach Tiefenlage des Tunnels 20 °C bis 40 °C) gekennzeichnet (Rybach, 2008). Austretende Tunnelwässer werden am Tunnelportal gefasst und anschließend in der Regel in Oberflächengewässer eingeleitet. Hierbei darf die eingeleitete Temperatur jedoch nicht zu hoch sein, um die Biologie des Oberflächengewässers nicht zu schädigen. Werden die Tunnelwässer vor der Einleitung einer energetischen Nutzung zugeführt, können die Einleitungstemperaturen entsprechend gesenkt werden. Eine systematische thermische Nutzung von Tunnelwässern ist trotz des großen Potentials dieser Technik derzeit lediglich aus der Schweiz bekannt. Dort wird derzeit das Tunnelwasser aus sieben Tunneln mit einer installierten Gesamtleistung von 3,6 MW genutzt. Die größten Wärmemengen werden dabei beim Furka Eisenbahntunnel (1,17 MW), beim Lötschberg-Basistunnel (1,08 MW) und beim Gotthard Straßentunnel (0,72 MW) gewonnen (Imhasly et al., 2013).

In Bergwerksstollen fallen ebenfalls große Wassermengen (sogenanntes Grubenwasser) an, welche aus Sicherheitsgründen auch nach Stilllegung der Anlage abgepumpt werden müssen. Alte Bergwerkschächte sind jedoch auch durch eine große Tiefenlage gekennzeichnet, sodass das Grubenwasser Temperaturen von bis zu 40 °C aufweisen kann (Grab et al., 2010). Innerhalb des Stollensystems sind große erdberührende Flächen vorhanden, die einen guten Wärmeübergang ermöglichen. Darüber hinaus können die vorhandenen Schächte als Entnahme- bzw. Schluckbrunnen genutzt werden, sodass die Investitionskosten vergleichsweise gering ausfallen. Weiterhin liegen alte Bergwerksschächte oftmals in bebauten Gebieten, sodass Energieabnehmer direkt vor Ort vorhanden sind. Eine großflächige Nutzung von Grubenwässern findet beispielsweise in Heerlen (Niederlande) statt. Durch das "Minewater Projekt" wird seit 2009 der Wärme-und Kühlbedarf von mehreren hundert Gebäuden gedeckt (Weijers, 2012). Darüber hinaus existieren in Sachsen (Freiberg, Marienberg und Ehrenfriedersdorf), im Saarland (Reden), im Ruhrgebiet (Bochum, Marl und Essen) sowie in Springhall (Kanada) mit Leistungen von bis zu 700 kW Beispiele für eine erfolgreiche Grubenwassernutzung (Grab et al., 2010). Derzeit finden sich weitere Vorhaben in Deutschland (Alsdorf), Österreich, Tschechien, Großbritannien (Schottland) und Slowenien in Planung (Schetelig & Richter, 2013).

3 Thermo-aktive Bauteile – Stand der Technik

3.1 Einführung

Thermo-aktive Bauteile sind dadurch gekennzeichnet, dass ohnehin erforderliche Bauteile durch die Integration von Absorberrohren thermisch aktiviert werden. Sie stellen somit eine Sonderform der geschlossenen geothermischen Systeme dar. Als Absorberrohre werden analog zu Erdwärmesonden oder Erdwärmekollektoren Kunststoffrohre auf PE-Basis verwendet, wobei hier in der Regel das robustere, vernetzte PE-Xa mit hoher Dichte (PE-HD) verwendet wird. Der Durchmesser der Absorberrohre liegt in der Regel zwischen 16 mm und 32 mm (Fromentin et al., 1997; Uponor, 2012). Im Vergleich zu herkömmlichen Systemen der oberflächennahen Geothermie sind thermo-aktive Bauteile durch geringere Investitionskosten und eine große erdberührende Fläche und damit ein großes aktivierbares Bodenvolumen gekennzeichnet.

Prinzipiell können alle erdberührenden Bauteile zur thermischen Nutzung des Untergrunds verwendet werden. Der Ursprung der Systeme liegt in der Schweiz, wo zu Beginn der 1980er Jahre Betonbodenplatten thermisch aktiviert wurden. Darauf folgten Pfähle (1984) und Schlitzwände (1996) (Brandl, 2006). Die Verwendung von thermo-aktiven Betonbauteilen hat sich seitdem weltweit verbreitet, wobei der Energiepfahl (Kapitel 3.2) das am weitesten verbreitete System darstellt. Auch für die thermische Aktivierung von flächigen Bauteilen, wie Bodenplatten oder Wänden (Kapitel 3.3) findet sich eine Reihe von Ausführungsbeispielen. Neuere Entwicklungen beschäftigen sich seit Beginn der 2000er Jahre mit der thermischen Aktivierung von Tunnelbauwerken oder Abwasserkanälen (Kapitel 3.4). Darüber hinaus existieren auch Systeme zur Eisfreihaltung von Verkehrsflächen (Kapitel 3.5). Im Rahmen dieser Arbeit wurden thermo-aktive Abdichtungselemente zur thermischen Aktivierung von z. B. Kellerwänden, die im Kontakt zum Grundwasser stehen, entwickelt. Diese werden ausführlich in Kapitel 6 vorgestellt.

In der Praxis werden oft verschiedene thermo-aktive Bauteile gleichzeitig eingesetzt (siehe Tabelle 3.1). So können beispielsweise die Gründungspfähle von Gebäuden, die Bodenplatten sowie die, für die Tiefbauarbeiten notwendigen, Verbauwände (Bohrpfahlwand, Spundwand oder Schlitzwand) thermisch aktiviert werden. Auf Grund des stetig steigenden Kältebedarfs von (Büro-)Gebäuden werden thermo-aktive Bauteile in der Regel im gekoppelten Heiz- und Kühlbetrieb eingesetzt. In den letzten Jahren wurden alleine im Hochhausbau thermo-aktive Bauteile in über 1.000 Projekten eingesetzt (Adam & Markiewicz, 2009). In Deutschland ist der Maintower in Frankfurt aus dem Jahr 2000 das erste Projekt mit einer großflächigen Anwendung von Energiepfählen (von der Hude & Sauerwein, 2007). Die ersten Anwendungen im Tunnelbau sind aus Österreich bekannt (Brandl, 2006). Der Wuxi Guolian Financial Tower (China), das Einkaufszentrum "One New Change" (London) sowie die U-Bahn-Linie U2 zählen zu den derzeit größten Projekten im Zusammenhang mit thermo-aktiven Bauteilen. Ein Auszug über bedeutende Projekte mit thermo-aktiven Bauteilen ist in Tabelle 3.1 dargestellt.

Tabelle 3.1Ausgewählte Ausführungsbeispiele für thermo-aktive Bauteile
(nach Brandl & Markiewicz (2001), Schröder & Hanschke (2003),
Himmler & Fisch (2005), SIA D0190:2005, Brandl (2006), Nagano et al. (2006a),
von der Hude & Sauerwein (2007), Katzenbach et al. (2008), WZ (2009),
Amis (2010), Amis et al. (2010), Smith (2011), Boranyak (2013))

Projekt	Jahr	Installiertes System	Leistung
Industriegebäude Lidwil, Altendorf, Schweiz	1993	120 Energiepfähle (D = 0,45 m, L = 17 m)	160 kW (Heizen)
Reha-Zentrum, Bad Schallerbach	1994	143 Energiepfähle (D = 1,2 m, L = 20 m)	270 kW Heizen und Kühlen
Generali Office Tower, Wien	1995	6.000 m ² Schlitzwand	600 kW (Heizen) 400 kW (Kühlen)
Maintower, Frankfurt	2000	112 Energiepfähle (D = 1,5 m, L = 30 m) 101 Energiepfähle / Bohrpfahlwand (D = 0,9 m, L = 35 m)	500 kW Heizen und Kühlen
Keble College, Oxford	2002	61 Energiepfähle (D = 0,45 m, L = 4 m – 7 m) Bohrpfahlwand (D = 0,6 m - 0,75 m, L = 7,5m - 14,7 m)	85 kW (Heizen) 65 kW (Kühlen)
Strabag Office Tower, Wien	2002	242 Energiepfähle (D = 0,65 m, L = 15 m) 6.000m² Bodenplatte	1.680 kW (Heizen) 2.026 kW (Kühlen)
Columbus Center, Wien	2002	300 Energiepfähle (D = 1,2m, L = 7 m – 20 m) 12.400m ² Schlitzwand	370 kW (Heizen) 1.400 kW (Kühlen)
Lainzer Tunnel, Wien	2002	60 Energiepfähle (D = 1,2 m, L = 17,1 m)	150 kW (Heizen)
Solar Center, Berlin	2003	196 Energiepfähle	107 kW (Heizen) 150 kW (Kühlen)
Dock Midfield, Flughafen, Zürich	2003	306 Energiepfähle (D = 0,9 m - 1,5 m; L = 27 m)	400 kW (Heizen) 330 kW (Kühlen)
U-Bahnlinie U2, Wien	2004	17.292 m² aktivierte Fläche (Schlitzwand, Bodenplatte, Pfähle)	450 kW (Heizen) 231 kW (Kühlen)
Businesscenter, Rostock	2004	264 Energiepfähle (B = 0,35 m, L = 19 m)	220 kW Heizen und Kühlen
Soen Campus, Sappora, Japan	2006	51 Energiepfähle (D = 0,6 m - 0,8 m; L = 6,2 m)	50 kW Heizen und Kühlen
One New Change, London	2008	219 Energiepfähle (D = 2,5 m; L = 38 m) 2 Grundwasserdubletten	1.640 kW (Heizen) 1.742 kW (Kühlen)
Wuxi Guolian Financial Tower, China	2009	513 Energiepfähle (L = 35 m) 15.000m² Bodenplatte 88 Erdwärmesonden (L = 100m)	4.000 kW Heizen und Kühlen
Palais Quartier, Frankfurt	2010	262 Energiepfähle (D = 1,5 m, L = 30 m) 130 Energiepfähle / Bohrpfahlwand (D = 1,9 m, L = 27 m)	913 kW Heizen und Kühlen
Knightsbridge Palace Hotel, London	2011	50 Energiepfähle 3.600m² Schlitzwand (L = 24 m)	150 kW Heizen und Kühlen

3.1.1 Planung und Auslegung von thermo-aktiven Bauteilen

Die mögliche Verwendung von thermo-aktiven Bauteilen ist bereits frühzeitig in der Planungsphase zu berücksichtigen, da z. B. die Anlagentechnik des Gebäudes (Heiz- und Kühlsystem) an die geothermischen Randbedingungen angepasst werden muss. Auf Grund der erzielbaren Temperaturen sollte analog zu herkömmlichen Systemen der oberflächennahen Geothermie stets ein Niedertemperatursystem gewählt werden (vgl. Kapitel 2.2). Je nach Systemrandbedingungen ist es möglich, dass nicht der komplette Wärme- bzw. Kältebedarf des Gebäudes durch das thermo-aktive Bauteil gedeckt werden kann, sondern ein zweites unabhängiges Heizsystem erforderlich ist (VDI 4640-2:2001). Um die Absorberleitungen während des Betonierens zu schützen, werden diese unter Druck gesetzt. Ein Ausfall von ca. 2 % der Leitungen ist trotzdem als systemtypisch anzusehen (Adam & Markiewicz, 2003) und ist bei der Auslegung der Systeme zu beachten. Zur Schaffung von Redundanzen ist es daher vorteilhaft mehrere unabhängige Rohrschlaufen ins Bauteil zu integrieren.

Die Anbindung der Leitungen an die Wärmepumpe und damit die Durchführung der Anschlussleitungen durch das Bauwerk sind frühzeitig zu planen. Die einzelnen Absorberrohre werden in der Regel durch horizontale Leitungen verbunden, welche unterhalb der Bodenplatte verlegt werden und im Bereich des Verteilers durch diese hindurch geführt werden (SIA D0190:2005). Aus hydraulischen oder wirtschaftlichen Aspekten kann je nach Leitungslänge auch eine Serienschaltung von Leitungsgruppen und damit mehrere Durchbrüche durch die Bodenplatte sinnvoll sein (SIA D0190:2005). Bei der Planung von thermo-aktiven Bauteilen ist somit neben der thermischen Leistungsfähigkeit stets auch die hydraulische Leistungsfähigkeit des Systems zu überprüfen. Hierbei sind vor allem die vorhandenen Druckverluste von Bedeutung, da die erforderliche Leistung der Pumpen für das Absorbersystem (inklusive Sammelleitungen und Verteiler) nur wenige Prozent der thermischen Leistung betragen sollte, um einen wirtschaftlichen Betrieb und somit eine hohe Arbeitszahl für die Anlage zu erreichen (Hofinger et al., 2010). In der Ausführungsphase sind die für die Installation der thermo-aktiven Bauteile erforderlichen Verlegeund Befestigungsarbeiten sinnvoll in den Bauablauf zu integrieren, um Bauverzögerungen zu vermeiden.

Die Berechnung bzw. Dimensionierung von thermo-aktiven Bauteilen ist ein komplexes Problem, da sowohl die geometrischen Bedingungen aus dem Bauteil (Bauteilabmessungen, Rohrführung, Rohranzahl, etc.) als auch die Untergrundverhältnisse (Bodenart, Temperatur, Grundwasser) sowie deren Interaktion zu berücksichtigen sind. Obwohl thermo-aktive Bauteile (vor allem Energiepfähle) auch in Deutschland an Bedeutung gewinnen, gibt es derzeit keine klaren Vorgaben hinsichtlich ihrer Auslegung und thermischen Dimensionierung. In VDI 4640-2:2001 wird sogar angegeben, dass die Auslegung von Energiepfählen nach den Methoden für Erdwärmesonden erfolgen kann. Dies ist jedoch als äußerst kritisch anzusehen, da sich die Verhältnisse bei einem Energiepfahl deutlich von denen einer Erdwärmesonde unterscheiden. Hier ist zum einem die erhöhte Anzahl an Absorberrohren im Pfahl als auch das kleinere Verhältnis von Pfahllänge zu Pfahldurchmesser zu beachten. Bei flächigen Bauteilen ist darüber hinaus die fehlende Rotationssymmetrie von Bedeutung. Thermo-aktive Bauteile sind somit entweder der Geothermischen Kategorie GtK 2 oder GtK 3 zuzuordnen, wodurch eine Auslegung auf Basis von Erfahrungswerten nicht mehr möglich ist und eine explizite (numerische) Berechnung erforderlich ist. Darüber hinaus weisen thermo-aktive Bauteile in der Regel im Vergleich zu Erdwärmesonden eine geringe Tiefe (ca. 10 m bis 40 m) auf. Somit ist eine über das Jahr veränderliche Untergrundtemperatur bei der Anlagenauslegung zu beachten (vgl. Kapitel 5). Besonders ausgeprägt ist dies bei Energiebodenplatten, da diese ähnlich wie Erdwärmekollektoren, je nach Gründungstiefe sogar im Einflussbereich von täglichen Temperaturschwankungen liegen können (vgl. Kapitel 5). Während für Energiepfähle eine Reihe von Ansätzen existiert (siehe Kapitel 7.2) und in der Schweiz (SIA D0190:2005) und in Großbritannien (GSHPA, 2012) auch erste normative Zusammenhänge vorhanden sind, fehlen für andere Bauteile jedoch geeignete allgemeingültige Ansätze, die eine effiziente und wirtschaftliche Anlagenauslegung ermöglichen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde daher ein Berechnungsansatz für flächige (vertikale) Bauteile entwickelt (siehe Kapitel 8), welcher es ermöglicht, sowohl die Bauteilbedingungen als auch die Untergrundtemperaturen in der Planung zu berücksichtigen.

3.1.2 Thermo-mechanisches Verhalten von thermo-aktiven Bauteilen

Bei der Planung und Auslegung von thermo-aktiven Bauteilen ist stets zu gewährleisten, dass deren (statische) Funktion nicht beeinträchtigt wird. Somit wird die energetische Funktion stets den primären Anforderungen an das Bauteil untergeordnet. Es ist zu garantieren, dass der Bauteilquerschnitt durch die Absorberleitungen nicht zu sehr geschwächt wird. Weiterhin darf die Temperatur im Bauteil während des Betriebs nicht zu klein sein, um die Standfestigkeit des Bauteils nicht zu gefährden. In Deutschland wird eine Frostbeanspruchung des thermo-aktiven Bauteils (bzw. eines Energiepfahls) komplett ausgeschlossen (VDI 4640-2:2001). In der Schweiz oder in Großbritannien ist theoretisch eine Temperatur im Bauteil unter 0 °C möglich, wenn gewährleistet wird, dass die Kontaktfläche zwischen Boden und Bauteil bzw. Pfahl keinem Frost ausgesetzt ist, um negative Einflüsse auf die vorhandene Mantelreibung zu vermeiden (SIA D0190:2005; GSHPA, 2012). In der Praxis werden thermo-aktive Bauteile jedoch in der Regel so betrieben, dass die Temperatur im Bauteil bzw. in den Absorberleitungen größer als 0 °C ist. Bei thermo-aktiven Bauteilen kann daher in der Regel auf die Zugabe von Glykol verzichtet werden, wenn die Korrosionssicherheit auch bei Verwendung von reinem Wasser als Wärmeträgermedium gegeben ist.

Durch den Betrieb von thermo-aktiven Bauteilen ist das Bauteil Temperaturdifferenzen ausgesetzt, die entweder eine Ausdehnung des Bauteils (Erwärmung des Bauteils beim Kühlbetrieb) oder eine Kontraktion (Abkühlung des Bauteils im Heizbetrieb) bewirken. Da diese von oben durch die aufgehende Konstruktion und von unten durch den Untergrund behindert werden (siehe Bild 3.1), sind folgende Auswirkungen auf das Gesamtsystem möglich:

- Verformungen in der aufgehenden Konstruktion durch Setzungen oder Hebungen,
- Zusätzliche Belastungen (Spannungen) im thermo-aktiven Bauteil,
- Änderung der Kontaktbedingungen zwischen Boden und Bauteil.

Der saisonal wechselnde Heiz- und Kühlbetrieb stellt darüber hinaus eine zyklische Beanspruchung dar, wodurch die verschiedenen Aspekte noch verstärkt werden können. Ausführliche Informationen zum thermo-mechanischen Verhalten von thermo-aktiven Bauteilen können z. B. Pralle et al. (2009), McCartney (2011), Amatya et al. (2012), Ma (2012), Nicholson et al., (2013) oder Suryatriyastuti et al. (2014) oder entnommen werden. Im Folgenden werden lediglich die allgemeinen Zusammenhänge kurz dargestellt.

Das Auftreten von Setzungen oder Hebungen ist vor allem dann von Bedeutung, wenn die thermische Belastung nicht gleichmäßig erfolgt, was z. B. bei Pfahlgruppen der Fall sein kann, wenn nicht alle Pfähle als Energiepfähle ausgeführt werden (SIA D0190:2005). Die dadurch hervorgerufenen Setzungsdifferenzen können zu Verformungen im Bauwerk führen, was vor allem die Gebrauchstauglichkeit des Bauwerks beeinträchtigen kann.



Bild 3.1 Thermo-mechanisches Bauteilverhalten am Beispiel eines Energiepfahls (verändert nach Amatya et al., 2012)

Der Einfluss der Temperatur auf die Tragfähigkeit des thermo-aktiven Bauteils ist in Bild 3.1 beispielhaft für einen Energiepfahl dargestellt. Im Kühlbetrieb führt die Ausdehnung des Pfahls zu einer zusätzlichen Belastung, während im Heizbetrieb die Belastung herabgesetzt wird. Je nach Größe der wirksamen Temperaturdifferenz kann ein ursprünglich druckbelastetes Bauteil dann auch Zugspannungen erfahren (Bourne-Webb et al., 2009). Die zusätzlichen Spannungen im Bauteil können im Mittel 50 % bis 100 % der statischen Beanspruchung betragen (Bourne-Webb et al., 2009). Laloui et al. (2006) ermittelten in einem Feldversuch in Lausanne sogar zusätzliche Belastungen, die dem Dreifachen der mechanischen Belastungen entsprechen. Je nach Konfiguration können die thermischen Belastungen somit das in der Bemessung vorhandene Sicherheitsniveau (in Deutschland ca. $\eta_{global} \approx 2$) übersteigen.

Neben der axialen Belastung ändert sich auch die Reibung am Bauteil (siehe Bild 3.1). Im Kühlbetrieb wird die Mantelreibung im oberen Pfahlbereich reduziert, während sie im unteren Teil erhöht wird. Im Heizbetrieb gelten wiederum die umgekehrten Verhältnisse. Weiterhin ist zu beachten, dass bei einer Kontraktion des Bauteils der Kontakt zwischen Bauteil und Boden gestört werden kann, was wiederum die Tragfähigkeit von Energiepfählen herabsetzen würde. Bei flächigen Bauteilen ist darüber hinaus zu beachten, dass durch die Verformung des Bauteils auch der angrenzende Boden verdichtet bzw. entspannt wird, was wiederum einen Einfluss auf den anstehenden Erddruck haben kann. Hierzu sind derzeit jedoch keine systematischen Untersuchungen bekannt. In Wien wurden zwar an einer Energieschlitzwand Verformungsmessungen durchgeführt (Brandl et al., 2010). Die Ergebnisse sind jedoch noch nicht publiziert worden.

Für thermo-aktive Bauteile sollte somit stets eine thermo-mechanisch gekoppelte Berechnung erfolgen. Für die praktische Anwendung wurde an der EPFL in Lausanne das Programm "Thermo-Pile" entwickelt, mit welchem die Spannungen und Verformungen in einem Energiepfahl in Folge einer Temperaturbeanspruchung ermittelt werden können (Mimouni & Laloui, 2013).

Zur vollständigen Beschreibung des thermo-mechanischen Bauteilverhaltens sind auch die temperaturbedingten Einflüsse aus dem Boden zu beachten. Vor allem bindige Böden zeigen in ihrem mechanischen Verhalten eine Temperaturabhängigkeit. Wird ein Boden erwärmt, dehnt sich neben dem Bodenmineral vor allem das Porenwasser aus. Da in bindigen Böden auf Grund ihrer Mikrostruktur elektrochemische Vorgänge von entscheidender Bedeutung sind, führt die Volumenänderung des Porenwassers auch zu einer Änderung des Wasserbindungsvermögens und damit zu einer Änderung der mechanischen Eigenschaften (Ennigkeit, 2002; Di Donna & Laloui, 2013). Das thermo-mechanische Verhalten von bindigen Böden ist Bestandteil zahlreicher Untersuchungen. In diesen wurde sowohl eine Erhöhung als auch eine Reduzierung der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von bindigen Böden ermittelt. Die wesentlichen Einflussfaktoren sind dabei die vorhandenen Tonminerale, das Konsolidierungsverhältnis sowie die Drainagebedingungen im Versuch (z. B. Ennigkeit, 2002; Hueckel et al., 2009; Abuel-Naga et al., 2009; Di Donna & Laloui, 2013). Im Rahmen dieser Arbeit werden vordergründig gesättigte, grobkörnige, nichtbindige Böden betrachtet. Da bei diesen das Porenwasser frei abfließen kann und damit eine freie Verformung möglich ist, sind bei einer Temperaturbeanspruchung von nichtbindigen Böden keine nennenswerten Auswirkungen auf die mechanischen Bodeneigenschaften zu erwarten (Di Donna & Laloui, 2013).

3.2 Energiepfähle

Steht oberflächennah nicht tragfähiger Untergrund an, werden Gebäude auf Pfählen gegründet, die die Bauwerkslasten in tieferliegende tragfähige Schichten einleiten. Der Energiepfahl stellt daher das am weitesten verbreitete thermo-aktive Bauteil dar (vgl. Tabelle 3.1). Die Anzahl der ausgeführten Energiepfahlanlagen wächst weltweit stetig an. So stieg beispielsweise die Anzahl der Energiepfähle in Österreich von ca. 5.500 im Jahr 1994 auf fast 23.000 im Jahr 2004 (Brandl, 2006). Ähnlich hohe Steigerungsquoten sind für Großbritannien dokumentiert. Hier stieg

die Anzahl der Energiepfahlanlagen von 150 im Jahr 2005 auf ca. 2.600 im Jahr 2010 (Smith, 2011). Für Deutschland sind keinen genauen Statistiken vorhanden. Jedoch finden sich auch hier viele Ausführungsbeispiele für Energiepfahlanlagen mit steigender Tendenz (z. B. Katzenbach et al., 2008; Schröder & Hanschke, 2003).

In Europa werden vor allem Stahlbetonpfähle als Energiepfähle eingesetzt (z. B. SIA D0190:2005; Brandl, 2006), während in Asien die Verwendung von Stahlpfählen im Vordergrund steht (Morino & Oka, 1994; Nagano et al., 2005; Katsura et al., 2009; Hassani et al., 2014;). Während bei Betonpfählen die Absorberrohre am Bewehrungskorb befestigt werden (siehe Bild 3.2), ist dies bei Stahlpfählen nicht möglich. Daher werden vor allem Stahlhohlpfähle zur thermischen Aktivierung genutzt. Hierbei kann entweder der gesamte Pfahl als Absorberrohr wirken, in dem der Hohlraum komplett mit einem Wärmeträgermedium gefüllt wird. Alternativ können separate Absorberrohre in den (wassergefüllten) Hohlquerschnitt eingelassen werden (Nagano et al., 2005). Die Verwendung von Stahlpfählen als Energiepfähle bildet in Deutschland (und in Europa) noch die Ausnahme, sodass im Folgenden der Fokus auf Energiepfähle aus Stahlbeton gelegt wird.



Bild 3.2 Prinzip eines Energiepfahls (beispielhaft für 3 U-Rohre als Absorberrohre)

In Europa werden vorrangig Betonrammpfähle (Fertigteilpfahl) oder Betonbohrpfähle (Ortbetonpfahl) als Energiepfähle eingesetzt. Stahlbetonrammpfähle weisen in Deutschland üblicherweise quadratische Querschnitte mit einer Kantenlänge zwischen 20 cm und 45 cm bei Pfahllängen zwischen 6 m und 25 m auf (EA-Pfähle, 2012). Bei der Ausbildung von Betonfertigteilpfählen als Energiepfahl wird die Lagesicherheit der Absorberleitungen durch eine Befestigung im Werk erhöht und das Ausfallrisiko der Leitungen beim Betonieren kann minimiert werden. Die aktivierbare Pfahllänge ist jedoch von der maximalen Transportlänge abhängig, da eine vertikale Kopplung bei Energiepfählen in der Regel nicht durchgeführt wird (SIA D0190:2005). Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Mehraufwand zur Erreichung einer ausreichend Dichtigkeit während des Rammens überproportional steigt (SIA D0190:2005).

Die Installation der Absorberleitungen ist bei Ortbetonpfählen deutlich schadensanfälliger. Daher werden überwiegend Bohrpfähle als Energiepfähle ausgebildet, die ein relativ kontrolliertes

Einbringen des Bewehrungskorbs inklusive der Leitungen ermöglichen. Ortbetonpfähle können jedoch im Vergleich zu Fertigteilpfählen mit deutlich größeren Durchmessern (30 cm bis 300 cm) und Längen von bis zu 60 m hergestellt werden (EA-Pfähle, 2012).

Bei der Verlegung der Absorberrohre im Pfahl sind verschiedene Aspekte zu beachten. Prinzipiell sollten die Rohre möglichst nah am Untergrund angebracht werden, um den Wärmeübergangswiderstand zwischen Boden und Wärmeträgermedium zu reduzieren. Da die Betonüberdeckung des Bewehrungskorbs durch die thermische Aktivierung des Pfahls nicht beeinträchtigt werden darf, werden die Absorberrohre am inneren Rand des äußeren Bewehrungskorbs befestigt. Weiterhin sollten die Absorberrohre gleichmäßig auf den Pfahlmantel verteilt werden, um eine gleichmäßige thermische Belastung des Pfahls zu erreichen (SIA D0190:2005; McCartney, 2011).

Während bei Erdwärmesonden maximal zwei U-förmige Absorberrohre innerhalb der Sonde angeordnet werden, können bei Energiepfählen größere Leitungslängen realisiert werden. Prinzipiell können die Rohre U-förmig, mäanderförmig oder spiralförmig im Pfahl verlegt werden. Die Verwendung von mehreren U-Rohren (vgl. Bild 3.2), die durch einen Verteiler am Pfahlkopf zusammengeführt werden, stellt dabei die am weitesten verbreitete Variante dar. Die Notwendigkeit des Verteilers führt zwar zu einem erhöhten Installation- und Kostenaufwand (Kaiser & Beldermann, 2013), jedoch wird durch mehrere Rohrstränge auch die Ausfallsicherheit des Systems erhöht (Redundanz). Gao et al. (2008) zeigten mit Hilfe von praktischen und numerischen Untersuchungen, dass die Leitungsführung in W-Form (Rohrmäander) aus thermischer Sicht im Vergleich zu U-Schlaufen effizienter ist. Die konstruktive Ausbildung (Biegeradien, etc.) und die Entlüftung des Systems sind jedoch deutlich schwieriger. Durch eine spiralförmige Verlegung der Leitungen (z. B. Cui et al., 2011; Kaiser & Beldermann, 2013) kann die Wärmeübertragungsfläche maximiert werden. Zarella et al. (2013) zeigten, dass durch eine spiralförmige Verlegung der Rohre die Spitzenleistung des Energiepfahls im Vergleich zu einer Verlegung von drei U-Rohren im Pfahl um ca. 20 % erhöht werden kann. Die Entlüftung der Leitungen ist im Vergleich zu einer W-förmigen Verlegung deutlich einfacher und auf die Installation eines Rohrverteilers am Pfahlkopf kann verzichtet werden. Die Druckverluste sind im Vergleich zu U-Rohren jedoch deutlich höher und bei der Verlegung sind die Mindestbiegeradien einzuhalten, was vor allem bei kleinen Pfahldurchmessern nicht immer gewährleistet werden kann. Kaiser & Beldermann (2013) stellten ein Verfahren vor, welches es ermöglicht, die Wicklung (und damit die Biegeradien) an den jeweiligen Pfahl- bzw. Bewehrungskorbdurchmesser anzupassen. Dies bedeutet jedoch auch, dass für jeden Pfahl eine individuelle Anfertigung erfolgen muss.

Bei einer Verwendung von mehreren U-Rohren im Pfahl ist die Anzahl der Rohre von energetischen und konstruktiven Aspekten abhängig. Aus konstruktiver Sicht ist die Rohranzahl vor allem vom Pfahldurchmesser abhängig, da der Pfahlquerschnitt nicht durch zu viele Rohre geschwächt werden darf. Darüber hinaus sind die zulässigen Biegeradien der PE-Rohre einzuhalten. Nach Angaben der Firma Uponor (2012) kann die Anzahl der Rohrschleifen in Abhängigkeit des Durchmessers wie folgt gewählt werden:

- D < 80 cm: 4 bis 6 U-Rohre
- 90 cm< D < 120 cm: 6 bis 8 U-Rohre
- 120 cm< D < 180 cm: 8 bis 12 U-Rohre

energetischer größere kleineren Aus Sicht bedeutet eine Rohranzahl einen für (SIA D0190:2005, Wärmeübergangswiderstand das Gesamtsystems Loveridge & Powrie, 2014a). Die Reduzierung des Widerstands verläuft jedoch nicht linear, sodass ab einer bestimmten Rohranzahl keine nennenswerte Verbesserung des Bohrlochwiderstandes bei der Installation weiterer Rohrschleifen zu erwarten ist. SIA D0190:2005 empfiehlt daher bei Massivpfählen eine Verwendung von maximal vier U-Rohren pro Pfahl unabhängig vom Pfahldurchmesser. Mit einer erhöhten Anzahl an Rohren steigen zusätzlich die gegenseitige Beeinflussung der Rohre (thermischer Kurzschluss) und die Anforderungen an den hydraulischen Betrieb des Systems (Reduzierung der Druckverluste und Gewährleistung einer ausreichenden Entlüftung). In GSHPA (2012) wird daher ein Mindestabstand von 5 cm zwischen den verschiedenen U-Rohren sowie zwischen Vor- und Rücklauf empfohlen. Die optimale Rohranordnung und Rohranzahl ist somit von vielen Faktoren abhängig, sodass für jedes Projekt eine (numerische) Einzelfallbetrachtung erfolgen sollte (GSHPA, 2012).

Während bei Erdwärmesonden oft einzelne Sonden verwendet werden, werden Gebäude immer auf mehreren Pfählen gegründet. Die Anordnung und der Abstand der Pfähle ergeben sich dabei immer nach statischen Aspekten. Eine thermische Beeinflussung der Pfähle kann erst vernachlässigt werden, wenn das Verhältnis von Pfahlabstand zu Durchmesser (aPfahl/D) größer als das von Pfahllänge und Durchmesser (L/D) ist (Loveridge & Powrie, 2014b). Dies ist vergleichbar mit dem Kriterium für Erdwärmesonden, welches mit asonde > L (Eskilson, 1987) angeben wird. Bei einem üblichen L/D-Verhältnis von ca. 20 bei Energiepfählen (vgl. Tabelle 3.1), wäre damit ein Pfahlabstand von 20 · D erforderlich, um eine gegenseitige Beeinflussung auszuschließen, was in der Praxis nicht realistisch ist. Eine gegenseitige Beeinflussung der Energiepfähle ist somit nicht zu vermeiden. Je nach Konstellation kann es somit aus energetischer und wirtschaftlicher Sicht günstiger sein, nicht jeden Pfahl der Gruppe thermisch zu aktivieren. Energiepfähle werden daher meistens zum Heizen und Kühlen eingesetzt, um durch den gekoppelten Betrieb die Regeneration des Untergrunds zu verbessern (Schröder & Hanschke, 2003). Die gegenseitige Beeinflussung der Pfähle führt zwar dazu, dass der Energiegewinn pro Pfahl im Vergleich zum Einzelpfahl sinkt, der Gesamtgewinn der Pfahlgruppe bleibt jedoch größer als bei Verwendung von Einzelpfählen. Die Energieeinbuße für den einzelnen Gruppenpfahl steigt mit sinkenden Pfahlabstand und steigenden L/D-Verhältnis (Loveridge & Powrie, 2014b).

Neben der gegenseitigen thermischen Beeinflussung der Pfähle ist auch die Verschaltung der Pfähle untereinander bei der Planung zu beachten. Die einzelnen Pfähle können entweder parallel oder in Reihe geschaltet werden. Bei einer Parallelschaltung werden alle Pfähle mit demselben Volumenstrom beaufschlagt und die Entzugsleistung der Pfähle ist somit ansatzweise gleich. Die Zulauftemperatur zur Wärmepumpe entspricht dann der mittleren Rücklauftemperatur der einzelnen Sonden. Bei der Reihenschaltung werden die Pfähle nacheinander durchströmt. Das bedeutet, dass die Rücklauftemperatur des ersten Pfahls der Zulauftemperatur des zweiten Pfahls entspricht. Somit sinkt mit jedem Pfahl der Temperaturgradient zwischen Pfahl und Untergrund und die Druckverluste steigen mit längerer Leitungslänge an. Der Durchfluss entspricht jedoch dem der Wärmepumpe und ist somit größer als bei einer Parallelschaltung. Aus energetischer und hydraulischer Sicht ist die maximale Anzahl an Pfählen in einer Reihenschaltung somit eingeschränkt, sodass vor allem bei großen Pfahlgruppen oft eine Kombination aus beiden Varianten vorgenommen wird (z. B. Katsura et al., 2009; Wood et al., 2010).

In den letzten Jahren wurden vermehrt Untersuchungen an Energiepfählen im Feld- oder Labormaßstab durchgeführt (z. B. Ennigkeit, 2002; Hamada et al., 2007b; Laloui et al., 2006; Bourne-Webb et al., 2009; Brettmann et al., 2010; Wood et al., 2010; Park et al., 2013). Jedoch wurden dabei eine Vielzahl von verschiedenen Systemen (Beton- und Stahlpfähle, U-Rohre, W-Rohre, spiralförmige Rohre) getestet, sodass die Datenbasis für vergleichbare Situationen immer noch relativ gering ist. Dementsprechend existieren verschiedene "Erfahrungswerte" für die mögliche Entzugsleistung von Energiepfählen in der Literatur. SIA D0190:2005 gibt beispielsweise eine Größenordnung von 40 W/m bis 60 W/m (bezogen auf die Pfahllänge) an. Dieser Wert kann auch nach Brandl (2006) für Pfahldurchmesser zwischen D = 30 cm und D = 50 cm für eine Machbarkeitsstudie verwendet werden. Für größere Pfahldurchmesser (D > 60 cm) empfiehlt Brandl (2006) mit einer Entzugsleistung von 35 W/m² (bezogen auf die Kontaktfläche zum Untergrund) zu planen. Fromentin et al. (1997) geben einen Wert von 25 W/m bis 80 W/m für den Heizbetrieb und von ca. 25 W/m bis 50 W/m für den Kühlbetrieb an. Dokumentierte Energiepfahlanlagen weisen Entzugsleistungen zwischen 40 W/m und 150 W/m bzw. zwischen 15 W/m² und 80 W/m² auf (vgl. Tabelle 3.1). Die tatsächliche Entzugsleistung für eine Energiepfahlanlage ist somit stets von den jeweiligen Randbedingungen abhängig, sodass die abgegebenen Erfahrungswerte nur für eine Machbarkeitsstudie verwendet werden sollten. Die detaillierte Anlagenplanung in der Ausführungsplanung sollte dann stets mit systemangepassten Berechnungen bzw. numerischen Simulationen erfolgen (vgl. Kapitel 7.2).

3.3 Energiewände- und Bodenplatten

Neben der Verwendung von Energiepfählen können auch flächige Bauteile zur thermischen Nutzung des Untergrunds verwendet werden (siehe Bild 3.3). Der große Vorteil dieser Systeme gegenüber Energiepfählen liegt in der großen vorhandenen erdberührenden Fläche. Klassischerweise werden Verbauwände aus Beton (Bohrpfahlwände, Schlitzwände) oder Bodenplatten thermisch aktiviert. Während bei den Verbauwänden die Absorberrohre analog wie bei Energiepfählen auf der Innenseite des Bewehrungskorbs befestigt werden, werden die Absorberrohre bei der thermischen Aktivierung von Bodenplatten häufig auch in der Sauberkeitsschicht unterhalb der eigentlichen Bodenplatte verlegt (SIA D0190:2005). Bei überschnittenen oder tangierenden Bohrpfahlwänden wird oft nur jeder zweite Pfahl (bei überschnittenen Bohrpfahlwänden der bewehrte Sekundärpfahl) mit Absorberleitungen ausgestattet, um die gegenseitige Beeinflussung der Pfähle zu reduzieren (vgl. Kapitel 3.2). Die

Firma SPS Energy GmbH besitzt seit 2011 ein Patent für die thermische Nutzung von Spundwänden (siehe Bild 3.3d). Hierbei werden die Absorberrohre aus Stahl an die Spundwandelemente angeschweißt. Da Spundwände oft auch im Wasserbau eingesetzt werden, kann durch die thermische Aktivierung von Spundwänden auch die Energie von (fließenden) Gewässern genutzt werden. Das System wurde bisher jedoch nur in einem ersten Feldversuch erprobt (Puttke, 2013).



Bild 3.3 Flächige thermo-aktive Bauteile (schematische Darstellung)

Spitler et al. (2010) bzw. Xing (2010) entwickelten sogenannte "Foundation Heat Exchanger". Hierbei werden die Absorberrohre in der Baugrube vor dem Gebäude oder in Leitungsgräben verlegt, sodass keine zusätzlichen Aushubarbeiten für das geothermische System entstehen. Das System ähnelt aus konstruktiver Sicht somit den klassischen Erdwärmekollektoren (vgl. Kapitel 2.3.2). Auf Grund der Position in Gebäudenähe sind jedoch analog zu den Energiewänden die Einflüsse aus dem Gebäudeinneren (thermischer Kurzschluss) zu beachten (Spitler et al., 2010), wodurch die Auslegung und Berechnung des Systems eher nach den Vorgaben für thermo-aktive Bauteile erfolgen sollte.

Die Absorberrohre sollten bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen genauso wie bei Energiepfählen möglichst nah am Erdreich platziert werden und gleichmäßig über die aktivierte Fläche verteilt werden (Fromentin et al., 1997). Im Gegensatz zu Pfählen sind bei Wänden die Platzverhältnisse jedoch großzügiger, sodass verschiedene Möglichkeiten der Leitungsführung in der Wand möglich sind. Bei der Planung der Leitungsverlegung sind dabei die hydraulischen Anforderungen (Druckverluste, Entlüftungseigenschaften) sowie die konstruktiven Anforderungen (Mindestbiegeradien, Integration der Leitungsverlegung in den Herstellungsprozess) zu beachten. Die Verlegung von mehreren parallel- oder in Reihe geschalteten U-Rohren stellt die einfachste Variante der Leitungsverlegung dar. Feldversuche an einer Energieschlitzwand in Shanghai (Xia et al., 2012) zeigen, dass die Verlegung der Rohre in W-Form bei einem möglichst großen Schenkelabstand (Abstand zwischen den Rohrsträngen) die höchsten Wärmeströme im Kühlbetrieb ergeben. Hofinger & Kohlböck (2005) zeigen mit Hilfe von numerischen Simulationen einer Schlitzwand und einer Bodenplatte der U-Bahn Linie U2 in Wien dagegen, dass die spezifische Entzugsleistung des Systems mit steigendem Schenkel- bzw. Rohrabstand sinkt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch einen großen Abstand zwar die gegenseitige Beeinflussung der Rohrstränge minimiert wird. Auf Grund des steigenden Platzbedarfs können jedoch in Summe weniger Rohrschlaufen in der Wand bzw. in der Bodenplatte verlegt werden. Ein größerer Rohrabstand und damit eine geringere Rohranzahl führen allerdings auch zu einer Reduzierung der Kosten. Bei der Leitungsverlegung ist daher stets für jedes Projekt das Optimum zwischen Schenkelabstand, Rohranzahl und Rohrabstand zu ermitteln. Für die Energieschlitzwand in Wien liegt der optimale Rohrabstand aus wirtschaftlicher Sicht zwischen a = 30 cm und a = 50 cm und für die Energiebodenplatte zwischen a = 40 cm und a = 60 cm (Hofinger & Kohlböck, 2005).

Bei vertikalen Wänden ist weiterhin zu beachten, dass der Energieaustausch mit dem Boden möglichst nur auf der Außenseite des Bauwerks stattfindet und somit kein rotationssymmetrischer Wärmeübergang wie bei Pfählen vorliegt. Der Wärmeübergang zwischen Absorbersystem und Gebäudeinnenseite ist darüber hinaus zu minimieren, um die Gefahr des thermischen Kurzschlusses zu reduzieren. Dies kann neben einer erdseitigen Verlegung der Rohre zusätzlich durch eine ausreichende Dämmung an der Innenseite erfolgen (Fromentin et al., 1997).

Derzeit sind nur wenige Erfahrungswerte für die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteile dokumentiert. Als Planungsgrundlage kann für Energiewände (Schlitzwände oder Bohrpfahlwände), die vollständig im Untergrund eingebunden sind, eine Entzugsleistung von 30 W/m² (bezogen auf die Kontaktfläche zum Untergrund) angenommen werden (Brandl, 2006). Weisen die Wände nur einseitigen Bodenkontakt auf, können als Richtwerte für Bohrpfahlwände 20 W/m² bis 35 W/m² und für Schlitzwände 20 W/m² veranschlagt werden (Adam & Oberhauser, 2008). Einsätze in Pilotprojekten zeigen jedoch, dass auch deutlich höhere Leistungen möglich sind. So wurden beispielsweise bei einer Energieschlitzwand in Shanghai in Feldversuchen Kühlleistungen von bis zu 80 W/m² registriert (Xia et al., 2012). Für Bodenplatten kann ein Planungswert von 10 W/m² - 30 W/m² zu Grunde gelegt werden (Brandl, 2006). Bei einseitig durch die Außenluft beeinflussten Bodenplatten kann ein Richtwert von 20 W/m² angenommen werden (Adam & Oberhauser, 2008). Die geringere spezifische Leistung für Bodenplatten ist auf das kleinere aktivierbare Bodenvolumen im Vergleich zu vertikalen Bauteilen zurückzuführen. Die hier gezeigten Werte dienen lediglich als Richtwerte, die ausschließlich im Rahmen einer Machbarkeitsstudie verwendet werden können. Für eine detaillierte Anlagenplanung ist stets eine projektabhängige Berechnung des Systems erforderlich.

3.4 Thermische Aktivierung von Tunnelbauwerken

Neben der klassischen Anwendung im Hoch- bzw. Betonbau (vgl. Kapitel 3.2 und 3.3) können auch Tunnelbauwerke zur thermischen Nutzung des Untergrunds verwendet werden. Die Nutzung von Tunnelbauwerken als Energielieferant bietet den großen Vorteil, dass auf Grund der großen erdberührenden Fläche ein großes Bodenvolumen erschlossen bzw. aktiviert wird. Weiterhin sind Tunnel durch ihre tiefe Lage tendenziell durch ein konstantes Temperaturregime im Untergrund gekennzeichnet (vgl. Kapitel 5). Zusätzlich können innere Wärmequellen, wie z. B. aus dem Verkehr genutzt werden.

Die gewonnene Energie kann zur Deckung des eigenen Heiz-und Kühlbedarfs (Klimatisierung von Betriebsräumen, U-Bahn Stationen oder Lüftungszentralen) oder zur Eisfreihaltung (Portalbereich, Rettungsstollen, etc.) genutzt werden. Ist eine Eigennutzung nicht möglich oder erforderlich kann die gewonnene Energie auch verkauft werden. Dies bietet sich vor allem im innerstädtischen Tunnelbau an, da dort kurze Wege zu den Abnehmern auf Grund der in der Regel oberflächennahen Lage der Tunnel bei einer dichten Bebauung vorhanden sind (Adam, 2010).

Die Wirtschaftlichkeit einer Tunnelthermie®-Anlage ist maßgeblich von der aktivierten Tunnellänge abhängig. Mit steigender aktivierter Länge steigt auch der Leistungsbedarf der Umwälzpumpe. Aus wirtschaftlicher Sicht ist es daher günstiger, mehrere kleine Abschnitte thermisch zu aktivieren, anstelle der Installation einer großen Anlage. Nach Oberhauser & Adam (2006) liegt die Wirtschaftlichkeitsgrenze bei einer Tunnelabschnittslänge von ca. 500 m.

Die mögliche Entzugsleistung eines Energietunnels hängt sowohl von der Umgebungstemperatur (Boden) als auch von der Tunnellufttemperatur ab. So kann die Tunnelluft auch im Winter Temperaturen von bis zu 20 °C aufweisen (Adam, 2010). Verschiedene (numerische) Untersuchungen an Energietunneln haben gezeigt, dass die erzielbare Leistung stark vom Verlauf der Tunnellufttemperatur abhängt (z. B. Markiewicz, 2004; Schneider, 2013; Nicholson et al., 2013). Somit ist die realitätsnahe Beschreibung der Tunnellufttemperatur für eine Anlagenauslegung von entscheidender Bedeutung.

Im Heizbetrieb wird dem Untergrund Wärme entzogen, wodurch sich dieser abkühlt. Diese Abkühlung ist oftmals sogar erwünscht, da sie der natürlichen Erwärmung des Untergrunds durch den Tunnelbetrieb oder den Urban Heat Island Effekt (vgl. Kapitel 5.3) entgegenwirken kann (Adam & Markiewicz, 2003; Nicholson et al., 2013). Verschiedene Untersuchungen zeigen jedoch, dass der Einflussbereich der thermischen Nutzung mit 5 m bis 15 m im Tunnelumfeld eher gering ist (Pralle et al., 2010; Baujard & Kohl, 2010; Schneider, 2013).

Die thermische Aktivierung von Tunnelbauwerken kann sowohl bei Tunneln in offener als auch in geschlossener Bauweise erfolgen. Die dabei verwendeten Systeme sind jedoch auf Grund der unterschiedlichen Herstellungsverfahren der Tunnel verschieden und werden im Folgenden kurz dargestellt.

3.4.1 Tunnel in offener Bauweise

Bei Tunneln in offener Bauweise können die klassischen Energiefundierungen (Pfähle, Bodenplatten, Schlitzwände, Bohrpfahlwände) eingesetzt werden, da diese Elemente ohnehin Bestandteil des Tunnels sind (siehe Bild 3.4).



Bild 3.4 Thermische Aktivierung von Tunneln in offener Bauweise (verändert nach Brandl, 2006)

Der weltweit erste "Energietunnel" in offener Bauweise wurde 2001 in Wien errichtet. Beim Bau des Lainzer Tunnels (Baulos "LT24 - Hadersdorf / Weidlingau") wurden 60 Pfähle einer Bohrpfahlwand thermisch aktiviert (z. B. Brandl, 2006). In Summe wurden 80 Absorberkreise mit einer Gesamtlänge von 9.709 m auf einer Tunnellänge von 252 m installiert (Markiewicz, 2004). Die Anlage wurde 2004 erfolgreich in Betrieb genommen. Die Leistung liegt bei ca. 150 kW bzw. 214 MWh (Jahres-Wärmearbeit), die zur Beheizung einer Schule verwendet wird (Brandl, 2006). In einem zweiten Bauabschnitt (Baulos "LT44 - Güterschleife") wurden darüber hinaus Energiebodenplatten und Energieschlitzwände eingesetzt.

Auf Grund der positiven Erfahrungen beim Bau des Lainzer Tunnels wurden auch bei der Verlängerung der U-Bahn-Linie U2 in Wien die Stationen "Schottenring", "Taborstraße", "Praterstern" und "Messe" im Jahre 2003 mit einer geothermischen Anlage ausgestattet. In Summe wurden 11.200 m² Schlitzwände, 6.912 m² Bodenplatte und 20 Pfähle thermisch aktiviert (Brandl, 2006). Die installierte Heizleistung der vier Stationen beträgt 827 kW, während die installierte Kühlleistung der vier Stationen 509 kW beträgt. Die gewonnene Heiz- und Kühlenergie wird für die einzelnen Stationen jeweils zur Versorgung der Betriebsräume verwendet (Brandl et al., 2010).

3.4.2 Tunnel in geschlossener Bauweise

Bei Tunneln, die in geschlossener Bauweise hergestellt werden, sind im Gegensatz zu Tunneln in offener Bauweise Sondersysteme erforderlich. Dies ist vor allem darauf zurückzuführen, dass ein Tunnel in geschlossener Bauweise abschnittsweise hergestellt wird, sodass die Verwendung von durchgehenden Absorberleitungen schwierig ist. Darüber hinaus ist eine wirtschaftliche Installation nur möglich, wenn die Herstellung der geothermischen Anlage in den Bauablauf integriert werden kann und somit keine Bauverzögerungen entstehen.

Die möglichen geothermischen Systeme unterscheiden sich für bergmännische hergestellte Tunnel oder maschinell aufgefahrene Tunnel. Während bei bergmännischen Tunneln die Absorberrohre zwischen Außen- und Innenschale angeordnet werden können, müssen sie im maschinellen Tunnelvortrieb direkt in die Auskleidungselemente (Tübbinge) integriert werden (siehe Bild 3.5).



Bild 3.5 Thermische Aktivierung von Tunneln in geschlossener Bauweise (verändert nach Adam, 2010 bzw. Pralle et al., 2010)

Zur Erprobung der Erdwärmenutzung im bergmännischen Tunnelbau wurde von der TU Wien in Zusammenarbeit mit der Firma Polyfelt der Prototyp eines Energievlieses entwickelt (Markiewicz, 2004). Erste Überlegungen zum Energievlies sind auf das Jahr 2002 zurückzuführen (Adam, 2010), die letztendlich dazu führten, dass die Absorberrohre (PE-Rohre) elementweise in ein Schutz- und Drainagevlies integriert wurden. Die Elemente weisen eine Breite von 2,5 m auf, was der üblichen Vliesbahnbreite entspricht. Die einzelnen Kreisläufe sind durch eine Sammelleitung verbunden, welche im Ulmenbereich zum Abnehmer (Betriebsraum) geführt wird (Markiewicz, 2004). Durch die Elementbauweise können mehrere Kreisläufe parallel betrieben bzw. im Schadensfall separat abgekoppelt werden. Im Idealfall wird das Vlies werkseitig mit Rohren ausgestattet. Dadurch ist kein zusätzlicher Arbeitsschritt im Bauablauf nötig und die Rohre werden beim Betonieren der Innenschale durch das Vlies geschützt (Markiewicz, 2004). Der Prototyp des Energievlieses wurde in einer Versuchsanlage im Lainzer Tunnel (Bauabschnitt "LT22-Bierhäuselberg") im Februar 2004 erstmalig in Betrieb genommen (Markiewicz, 2004). Im

Jahr 2005 (Heiz- und Kühlbetrieb) lag die erzielte Spitzenleistung bei 66,3 W/m² bei einer Dauerleistung von 31,9 W/m² (Hofinger & Kohlböck, 2005).

Das Prinzip des Energievlieses wurde auch in Asien adoptiert. So wurden beispielsweise in Seocheon (Südkorea) Absorberleitungen zwischen Innen- und Außenschale platziert und in einem Feldversuch erprobt (Lee et al., 2012). Hierbei wurden 6 Abschnitte (jeweils 10 m lang und 1,5 m hoch) installiert, wobei verschiedene Anordnungen der Absorberleitungen getestet wurden. Die dort erzielten Leistungen liegen zwischen 40 W/m² und 47,5 W/m² (Lee et al., 2012). Im Lichang Tunnel (Innere Mongolei, China) wurde ein ähnliches System ausgeführt (Zhang et al., 2013a). Hier wurden zwei Tunnelabschnitte thermisch aktiviert, wobei ein Abschnitt im Portalbereich zur Eisfreihaltung genutzt wird.

Die erste Anwendung der Absorbertechnologie in der Spritzbetonbauweise in Deutschland erfolgte beim Tunnel Stuttgart-Fasanenhof (Schneider, 2013). Auf einer Gesamtlänge von 380 m wurden zwei sogenannte Energieblöcke installiert. Das System ähnelt dem Energievlies, jedoch wurden beim Energieblock die Absorberleitungen durch Fixierschienen, welche auf der Trennlage (Geotextil) zwischen Spritzbetonaußenschale und Ortbetoninnenschale angebracht waren, befestigt. Somit erfolgte im Gegensatz zum Energievlies in Wien keine Vorfertigung des Absorbersystems, sondern die Montage fand vor Ort statt. Die Montage des Systems ist daher flexibler (Schneider & Vermeer, 2010), die Zeit für die Montage ist jedoch größer und muss in der Planungsphase berücksichtigt werden. Für den Testbetrieb wurden zwei Energieblöcke (10 m Länge mit einer installierten Rohrlänge von 400 m auf einer Fläche von 180 m²) installiert (Schneider, 2013), die zur Klimatisierung (Heizen und Kühlen) eines Betriebsraums genutzt werden. Die Hauptleitung wurde in der Sohle verlegt. Die Anlage wurde im April 2011 in Betrieb genommen. In der ersten Betriebsperiode lagen die Kühlleistungen zwischen 4 W/m² und 33 W/m² (Schneider, 2013).

Beim Nanaori-Toge Tunnel in Japan wurde die Tunnelsohle thermisch aktiviert, um den Portalbereich des Tunnels eisfrei zuhalten (Islam et al., 2006). Dazu wurden Absorberleitungen in der Tunnelsohle im mittleren Tunnelbereich verlegt, wo sie Wärme aus dem Untergrund und der Tunnelluft aufnehmen und zum Portalbereich weiterleiten und dort wieder abgeben. Ein ähnliches System ist in Ungarn in Planung (Toth, 2011). Auch hier soll der Portalbereich durch in der Fahrbahn verlegte Absorberrohre eisfrei gehalten werden. Als Energiequelle ist hier entweder die Nutzung des anfallenden Bergwassers oder die erhöhte Temperatur der Tunnelluft bzw. des anstehenden Untergrunds geplant. Weitere Machbarkeitsstudien für die thermische Aktivierung von Tunnelabschnitten (im bergmännischen Vortrieb) wurden beispielsweise für den Rosensteintunnel bei Stuttgart (Hofmann et al., 2010) oder den CEVA-Tunnel in der Schweiz durchgeführt (Baujard & Kohl, 2010).

Auf Grund der guten Platzverhältnisse ist die Leitungsführung bei einem Tunnelthermie®-System analog zu den Energieschlitzwänden flexibel. Die optimale Leitungsverlegung ist dabei von der erforderlichen Leistung der Umwälzpumpe, der Entlüftbarkeit, dem Fertigungsaufwand sowie den Kosten abhängig. Sowohl für das Energievlies als auch für den Energieblock wurden entsprechende Untersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind jedoch unterschiedlich.

Rahmenbedingungen erfolgen sollte.

Während für das Energievlies auf Basis einer gewichteten Bewertung verschiedener Faktoren eine Serienschaltung mit einer Verlegerichtung parallel zur langen Vliesseite gewählt wurde (Markiewicz, 2004), wurde in Stuttgart die hydraulisch günstigere Parallelschaltung mit querverlegten Rohren bevorzugt (Schneider, 2013). Im Feldversuch in Südkorea wurden bei einer Querverlegung bessere Leistungen als bei einer Längsverlegung erzielt (Lee et al., 2012). Die Beurteilung erfolgte hier allerdings nur nach energetischen Gesichtspunkten. Es zeigt sich somit, dass die optimale Rohrverlegung stets projektabhängig auf Basis der vorhandenen Rand- und

Für maschinell erstellte Tunnel wurde von den Firmen Rehau AG + Co und Ed. Züblin AG (Zentrale Technik) der Energietübbing® entwickelt. Beim Energietübbing werden die Absorberleitungen an der Innenseite der äußeren Bewehrung des Tübbings befestigt (siehe Bild 3.5b), sodass die Betonüberdeckung nicht beeinflusst wird. Die Kopplung der Tübbinge bzw. die flüssigkeitsdichte Verlegung der Leitungen erfolgt über eine Kupplungstasche im Betonbauteil, um das Lichtraumprofil nicht zu beeinflussen. Die Aussparungen sind so gestaltet, dass weder die äußere Dichtungsschicht noch die Statik des Tübbings beeinträchtigt werden (Frodl et al., 2010). Die Kopplung der Absorberleitungen erfolgt nach dem Einbau der Tübbinge, aber noch vorm Betonieren der Innenschale. Die thermische Anbindung des Tübbings an den Untergrund erfolgt durch den Zement der Ringspaltverpressung, daher ist hier die Verwendung von thermisch verbesserten Zementen sinnvoll (Schneider & Vermeer, 2010). Die Effizienz der Energietübbinge wurde erstmalig im Katzenbergtunnel getestet. Dort wurden 24 Energietübbinge zu vier Ringen verbunden. Die gemessenen Entzugsleistungen lagen zwischen 10 W/m² und 20 W/m² (Pralle et al., 2010). Die erste großflächige Anwendung des Energietübbings erfolgte im Eisenbachtunnel Jenbach (Österreich). Hier wurden über einen Bereich von 54 m 27 Tübbingringe verbaut (Winterling, 2012). In jedem Tübbing wurden 25 m Leitungen verlegt, sodass pro Ring ca. 175 m Rohre vorhanden sind (Frodl et al., 2010). Die thermische Anlage soll die Grundlastversorgung des Betriebshofs der Gemeinde Jenbach übernehmen. Die Anlage ging im Winter 2011/2012 erstmalig in Betrieb (Winterling, 2012). Aktuelle Betriebsdaten sind bis dato nicht veröffentlicht.

Die thermische Aktivierung von Tübbingen ist auch in London ("Crossrail"-Projekt) geplant (Nicholson et al., 2013). Die dort vorgesehenen "Thermal Energy Segments" entsprechen im Wesentlichen dem Aufbau des Energietübbings. Neben dem Einsatz zum Heizen von Betriebsgebäuden oder angrenzenden Gebäuden ist auch der Einsatz zum Kühlen vorgesehen, um den stetigen Temperaturanstieg im Londoner Untergrund (vgl. Kapitel 5.3) zu reduzieren (Nicholson et al., 2013). Zur Vermeidung von zu hohen Druckverlusten werden die Tübbingringe zu 250 m bis 400 m langen Abschnitten zusammengefasst.

Die möglichen Entzugsleistungen geothermischer Systeme für Tunnel in geschlossener Bauweise sind stark projektabhängig, da vor allem die Tunnelgeometrie (Tunneldurchmesser) sehr unterschiedlich ausfällt. Für eine Machbarkeitsstudie können Entzugsleistungen von 13 W/m² bis 15 W/m² für ein Energievlies (Adam & Oberhauser, 2008) bzw. 10 W/m² bis 20 W/m² für einen Energietübbing veranschlagt werden (Pralle et al., 2010).

3.4.3 Nutzung der Abwasserwärme aus Kanälen

Neben Verkehrstunneln bilden auch Abwasserkanäle eine Möglichkeit zur Energiegewinnung. Abwasser besitzt ganzjährig eine Temperatur zwischen 8 °C und 20 °C (VBI, 2012) und stellt somit neben dem Untergrund eine zusätzliche Wärmequelle dar. Anlagen zur Abwasserwärmenutzung existieren bereits seit den 1980er Jahren (VBI, 2012) und sind vor allem in China weit verbreitet (Liu et al., 2014). In den letzten Jahren wird die Technik vermehrt auch in Europa eingesetzt oder ein Einsatz ist geplant (z. B. Schmid, 2008; Adam & Markiewicz, 2009; Kern, 2011).

Die erzielbare Wärmeenergie hängt im Wesentlichen von der Abwassermenge und der Abwassertemperatur ab. Somit besitzen reine Schmutzwasserleiter im Vergleich zu Kanälen im Mischsystem ein erhöhtes Wärmepotential, da hier eine Abkühlung des Abwassers durch eine Vermischung mit Regenwasser verhindert wird. Als Bemessungsgrundlage wird bei einer Mischkanalisation darüber hinaus der Trockenwasserzufluss verwendet. Der Wärmeentzug führt zu einer Abkühlung des Abwassers. Die mögliche Temperaturabsenkung des Abwassers ist dabei durch die Leistungsfähigkeit der biologischen Stufe der Kläranlage begrenzt und ist auf diese auszulegen (Kern, 2011). Wird das Abwasser direkt zur Wärmeerzeugung genutzt (offenes System) sind darüber hinaus die verwendeten Materialien an die Abwasserbeschaffenheit anzupassen.

Die Abwasserwärmenutzung kann auch mit geschlossenen Systemen erfolgen. Klassischerweise wird dabei das Absorbersystem in der Kanalsohle verlegt. Der große Vorteil bei dieser Variante besteht darin, dass auch eine Nachrüstung von Kanälen möglich ist. Beim Neubau können die Absorberrohre in die Kanalwand integriert werden. In diesem Fall ist sowohl ein Wärmeentzug aus dem Abwasser als auch aus dem angrenzenden Untergrund möglich (Kern, 2011; VBI, 2012). Ein Beispiel für diese Variante stellt das "PKS-THERMPIPE®"- System der Firma FRANK GmbH dar (Kern, 2011). Hier wird das Kanalrohr mit Wärmetauscherrohren umwickelt, sodass im Heizfall sowohl die Umgebungswärme als auch die Abwassers zur Regeneration des Untergrunds bei. Durch die Umwicklung des Kanals wird darüber hinaus die Ringsteifigkeit des Systems erhöht (Kern, 2011).

Neben der Nutzung von Abwasserrohren können auch stillgelegte Rohrleitungen der Wasser- oder Gasversorgung direkt als Absorberrohre genutzt werden. Alleine in Deutschland sind ca. 75.000 km stillgelegte Leitungen im Untergrund vorhanden, wobei ein Großteil im städtischen Bereich zu finden ist (Solas, 2012). Das Energiepotential dieser Leitungen liegt bei ca. 25 W/m und ist damit vergleichbar mit dem vom Erdwärmekollektoren (Solas, 2012).

3.4.4 Energieanker

Im Tunnelbau werden oftmals Anker zur Stabilisierung der Tunnelröhre bzw. des Untergrunds eingesetzt. Anker sind vollkommen von Fels bzw. Boden umschlossen und sind somit in der Lage rundherum Wärme zu entziehen bzw. einzuspeisen (vgl. Bild 3.5a). Besonders empfehlenswert ist

die thermische Aktivierung von temporären Ankern, die nur in der Bauphase beansprucht werden und danach im Untergrund verbleiben, da in diesem Fall eine Beeinträchtigung der Tragfähigkeit der Anker durch die thermische Nutzung auszuschließen ist (Mimouni et al., 2014).

Der Prototyp eines Energieankers wurde durch die TU Wien in Zusammenarbeit mit der Firma Atlas Copco MAI GmbH entwickelt (Oberhauser et al., 2006). Da bei einem Energieanker die Ankerstange als Rohr ausgeführt werden muss, sind nur Hohlstabanker für eine thermische Aktivierung geeignet. Bei dem Prototyp wurde ein Injektionsbohranker verwendet, wobei eine koaxiale Sonde in das Ankerrohr integriert wurde (Oberhauser et al., 2006). Der Prototyp wurde in einem Testfeld beim Lainzer Tunnel (Baulos LT31 - "Klimtgasse") getestet. In dem Testfeld (Böschung) wurden 21 Energieanker mit einer Länge von 9 m fächerförmig eingebracht. Die Abstände zwischen den Ankerreihen wurden zu 2 m und 4 m gewählt, um die gegenseitige Beeinflussung der Anker zu testen (Oberhauser et al., 2006). Ergänzend zu den Feldversuchen wurden numerische Simulationen durchgeführt. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass vor allem bei oberflächennahen Ankern eine große Beeinflussung durch die Außenlufttemperatur stattfindet, sodass dann lange Anker als Energieanker sinnvoll erscheinen. In tiefen Lagen, wo der Einfluss der Außentemperatur vernachlässigbar ist, kann auch die thermische Aktivierung von kurzen Ankern sinnvoll sein (Oberhauser et al., 2006). Somit ist der Einsatz von Energieankern vor allem in tiefliegenden Tunneln zu empfehlen.

Die mögliche Leistungsfähigkeit von Energieanker wurde auch von Mimouni et al. (2014) mit Hilfe von numerischen Simulationen für einen Tunnel in offener Bauweise untersucht. Die möglichen Entzugsleistungen pro Meter Anker sind deutlich geringer als die vergleichbaren Werte für Erdwärmesonden oder Energiepfähle. Als Planungsgrundlage kann eine mögliche Entzugsleistung eines Energieankers von 8 W/m bis 15 W/m angenommen werden (Adam & Oberhauser, 2008). Durch den geringen Ankerabstand und die in der Regel große aktivierbare Tunnellänge können für Energieanker jedoch eine ähnliche Effizienz wie für Energiepfähle erreicht werden (Mimouni et al., 2014).

3.5 Systeme zur Eisfreihaltung

Eine weitere Variante von thermo-aktiven Bauteilen stellen Systeme zur Eisfreihaltung von Infrastruktursystemen dar. Dabei wird durch im Belag installierte Absorberrohre erreicht, dass die Temperatur des Belags bzw. der Oberfläche ganzjährig nicht weniger als 0 °C beträgt, wodurch die Entstehung von Eis- oder Schneeschichten verhindert werden kann (siehe Bild 3.6). Der Einsatz von Streusalz oder eine mechanische Reinigung ist dann nicht mehr erforderlich. Die "Beheizung" von Verkehrsinfrastrukturanlagen wird vor allem auf Brücken, Gleisen bzw. Weichen oder Flugbetriebsflächen eingesetzt, da dort andere Methoden der Eisfreihaltung nur schwer möglich sind, oder zu hohen Kosten führen würden (VBI, 2012).

Die Beheizung von Fahrwegen zur Eisfreihaltung hat vor allem in Nordamerika lange Tradition. Hier sind seit den 1950er Jahren ausgeführte Projekte bekannt bzw. im Betrieb. In den frühen Anwendungen erfolgte die Beheizung des Fluids mit Hilfe von gas- oder elektrisch betriebenen Systemen. Da diese Systeme durch einen sehr hohen Energie- bzw. Stromverbrauch gekennzeichnet sind, wird in neueren Entwicklungen vermehrt Erdwärme als Wärmequelle verwendet.



Bild 3.6 Eisfreihaltung in Verbindung mit Erdwärmesonden (verändert nach Bolk et al, 2007)

Das erste System zur Eisfreihaltung mit Erdwärmekollektoren als Energiequelle wurde 1969 in Trenton (USA) realisiert (Lund, 2000). Seitdem wurden in den USA, Japan, Island, Argentinien, der Schweiz, den Niederlanden und in Deutschland Projekte realisiert (z. B. Würtele et al., 2005; Hanschke et al., 2009; Lund et al., 2011). Derzeit sind weltweit ca. 2 Mio. m² Infrastrukturfläche thermisch aktiviert, wobei der größte Anteil in Island zu finden ist (Lund et al., 2011). Die erste Anlage in Deutschland ist seit 2005 beim Bahnsteig in Barbis (Harz) in Betrieb (Genath, 2011). Die erste "geothermische Brücke" in Deutschland wurde 2009/2010 in Berkenthin errichtet (Hanschke et al., 2009). Ein Überblick über verschiedene Systeme und Projekte zur Eisfreihaltung von Verkehrsinfrastrukturanlagen findet sich z. B. in Lund (2000), Würtele et al. (2005) oder Yu et al. (2014).

Prinzipiell können sowohl geschlossene als auch offene geothermische Systeme (vgl. Kapitel 2.3) als Energiequelle zur Eisfreihaltung verwendet werden. Je nach Energiebedarf und der vorhandenen Quelltemperatur kann bei Systemen der Eisfreihaltung ggf. auf die Installation einer Wärmepumpe verzichtet werden (Bolk et al., 2007). Durch einen Kühlbetrieb im Sommer kann die Asphalttemperatur reduziert werden und die anfallende Wärme kann für den Winterbetrieb im Erdreich gespeichert werden.

Während in den frühen Projekten in den USA noch Erdwärmekollektoren eingesetzt wurden (Lund, 2000), werden in neueren Projekten vorranging Erdwärmesonden oder offene Systeme eingesetzt, da diese über eine höhere Effizienz verfügen und / oder als Speicher eingesetzt werden können. In Japan wird darüber hinaus die Shin-Kiyonaga Bridge durch ihre Gründungspfähle (Energiepfahl) eisfrei gehalten (Dupray et al., 2014). Erdwärmesonden als Energiequelle für die Eisfreihaltung wurden sowohl als Koaxialsonden, Doppel-U-Sonden oder als Wärmerohr ausgeführt. Beim ersten erdgekoppelten Projekt in Japan, welches 1995 unter dem Namen "Gaia Snow-Meltig System" in Betrieb ging, wurde beispielsweise eine Koaxialsonde verwendet

(Morita & Tago, 2000). Das Schweizer System "SERSO" (Sonnen-Energie-Rückgewinnung aus Straßen-Oberflächen) wurde im ersten Piloteinsatz (Autobahnbrücke A8 bei Därlingen) mit einem Erdwärmesondenspeicher betrieben (Würtele et al., 2005). Auch die erste "Bahnsteigbeheizung" in Deutschland in Barbis verfügt über einen Erdwärmesondenspeicher. Das "Winnerway"-System wurde von der Firma Arcadis entwickelt und wurde auch in den Niederlanden eingesetzt (Genath, 2011). In Deutschland wurde von der Firma Hering Bau in Zusammenarbeit mit der TU Darmstadt das System QuaWiDis® ("qualifiziertes Winterdienstsystem") entwickelt und in einem Feldversuch auf dem Firmengelände erprobt (Bolk et al., 2007). Hierbei erfolgte ebenfalls die Kopplung des Absorbersystems mit einem Erdwärmesondenfeld (Doppel-U-Sonden), welches als Energiespeicher betrieben wurde. Ähnliche Feldversuche wurden auch in der Türkei mit Verwendung von U-Sonden durchgeführt (Balbay & Esen, 2010). Erste Pilotprojekte mit einem Wärmerohr wurden in den 1970er Jahren in den USA durchgeführt (Yu et al., 2014). In Deutschland (Bald Waldsee) wird seit 2010 eine Feuerwehrzufahrt mit Hilfe einer Erdwärmesonde mit CO2 als Wärmeträgerfluid erfolgreich eisfrei gehalten (Zorn et al., 2012). Das System wird ebenfalls als Speicher betrieben.

Die Verwendung von offenen Systemen in Verbindung mit einer Eisfreihaltung hat ebenfalls ihren Ursprung in den USA und Japan (Lund, 2000). Hier wird das warme Grundwasser direkt zur "Beheizung" der Fahrbahn genutzt. Auch Systeme in den Niederlanden (Haringvliet) und in Deutschland (Brücke Berkenthin) werden als offene Systeme betrieben. Während in den Niederlanden ein Aquiferspeicher verwendet wird (Würtele et al., 2005), wird in Berkenthin auf einen Schluckbrunnen verzichtet und das "verbrauchte Wasser" in den Elbe-Kanal geleitet (Mackert, 2011). Das derzeit wohl größte Eisfreihaltungssystem in Kombination mit einem Aquiferspeicher wird seit 2009 auf dem Stockholmer Flughafen betrieben (Hägg & Andersson, 2009).

Die erforderlichen Heizleitungen zur Gewährleistung einer Eisfreiheit liegen je nach klimatischen Bedingungen zwischen 130 W/m² und 600 W/m² je nach äußeren Rahmenbedingungen (Wang & Chen 2009; Lund et al., 2010). Die maßgebenden Faktoren sind hierbei die Schneefallmenge, die Lufttemperatur, die Luftfeuchtigkeit und die Windgeschwindigkeit (Chapman, 1952; Lund, 2000). Aus konstruktiver Sicht kann die Aufheizzeit sowie die eisfreie Zeit vor allem durch den Rohrabstand, die Rohrüberdeckung und die Fluidtemperatur beeinflusst werden (Wang & Chen, 2009). Bei Systemen zur Eisfreihaltung werden analog wie bei anderen thermo-aktiven Bauteilen vor allem Absorberrohre auf PE-Basis mit Durchmessern zwischen 20 mm und 25 mm verwendet. Liegt eine hohe Belastung des Straßenbelags vor (z. B. auf Autobahnen) können auch Stahlrohre verwendet werden, wie beispielsweise bei der A8 in der Schweiz (SERSO-System) erfolgt (Würtele et al., 2005). Die Absorberrohre können entweder spiralförmig oder mäanderförmig (U-Schlaufen) verlegt werden. Der Abstand zwischen den Rohrsträngen liegt üblicherweise zwischen 10 cm und 30 cm (Chiasson, 1999). Prinzipiell ist im Gegensatz zu anderen geothermischen Systemen ein möglichst enger Rohrabstand vorteilhaft, um die Oberfläche flächendeckend eisfrei zu halten (Bolk et al., 2007). Vor allem an den Randbereichen, die oftmals durch eine exponierte Lage gekennzeichnet sind, kann es erforderlich sein, den Rohrabstand zu reduzieren.

4 Theoretische Grundlagen zum Wärmetransport

Für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen sind verschiedene Wärmetransportvorgänge zu beachten, welche durch den Temperaturgradienten zwischen Wärmeträgermedium und dem Untergrund hervorgerufen werden. Der Wärmetransport findet dabei immer in Richtung des niedrigeren Temperaturniveaus statt. Im Untergrund wird Wärme entweder über die feste Phase (Korngerüst), die flüssige Phase (Porenwasser und Grundwasser) oder die gasförmige Phase (Porenluft) transportiert. Im Bauteil bzw. in den jeweiligen Bauteilschichten erfolgt der Wärmetransport in der festen Phase, während im Absorbersystem wiederum die feste und die flüssige Phase (Rohre und Wärmeträgermedium) zu beachten sind. In diesem Kapitel werden die zu beachtenden Wärmetransportmechanismen in den verschiedenen Teilsystemen Untergrund, Bauteil und Rohrsystem näher erläutert.

4.1 Wärmetransport im Untergrund

Zur Beschreibung des Wärmetransports im Untergrund wird dieser nicht als Kontinuum, sondern als Mehrphasenmodell abgebildet, da die verschiedenen Bodenkomponenten unterschiedliche (thermische) Eigenschaften aufweisen. Ein natürlich gewachsener Boden setzt sich aus dem Feststoffanteil und dem Porenraum zusammen, welcher entweder mit Wasser, Eis oder Luft gefüllt sein kann (siehe Bild 4.1).



Bild 4.1 Mehrphasenmodell für den Boden

Für einen ungefrorenen Boden ergibt sich ein Dreiphasenmodell aus den Komponenten Feststoff, Wasser und Luft, während für den gefrorenen Boden vier Phasen zu berücksichtigen sind. Der Anteil des ungefrorenen Wassers in einem gefrorenen Boden ist stark von der Bodenart bzw. den Bindungskräften der Partikel abhängig und ist somit vor allem bei bindigen Böden ausgeprägt (z. B. Farouki, 1986; Baier, 2008). Der Anteil des Porenraums am Gesamtvolumen wird über den Porenanteil n ausgedrückt:

$$n = 1 - \frac{\rho_d}{\rho_s} \tag{4-1}$$

In Gleichung (4-1) ist ρ_d die Trockendichte und ρ_s die Korndichte des Bodens. Die Korndichte von Böden liegt zwischen ca. 2.600 kg/m³ für Sand und Kiesböden sowie ca. 2.800 kg/m³ für Ton und ist somit als näherungsweise unabhängig von der Bodenart anzusehen. Im Mittel kann sie zu $\rho_s = 2.650$ kg/m³ gewählt werden (von Soos & Engel, 2008). Die Trockendichte dagegen variiert zwischen ca. 2.200 kg/m³ für Sande und ca. 1.000 kg/m³ für Tonböden (von Soos & Engel, 2009).

Der Anteil der mit wassergefüllten Poren n_w kann über den Wassergehalt w bzw. über den Sättigungsgrad S_r ausgedrückt werden (Gleichung (4-2)). Ein vollgesättigter Boden hat einen Sättigungsgrad von $S_r = 1$.

$$n_{w} = \frac{w}{\rho_{w}} \cdot \rho_{d} = S_{r} \cdot n \tag{4-2}$$

Im Folgenden werden lediglich die Zusammenhänge für ungefrorene Böden aufgezeigt. Thermoaktive Bauteile werden planmäßig keiner Frostbeanspruchung ausgesetzt, um die (statische) Funktion nicht zu beeinträchtigen (VDI 4640-2:2001). Daher wird auf eine Abbildung des Gefrierprozesses innerhalb dieser Arbeit verzichtet. Details zum Wärmetransport in gefrorenen Böden können beispielsweise Orth (2009) oder Baier (2008) entnommen werden.

Der Wärmetransport im Untergrund erfolgt in allen drei Phasen (Feststoff, Wasser und Luft), sodass verschiedene Wärmetransportmechanismen vorliegen können. Im Allgemeinen kann die Wärme durch

- Wärmeleitung (Kapitel 4.1.1),
- Konvektion (Kapitel 4.1.2),
- Wärmestrahlung (Kapitel 4.1.3) oder
- Hydrodynamische Dispersion (Kapitel 4.1.4)

im Untergrund transportiert werden. Weitere Transportvorgänge auf Grund von Speicher-, Austausch- und Umwandlungsprozessen (z. B. Verdunstung, Kondensation, Druckänderungen, radioaktiver Zerfall, biologische und chemische Prozesse) können für die Betrachtung von geothermischen Fragestellungen vernachlässigt werden (Katzenbach, 2013).

Eine Übersicht über den vorherrschenden Wärmetransportmechanismus in Abhängigkeit der Bodenart, wenn keine Grundwasserströmung vorhanden ist, ist in Bild 4.2 dargestellt. In den meisten Böden ist die Wärmeleitung der vorherrschende Transportmechanismus. In sehr groben Böden ist die freie Konvektion im Bodenwasser oder in der Bodenluft vorrangig, während in sehr feinen Böden die Diffusion bzw. der Feuchtetransport maßgebend wird (Farouki, 1986).



Bild 4.2 Mechanismen des Wärmetransports in Böden (nach Farouki, 1986)

Ist eine Grundwasserströmung vorhanden, sind die in Bild 4.2 dargestellten Mechanismus noch mit dem Wärmetransport durch die Strömung (erzwungene Konvektion sowie molekulare Diffusion bzw. Dispersion) zu überlagern (z. B. Bear, 1979; Freeze & Cherry, 1979).

4.1.1 Wärmeleitung (Konduktion)

Die Wärmeleitung beschreibt aus physikalischer Sicht den Wärmeübergang zwischen zwei Molekülen auf Grund eines Temperaturgradienten durch Kontakt. Die Wärmeleitung ist somit nicht mit einer Massenbewegung verbunden.

Der Wärmetransport durch Wärmeleitung wird mathematisch durch das Fouriersche Gesetz beschrieben (Gleichung (4-3)), welches besagt, dass die Wärmestromdichte q [W/m²] proportional zum vorhandenen Temperaturunterschied ist. Die Proportionalitätskonstante ist die Wärmeleitfähigkeit λ [W/(mK)].

$$q(t) = -\lambda \cdot \operatorname{grad} T \tag{4-3}$$

Das negative Vorzeichen ist auf den zweiten Hauptsatz der Thermodynamik zurückzuführen, welcher besagt, dass Wärme immer in Richtung der kälteren Temperaturen strömt. Die Wärmestromdichte ist sowohl vom Ort als auch von der Zeit abhängig und beschreibt den lokalen Wärmestrom P [W] bzw. [J/s], welcher durch eine bestimmte (Querschnitts-)Fläche A fließt. Der Wärmestrom P ist definiert als die Wärmenenge, die über eine bestimmte Zeit übertragen wird und ist somit eine Leistungsgröße.

$$P(t) = \frac{q(t)}{A}$$
(4-4)

Die Wärmeleitung findet im Boden in allen Phasen bzw. zwischen allen Komponenten statt. Für die praktische Anwendung kann die Wärmeleitung im Boden jedoch über eine mittlere Gesamtwärmeleitfähigkeit λ_B (siehe Kapitel 4.4) beschrieben werden. Im Folgenden werden lediglich isotrope Verhältnisse betrachtet, sodass die Wärmeleitfähigkeit als skalare Größe betrachtet werden kann. Ebenso wird eine "effektive" Bodentemperatur verwendet, welche besagt, dass die Temperatur des Feststoffes, des Bodenwassers und der Bodenluft identisch ist. Unter diesen Voraussetzungen lässt sich Gleichung (4-3) wie folgt schreiben:

$$q(t) = -\lambda_{\rm B} \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} \tag{4-5}$$

Hierin ist Δx der Abstand zwischen den Temperaturpunkten in Wärmestromrichtung.

4.1.2 Konvektion

Durch die Konvektion wird der durch einen Stofftransport hervorgerufene Wärmetransport beschrieben. Er kann somit nur vorliegen, wenn das Wärmetransportmedium in Bewegung ist. Die Konvektion beschreibt im Wesentlichen das Mitführen von Wärme im Fluid. Im Untergrund findet Konvektion entweder im Bodenwasser oder in der Bodenluft statt. Für die Beschreibung der Konvektion ist zwischen freier und erzwungener Konvektion zu unterscheiden. Bei der freien Konvektion wird die Bewegung auf Grund von Temperatur- und damit Dichteunterschieden im Medium verursacht, während bei der erzwungenen Konvektion die Bewegung durch äußere Kräfte (z. B. Druck- bzw. Potentialunterschiede, Pumpen) hervorgerufen wird. Im Boden stellt die Grundwasserströmung ein Bespiel für die erzwungene Konvektion dar.

Die Wärmestromdichte infolge eines konvektiven Wärmetransports lässt sich allgemein wie folgt beschreiben:

$$q = \alpha \cdot \Delta T \tag{4-6}$$

Hierin ist α [W/(m²K)] der Wärmeübergangskoeffizient, welcher über die Nusselt-Zahl Nu [-] beschrieben werden kann:

$$Nu = \alpha \cdot \frac{L}{\lambda}$$
(4-7)

Die Nusselt-Zahl ist im Wesentlichen von der Art der Wärmeübertragung (freie oder erzwungene Konvektion), vom durch- bzw. umströmten Medium (Rohr, Wand, poröses Medium, etc.) sowie von der charakteristischen Länge L [m] abhängig. In der Literatur existieren für viele Anwendungsfälle empirische bzw. analytische Ansätze für die Nusselt-Zahl (z. B. VDI, 2006).

Die im Folgenden vorgestellten Zusammenhänge gelten im Wesentlichen für gesättigte Böden, da die Betrachtung teilgesättigter Böden nicht Bestandteil dieser Arbeit ist. Hinweise für die Betrachtung der (freien) Konvektion in teilgesättigten Böden sind beispielsweise in Forsyth & Simpson (1989), Tien & Vafai (1990) oder Nield & Bejan (1992) zu finden.

Freie Konvektion

Freie Konvektion entsteht im Bodenwasser infolge von temperaturbedingten Dichteunterschieden (z. B. Katzenbach, 2013). Die freie Konvektion kann (falls erforderlich) daher durch eine zusätzliche Strömungskomponente (Auftriebsterm) in der Differentialgleichung der Strömung (siehe Kapitel 4.1.5) berücksichtigt werden (Nield & Bejan, 1992; Clauser, 2003).

Zur Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs wird die Rayleigh-Zahl Ra [-] verwendet (siehe Gleichung (4-8)). Liegt die Rayleigh-Zahl unter einem kritischen Wert (kritische Rayleigh-Zahl Ra_{krit}) dominiert die Wärmeleitung, während für Rayleigh-Zahlen größer dem kritischen Wert die Konvektion maßgebend wird (Katzenbach, 2013).

$$Ra = \frac{g \cdot L^3 \cdot \beta_F}{\nu_F \cdot a_T} \cdot \Delta T \tag{4-8}$$

In Gleichung (4-8) sind ΔT [K] die Temperaturdifferenz zwischen der umströmten Oberfläche und dem Fluid, g [m/s²] die Erdbeschleunigung, a_T [m²/s] die Temperaturleitfähigkeit (siehe Kapitel 4.4) und β_F [1/K] bzw. v_F [m²/s] der Ausdehnungskoeffizient bzw. die kinematische Viskosität des Fluids. Die temperaturabhängigen Fluideigenschaften sind dabei für die mittlere Temperatur zwischen Oberfläche und Fluid zu bestimmen.

Zur Beschreibung der freien Konvektion in wassergesättigten Böden kann die Darcy-modifizierte Rayleigh-Zahl Ra_D nach Gleichung (4-9) verwendet werden (VDI, 2006; Katzenbach, 2013). Hierbei wird unterstellt, dass die hervorgerufene Strömung im porösen Medium dem Gesetz nach Darcy unterliegt.

$$Ra_{D} = \frac{g \cdot k \cdot L \cdot \beta_{w}}{\nu_{W} \cdot a_{T}} \cdot \Delta T$$
(4-9)

Die Darcy-modifizierte Rayleigh-Zahl unterscheidet sich von der Rayleigh-Zahl dadurch, dass die charakteristische Länge L nicht in der dritten Potenz vorkommt, sondern durch das Produkt von der Permeabilität des Untergrunds k [m²] und der charakteristischen Länge L [m] ersetzt wird. Für die Betrachtung von Bodenschichten entspricht die charakteristische Länge der Schichtdicke.

In gesättigten Bodenschichten tritt eine freie Konvektion für kritische Rayleigh-Zahlen zwischen Ra_{D,krit} = 12 (beide Ränder durchlässig und wärmeleitend) und Ra_{D,krit} = 40 (beide Ränder undurchlässig und wärmeleitend) auf (Nield & Bejan, 1992). Diese Werte werden in der Natur nur für Kiesböden mit einer hohen Permeabilität (ca. $k > 10^{-8} m^2$) erreicht. Somit bestätigt sich die Tatsache, dass eine freie Konvektion nur in sehr grobkörnigen Böden maßgebend wird (vgl. Bild 4.2).

Erzwungene Konvektion

Erzwungene Konvektion tritt im Boden infolge einer Grundwasserströmung auf, da diese wiederum durch einen Potentialunterschied (hydraulisches Gefälle) erzeugt wird. Prinzipiell wird die Wärme mit der Porengeschwindigkeit innerhalb des Porenraums bewegt (vgl. Bild 4.3). Als maßgebende Beschreibungsgröße für die erzwungene Konvektion auf makroskopischer Ebene wird jedoch die Abstandsgeschwindigkeit v_a [m/s] als mittlere Geschwindigkeit im Porenraum verwendet. Der Einfluss aus der Porengeschwindigkeit wird über die Dispersion (siehe Kapitel 4.1.4) beschrieben.



Bild 4.3 Geschwindigkeiten bei einer Grundwasserströmung (nach Kolymbas, 1998)

Für die praktische Anwendung wird der konvektive Wärmetransport jedoch nicht auf makroskopischer Ebene, sondern innerhalb eines Bodenvolumens betrachtet. Für diesen kann die über das Gesamtvolumen gemittelte Filtergeschwindigkeit $v_f [m/s]$ (oft auch Darcy-Geschwindigkeit genannt) verwendet werden (siehe Bild 4.3). Der Zusammenhang zwischen Filter- und Abstandgeschwindigkeit wird über die effektive Porosität n_{eff} [-] hergestellt:

$$\mathbf{v}_{\mathbf{f}} = \mathbf{v}_{\mathbf{a}} \cdot \mathbf{n}_{\mathbf{eff}} \tag{4-10}$$

Die effektive Porosität beschreibt alle am Transport beteiligten Poren. Nicht enthalten sind somit "dead-end" Poren oder Bereiche in denen Wasser adhäsiv (Haftwasser) oder kapillar gehalten wird. Vor allem für bindige bzw. feinkörnige Böden ist die Unterscheidung zwischen effektiven Porenraum und gesamten Porenraum von Bedeutung, weil hier auf Grund der großen spezifischen Oberfläche der Böden große Bindungskräfte wirken, welche den effektiven Porenraum deutlich reduzieren. Für grobkörnige Böden entspricht der effektive Porenraum im wesentlichem dem Gesamtporenraum.

Der Wärmestrom infolge erzwungener Konvektion innerhalb eines Bodenvolumens ergibt sich in dreidimensionaler Form zu:

$$q = c_{v,w} \cdot \operatorname{div}(\mathbf{v_f} \cdot T) \tag{4-11}$$

Hierin ist $c_{v,W}$ [J/(m³K)] die Wärmekapazität des Bodenwassers. Die Filtergeschwindigkeit v_f wird durch das Gesetz von Darcy beschrieben:

$$v_{f} = k_{f} \cdot i = \frac{k \cdot g}{v_{F}} \cdot \frac{\Delta h}{\Delta L}$$
(4-12)

Das hydraulische Gefälle i [-] als Strömungsursache beschreibt den Potentialunterschied Δh auf der durchströmten Länge ΔL . Da die Viskosität temperaturabhängig ist, ist somit auch der Durchlässigkeitsbeiwert k_f [m/s] temperaturabhängig. Übliche Werte für die Durchlässigkeit, die Permeabilität und die Porosität für verschiedene Bodenarten sind in Tabelle 4.1 dargestellt.

Bodenart	Durchlässigkeit [m/s]	Permeabilität [m²]	Porosität [%]
Kies	> 10 ⁻²	> 10 ⁻⁹	25 - 40
Sand	10 ⁻³ - 10 ⁻⁶	10 ⁻¹⁰ - 10 ⁻¹³	25 - 50
Schluff	10 ⁻⁶ - 10 ⁻⁹	10 ⁻¹³ - 10 ⁻¹⁶	35 - 50
Ton	10 ⁻⁹ - 10 ⁻¹³	10 ⁻¹⁶ - 10 ⁻²⁰	40 - 70

 Tabelle 4.1
 kf-Wert, Permeabilität und Porosität für verschiedene Bodenarten (nach Freeze & Cherry, 1979)

Das Gesetz von Darcy gilt nur für eine laminare Grundwasserströmung. Nach Bear (1979) ist dies solange der Fall, wie die Reynolds-Zahl Re (siehe Gleichung (4-13)) Werte zwischen 1 und 10 nicht überschreitet.

$$\operatorname{Re} = \frac{\operatorname{v_f} \cdot \operatorname{d_w}}{\operatorname{v_w}} \tag{4-13}$$

Reynolds-Zahlen größer als eins werden im Falle einer natürlichen Grundwasserströmung praktisch nicht erreicht. So beträgt beispielsweise die kritische Filtergeschwindigkeit in einem Kiesboden mit einem wirksamen Korndurchmesser $d_w = 0,7$ mm (von Soos & Engel, 2008) bei 10 °C ca. 150 m/d. Grundwasserströmungen außerhalb des laminaren Strömungsbereich sind somit nur in karstigen Gebieten oder in unmittelbarer Nähe von Quellen oder Brunnen vorzufinden (Bear, 1979).

4.1.3 Wärmestrahlung

Der Wärmetransport durch Strahlung im Boden berechnet sich nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz:

$$q = \sigma \cdot \varepsilon \cdot T^4 \tag{4-14}$$

Hierin ist σ die Stefan-Boltzmann-Konstante ($\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m^2K^4)}$), welche die Strahlungsenergie eines schwarzen Körpers beschreibt. Die Temperatur T des abstrahlenden Körpers ist hier in der Einheit Kelvin [K] einzusetzen. Der Emissionsgrad ε beschreibt das tatsächliche Emissionsverhalten des Körpers in Abhängigkeit des Materials und der Oberflächenbeschaffenheit (siehe Kapitel 5.2). Der Wärmetransport infolge Strahlung im Boden kann alternativ in Analogie zur Wärmeleitung über eine Strahlungsleitfähigkeit $\lambda_{\text{Strahlung}}$ [W/(mK)] in Abhängigkeit des Korndurchmessers d_K [m] ausgedrückt werden (VDI, 2006):

$$\lambda_{\text{Strahlung}} = \frac{2B_s + \varepsilon(1 - B_s)}{2(1 - B_s) - \varepsilon(1 - B_s)} \cdot 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot d_K$$
(4-15)

Die Strahlungsdurchlasszahl B_s [-] kann für Porenanteile von ca. 40 % zu B_s = 0,1 angenommen werden (VDI, 2006).

Der Wärmetransport aus Strahlung ist für natürliche Böden in der Regel vernachlässigbar (siehe Bild 4.2), da erst bei sehr hohen Temperaturen im Untergrund (T > 150 °C) und einem geringen Sättigungsgrad eine nennenswerte Strahlungsleitfähigkeit und damit ein spürbarer Wärmestrom vorhanden ist (Kürten et al., 2013b).

4.1.4 Hydrodynamische Dispersion

Die (mechanische) Dispersion beschreibt die Auffächerung bzw. Verteilung einer Temperaturfahne im durchströmten Untergrund. Diese ist darauf zurückzuführen, dass die Wasserteilchen durch den Porenraum umgeleitet werden und sich damit nicht, wie bei der Konvektion angenommen, auf geraden Bahnen bewegen. Darüber hinaus ist auch das Geschwindigkeitsfeld im Porenraum heterogen (vgl. Kapitel 4.1.2). Dies hat zur Folge, dass sich die Wärme nicht nur in Strömungsrichtung sondern auch quer zur Strömung ausbreitet. Die Dispersion wird in der Regel durch Einflüsse aus der Diffusion begleitet. Die Diffusion bewirkt durch den Ausgleich von Konzentrationsunterschieden eine Abschwächung der Wärmeintensität mit steigender Ausbreitungslänge. Da die Vorgänge aus Dispersion und Diffusion in der Praxis nicht klar zu trennen sind, werden diese zur sogenannten hydrodynamischen Dispersion zusammengefasst (Bear, 1979).

Die Wärmestromdichte infolge Dispersion kann wie folgt beschrieben werden:

$$q = \operatorname{div}(\mathbf{D}_{\mathrm{m}} \cdot \operatorname{grad} \mathrm{T}) \tag{4-16}$$

Hierin ist D_m [m²/s] der richtungsabhängige Dispersionskoeffizient (Vektor), welcher im Wesentlichen von der Strömungsgeschwindigkeit abhängt. Eine ausführliche Literaturübersicht zur Bestimmung des Dispersionskoeffizienten findet sich beispielsweise in Delgado (2007) oder Bons et al. (2013). Ein Vergleich von Gleichung (4-3) und Gleichung (4-16) zeigt somit, dass die Dispersion als Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit des Bodens interpretiert werden kann.

Ein einfacher Ansatz zur Ermittlung des Dispersionskoeffizienten lautet wie folgt:

$$D_{m,i} = \alpha_{m,i} \cdot c_{v,w} \cdot |v_f| \tag{4-17}$$

In Gleichung (4-17) ist $\alpha_{m,i}$ [m] die Dispersivität, welche sich in die longitudinale Dispersivität α_L (in Strömungsrichtung) und in die transversale Dispersivität α_T (quer zur Strömung) unterteilt. Die Dispersivität ist im Allgemeinen von der Bodenart (Korngröße, Kornform, Lagerung, etc.), von

der Transportstrecke (Betrachtungsmaßstab), von der Fließgeschwindigkeit und den Eigenschaften des Grundwassers (Temperatur, Viskosität, Dichte, etc.) abhängig (z. B. Molina-Giraldo, 2011). Die Größenordnung der Dispersivität für verschiedene Betrachtungsmaßstäbe ist in Tabelle 4.2 dargestellt. Generell ist die longitudinale Dispersivität stets deutlich größer als die transversale Dispersivität.

Betrachtungs-	Longitudinale Dispersion	Transversale Dispersion	
maßstab	α∟ [m]	α _τ [m]	
Labor	10 ⁻⁴ – 10 ⁻²	0,1 · α∟	
Feld	10 ⁻² – 10 ⁻¹	- (0,01 - 0,3) · α∟	
Regionale Aquifere	10 ¹ – 10 ²		

Tabelle 4.2 Skalenabhängigkeit der Dispersivität (Bertsch, 1978)

Xu & Eckstein (1995) geben folgenden empirischen Zusammenhang zur Ermittlung der longitudinalen Dispersivität in Abhängigkeit der charakteristischen Länge L (Betrachtungsmaßstab) an:

$$\alpha_{\rm L} = 0.83 \cdot (\log_{10} L)^{2.414} \tag{4-18}$$

Die sich ergebenden Dispersivitäten entsprechen der in Tabelle 4.2 angebenden Größenordnung. Molina-Giraldo (2011) bzw. Metzger et al. (2004) publizierten einen maßstabsunabhängigen Ansatz zur Ermittlung der Dispersivität:

$$\alpha_{L;T} = A \cdot \left(\frac{c_{v,w} \cdot v_f}{\lambda_w}\right)^{m-1} \cdot d_w^{m}$$
(4-19)

Hierin ist d_w der (wirksame) Korndurchmesser. Die Koeffizienten betragen für die longitudinale Dispersion A = 0,073 und m = 1,59 und für die transversale Dispersivität A = 0,03 - 0,05 bzw. m = 1,00 (Metzger et al., 2004). Die aus Gleichung (4-19) resultierenden Dispersivitäten für verschiedene Bodenarten sind in Tabelle 4.3 für eine Grundwassertemperatur von 10 °C und einer Geschwindigkeit von 1 m/d dargestellt.

Bodenart	Longitudinale Dispersion α_L [m]	Transversale Dispersion α_T [m]
Kies	1,2 · 10 ⁻²	1,9 · 10 ⁻³ - 3,1 · 10 ⁻³
Sand	5,1 · 10 ⁻⁵	6,0 · 10 ⁻⁵ - 1,0 · 10 ⁻⁴
Schluff	2,1 · 10 ⁻⁷	1,9 · 10 ⁻⁶ - 3,1 · 10 ⁻⁶
Ton	8,6 · 10 ⁻¹⁰	6,0 · 10 ⁻⁸ - 1,0 · 10 ⁻⁷

 Tabelle 4.3
 Dispersivität in Abhängigkeit der Bodenart (nach Gleichung (4-19))

Ein Vergleich zwischen der longitudinalen und der transversalen Dispersion zeigt, dass für kleine Korndurchmesser die transversale Dispersion größer ist als die longitudinale Dispersion. Dies widerspricht den allgemeinen Aussagen zum Verhältnis zwischen transversaler und longitudinaler Dispersivität. Die Koeffizienten A und m in Gleichung (4-19) wurden empirisch für einen konstanten Korndurchmesser von 2 mm in Abhängigkeit der Grundwassergeschwindigkeit ermittelt. Somit ist die Gültigkeit der Koeffizienten für sehr kleine Korndurchmesser zu hinterfragen.

Die Berücksichtigung der hydrodynamischen Dispersion bei der Simulation von geothermischen Fragestellungen bzw. bei der Berechnung des Wärmetransports im Untergrund ist nicht unumstritten, daher existieren sowohl Ansätze mit und ohne Dispersion (Ferguson, 2007; Hidalgo et al., 2009; Molina-Giraldo, 2011). Die Vernachlässigung der Dispersion wird meistens damit begründet, dass für übliche Grundwassergeschwindigkeiten die thermische Diffusion (ausgedrückt durch die Temperaturleitfähigkeit) deutlich größer ist als die hydrodynamische Dispersion (Bear, 1979). Analytische Untersuchungen von Molina-Giraldo (2011) oder Hähnlein et al. (2010) sowie numerische Simulationen von Hidalgo et al. (2009) zeigen jedoch, dass vor allem die Ausbildung der Temperaturfahnen im Untergrund deutlich vom Ansatz einer Dispersion abhängt. Hierbei ist die Dispersivität in Abhängigkeit des Betrachtungsmaßstabs zu bestimmen (Tabelle 4.2 oder Gleichung (4-18)). Eine Ermittlung alleine auf Basis der Kornverteilung und damit der Geschwindigkeit ist dagegen nicht zielführend, da die daraus hervorgerufenen Änderungen in der Temperaturfahne auch für große Geschwindigkeiten gering sind (Molina-Giraldo, 2011). Die Auswirkungen der Dispersion auf die ermittelte Entzugsleistung einer geothermischen Anlage sind dagegen relativ gering (Hidalgo et al., 2009).

4.1.5 Wärmetransportgleichung

Die mathematische Beschreibung des Wärmetransports im Untergrund erfolgt auf Basis der Wärmebilanz an einem Bodenelement durch eine Differentialgleichung (DGL). Im Weiteren werden nur die Transportvorgänge aus Wärmeleitung, erzwungener Konvektion und Dispersion betrachtet. Effekte aus freier Konvektion und Wärmestrahlung werden für die Betrachtung von thermo-aktiven Bauteilen vernachlässigt (vgl. Kapitel 4.1.2 und Kapitel 4.1.3). Unter der Annahme eines inkompressiblen, isotropen, homogenen, porösen Mediums sowie einer laminaren Grundwasserströmung ergibt sich die Änderung des Energieinhalts des Kontrollvolumens pro Zeiteinheit nach Gleichung (4-20).

$$c_{v,B}\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_{i}} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x_{i}} \cdot \left(\lambda_{B,i} + D_{m,i}\right)\right) - c_{v,w} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x_{i}} \cdot v_{f,i}\right) + Q$$
(4-20)

Mit Q [W/m³] werden Wärmequellen oder -senken innerhalb des Bodenvolumens betrachtet. Ein Beispiel für eine Wärmequelle ist eine geothermische Anlage bzw. ein thermo-aktives Bauteil. Die Wärmekapazität $c_{v,B}$ sowie die Wärmeleitfähigkeit λ_B sind dabei für das Mehrphasensystem Boden zu bestimmen (siehe Kapitel 4.4). Die Eigenschaften des Bodens und des Grundwasser sind weiterhin als temperaturabhängige Größen zu definieren. In ungesättigten Böden führen Temperaturänderungen darüber hinaus zu Wassergehaltsänderungen, die wiederum die Eigenschaften des Bodens beeinflussen können (Infante et al., 2012; McCartney et al., 2013).

4.2 Wärmetransport im bzw. am Bauteil

Bei thermo-aktiven Bauteilen ist prinzipiell zwischen dem Wärmetransport im Untergrund infolge des Wärmeentzugs und / oder Wärmeeintrags sowie dem Wärmetransport im Bauteil zu unterscheiden. Die Kopplung dieser beiden Vorgänge kann über die Temperatur oder den Wärmestrom an der Bauteiloberfläche erfolgen. Während im Bauteil hauptsächlich Wärmeleitung vorliegt, kann das Temperaturfeld im Umfeld eines thermo-aktiven Bauteils auch durch konvektive Wärmetransportvorgänge (z. B. beim Vorhandensein einer Grundwasserströmung) beeinflusst werden. Weiterhin ist zwischen stationären und instationären Vorgängen zu unterscheiden. Während die Temperaturausbreitung im Untergrund durch ein instationäres Wärmetransportproblem zu beschreiben ist, wird für den Wärmetransport im Bauteil in der Regel ein stationärer Wärmetransport unterstellt.

4.2.1 Temperaturausbreitung im Untergrund infolge des thermo-aktiven Bauteiles (instationärer Wärmetransport)

Zur Beschreibung der Temperaturausbreitung im Untergrund infolge des Betriebs eines thermo-aktiven Bauteils lassen sich die in Kapitel 3 vorgestellten Systeme prinzipiell auf zwei Grundprobleme der eindimensionalen instationären Wärmeleitung zurückführen, wenn keine Grundwasserströmung vorhanden ist. Flächige Bauteile (z. B. Energiewände oder Systeme zur Eisfreihaltung) lassen sich als halbunendliche Platte approximieren, während linienförmige Systeme (Erdwärmesonden, Energiepfähle oder Energietunnel) als unendlicher Körper mit zylindrischen Hohlraum abgebildet werden können (z. B. Adam & Markiewicz, 2002a; Koenigsdorff, 2009).

Die DGL zur Beschreibung eines ebenen Temperaturfelds T(x,t) lautet für den Fall der eindimensionalen instationären Wärmeleitung (VDI, 2006):

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_{T} \cdot \frac{\partial^{2} T}{\partial x^{2}}$$
(4-21)

Für ein zylindrisches (rotationssymmetrisches) Temperaturfeld T(r,t) gilt entsprechend (VDI, 2006):

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{a_T}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + a_T \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial r^2}$$
(4-22)

Die Gleichungen (4-21) und (4-22) gelten für den Fall, dass keine inneren Wärmequellen vorliegen. Ist eine innere Wärmequelle $Q [W/m^3]$ vorhanden, ist die Differentialgleichung um einen Quellterm zu erweitern:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_T \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{Q}{c_v}$$
(4-23)

Die Lösungen für die DGL können auf Basis der Randbedingungen für die jeweiligen Systeme bestimmt werden. Dabei ist zwischen einer Randbedingung 1. Art (Dirichlet) und einer Randbedingung 2. Art (Neumann) zu unterscheiden. Während bei einer Randbedingung 1. Art die Temperatur an der Bauteiloberfläche als bekannt angesetzt wird, wird bei einer Randbedingung 2. Art der Wärmestrom bzw. die Wärmestromdichte an der Bauteiloberfläche (in Richtung der Oberflächennormalen) vorgegeben:

$$\Gamma(x \text{ bzw. } r = 0, t) = T_{bW} \quad (\text{Randbedingung 1. Art})$$
(4-24)

$$q(x bzw. r = 0, t) = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n}$$
 (Randbedingung 2. Art) (4-25)

Bei der Berechnung von geothermischen Systemen wird in der Regel eine Randbedingung 2. Art verwendet, da die erforderliche Wärmestromdichte aus dem Energiebedarf des Gebäudes abgeleitet werden kann.

Erdwärmesonden sowie in Grenzen Energiepfähle und Energietunnel können als linien- bzw. zylinderförmige Heizquellen abgebildet werden, welche komplett von einem unendlich ausgedehnten Körper umschlossen sind (Linienquellentheorie). Der Wärmeentzug und damit die Temperaturausbreitung finden dann rotationssymmetrisch in horizontaler Richtung statt, sodass Gleichung (4-22) maßgebend ist. Eine Lösung der Differentialgleichung für die radiale Temperaturausbreitung im Umfeld des Bauteils auf Basis der Linienquellentheorie lautet dann (z. B. Gehlin, 2002):

$$T(\mathbf{r}, \mathbf{t}) = \frac{q'}{4\pi \cdot \lambda} \cdot E_1 \left(\frac{\mathbf{r}^2}{4 \cdot \mathbf{a}_T \cdot \mathbf{t}} \right) + T_0$$
(4-26)

Hierin ist $E_1(x)$ die Integralexponentialfunktion 1. Ordnung, welche für große Zeiträume $(a_T \cdot t / r^2 > 5)$ über die Eulersche Konstante ($\gamma = 0,57721$) angenähert werden kann. Für die radiale Temperaturausbreitung gilt dann (z. B. Gehlin, 2002):

$$T(r,t) = \frac{q'}{4\pi \cdot \lambda} \left[\ln\left(\frac{4 \cdot a_T \cdot t}{r^2}\right) - \gamma \right] + T_0$$
(4-27)

In Gleichung (4-27) ist q' als Wärmeentzugsleistung pro Meter Bauteillänge [W/m] einzusetzen. Gleichung (4-27) bildet auch die Basis für die meisten (analytischen) Berechnungsansätze für Erdwärmesonden (siehe Kapitel 7.1) oder die Auswertung von Thermal Response Tests (siehe Kapitel 4.4). Dabei wird die Temperatur am Bohrlochrand ($r = r_b$) zu Grunde gelegt:

$$T_{bW}(t) = \frac{q'}{4\pi \cdot \lambda} \left[\ln\left(\frac{4 \cdot a_T \cdot t}{r_b^2}\right) - \gamma \right] + T_0$$
(4-28)

Für flächige Bauteile, wie z. B. Energiewände, kann das System als halbunendlicher Körper approximiert werden, sodass hier Gleichung (4-21) als Grundlage dient. Die Temperatur für eine vorgegebene Wärmstromdichte (Randbedingung 2. Art) im Abstand x von der Wand zum Zeitpunkt t lässt sich dann wie folgt beschreiben (z. B. Koenigsdorff, 2009):
$$T(x,t) = \frac{2 \cdot q}{\sqrt{\lambda \cdot c_v}} \cdot \sqrt{t} \cdot \operatorname{ierfc}\left(\frac{x}{2 \cdot \sqrt{a_T \cdot t}}\right) + T_0$$
(4-29)

Hierin ist ierfc(x) das Integral der komplementären Fehlerfunktion. Für x = 0 (Bauteiloberfläche) nimmt dieses den Wert $1/\sqrt{\pi}$ an. Die Oberflächentemperatur zum Zeitpunkt t ergibt sich damit zu:

$$T_{bW}(t) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{q}{\sqrt{\lambda \cdot c_v}} \cdot \sqrt{t} + T_0$$
(4-30)

Für die Vorgabe einer Wandtemperatur (Randbedingung 1. Art) ergibt sich die Wärmestromdichte $q [W/m^2]$ im Abstand x von der Wand zum Zeitpunkt t analog zu:

$$q(x,t) = (T_{bw} - T_0) \cdot \sqrt{\frac{\lambda \cdot c_v}{\pi}} \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \exp\left(\frac{x^2}{4 \cdot a_T \cdot t}\right)$$
(4-31)

Für die Wandoberfläche (x = 0) gilt dann:

$$q_{bW}(t) = (T_{bw} - T_0) \cdot \sqrt{\frac{\lambda \cdot c_v}{\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{t}}}$$
(4-32)

4.2.2 Wärmetransport im thermo-aktiven Bauteil

Die Temperatur bzw. der Wärmestrom an der Bauteiloberfläche wird neben den Einflüssen aus dem Untergrund durch den Wärmetransport im Bauteil und somit durch das Absorbersystem bestimmt. Bei rotationssymmetrischen Systemen kann ein Zusammenhang zwischen der (mittleren) Fluidtemperatur T_F und der Temperatur an der Bauteiloberfläche T_{bW} über den (effektiven) Wärmeübergangswiderstand des Gesamtsystems R_{ges} [mK/W] hergestellt werden (siehe Gleichung (4-33)).

$$T_{\rm F} = q' \cdot R_{\rm ges} + T_{\rm bW} \tag{4-33}$$

Bei flächigen Bauteilen findet in der Regel ein Wärmetransport in zwei Richtungen statt (siehe Bild 4.4). Die Formulierung eines einzelnen Gesamtwiderstands ist dann nicht mehr möglich. Der Zusammenhang zwischen mittlerer Fluidtemperatur und den Oberflächentemperaturen innen und außen lautet in diesem Fall (z. B. Koschenz & Lehmann, 2000):

$$q = \frac{1}{R_{a}} \cdot \left(T_{F} - T_{bW,a} \right) + \frac{1}{R_{b}} \cdot \left(T_{F} - T_{bW,i} \right)$$
(4-34)

In Gleichung (4-34) sind R_a und R_b [m²K/W] die (effektiven) Wärmeübergangswiderstände nach außen (q₁) und nach innen (q₂). Ist der Wärmestrom q₂ vernachlässigbar klein (z. B. durch das Aufbringen einer Wärmedämmung an der Innenseite des Bauteils) vereinfacht sich Gleichung (4-34) zu Gleichung (4-33). In diesem Fall kann auch für flächige Bauteile ein (effektiver) Gesamtwiderstand $R_{ges} = R_a$ [m²K/W] angegeben werden.



Bild 4.4 (Effektive) Thermische Widerstände für ein flächiges thermo-aktives Bauteil

Die Wärmeübergangswiderstände sind bauteilspezifisch und setzen sich aus verschiedenen Komponenten zusammen. Einzelheiten zur Bestimmung der Wärmeübergangswiderstände für verschiedene geothermische Systeme finden sich in Kapitel 7 und 8.

Bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen, die in ein Bauwerk integriert sind (z. B. Kellerwände), liegen auf den beiden Wandseiten in der Regel unterschiedliche Umgebungstemperaturen vor, wodurch ein zusätzlicher Wärmestrom im Bauteil erzeugt wird (siehe Bild 4.4). Dieser kann wiederum auf Basis des eindimensionalen Wärmetransports beschrieben werden:

$$q = U \cdot (T_{bW,i} - T_{bW,a}) \tag{4-35}$$

Der Wärmedurchgangskoeffizient U [W/(m²K)] ist der Kehrwert des thermischen Widerstands der Wand R_{Wand} [m²K/W] und ist von der Wärmeleitfähigkeit λ und der Dicke des Bauteils d abhängig (Gleichung (4-36)).

$$U = \frac{1}{R_{Wand}} = \frac{\lambda}{d}$$
(4-36)

Besteht ein Bauteil aus mehreren Schichten ergibt sich der gesamte Widerstand aus der Summe der Widerstände der einzelnen Schichten (Reihenschaltung). Der Wärmedurchgangskoeffizient für eine mehrschichtige Wand lautet:

$$U = \frac{1}{\sum R_{i}} = \frac{1}{R_{s,e} + \sum \frac{d_{i}}{\lambda_{i}} + R_{s,i}}$$
(4-37)

Hierin sind $R_{s,e}$ und $R_{s,i}$ der äußere bzw. innere Wärmeübergangswiderstand. Diese bilden Einflüsse aus Konvektion und Strahlung in der Grenzschicht zwischen Bauteiloberfläche und umgebenden Medium ab (DIN EN ISO 6946:2008). Für wärmeschutztechnische Berechnungen und horizontal gerichtete Wärmeströme (wie für die hier betrachteten thermo-aktiven Bauteile maßgebend) betragen die Wärmeübergangswiderstände nach DIN EN ISO 6946:2008 $R_{s,i} = 0,13 \text{ m}^2\text{K/W}$ und $R_{s,e} = 0,04 \text{ m}^2\text{K/W}$, wenn die Bauteiloberfläche an eine Luftschicht grenzt.

Für Bauteile die an Erdreich grenzen, wird der äußere Wärmeübergangswiderstand je nach Berechnungsziel teilweise zu Null gesetzt (Schneider Bautabellen, 2012). Damit wird unterstellt, dass keine Einflüsse aus Konvektion (oder Strahlung) vorliegen, sodass sich an der Bauteiloberfläche keine Grenzschicht ausbildet. Die Temperatur der Bauteiloberfläche entspricht dann der Untergrundtemperatur. Die wärmeschutztechnische Berechnung von erdberührenden Bauteilen erfolgt nach DIN EN ISO 13370:2008. Hierin werden die Einflüsse aus dem Untergrund über eine wirksame Bauteildicke abgebildet und die Werte für die äußeren Wärmeübergangswiderstände nach DIN EN ISO 6946:2008 verwendet.

Für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen ist der Ansatz eines pauschalen äußeren Wärmeübergangswiderstands $R_{s,e}$ nicht erforderlich, wenn die Einflüsse aus dem Untergrund durch einen "Bodenwiderstand" abgebildet werden. Dieser kann mit den in den Kapiteln 4.2.1, 4.2.3 bzw. Kapitel 7 und 8 vorgestellten Methoden ermittelt werden.

4.2.3 Konvektion an der Bauteiloberfläche

Durch ein thermo-aktives Bauteil (Wärmequelle) wird ein Temperaturgefälle im Untergrund erzeugt, wodurch eine Bewegung des Bodenwassers stattfindet. Somit können an der Grenzschicht zwischen Bauteil und Untergrund konvektive Wärmetransportvorgänge (freie Konvektion) hervorgerufen werden (vgl. Bild 4.2). Ist zusätzlich eine Grundwasserströmung vorhanden, überwiegt der Einfluss aus einer erzwungenen Konvektion (siehe Kapitel 4.1.2).

Freie Konvektion

Der Einfluss einer freien Konvektion kann über eine problemangepasste Nusselt-Zahl abgebildet werden. Diese ist in diesem Fall eine Funktion der Darcy-modifizierten Rayleigh-Zahl (vgl. Gleichung (4-9)), wobei als charakteristische Länge die Bauteilhöhe verwendet wird. Einflüsse aus einer freien Konvektion an der Bauteiloberfläche sind somit nur für sehr grobkörnige Böden von Bedeutung (vgl. Kapitel 4.1.2).

Für eine vertikale Wand mit einer konstanten Wärmestromdichte (Randbedingung 2. Art) kann die Nusselt-Zahl wie folgt berechnet werden (Nield & Bejan, 1992):

$$Nu = 1,044 \cdot \sqrt{Ra_D} \tag{4-38}$$

Die Wärmestromdichte ergibt sich dann zu:

$$q = Nu \cdot \frac{\lambda_B}{L} \cdot (T_{bW} - T_0) = \frac{1}{R_{conv,B}} \cdot (T_{bW} - T_0)$$
(4-39)

Die Wärmestromdichte infolge freier Konvektion für einen vertikalen Zylinder unterscheidet sich von dem für eine senkrechte Platte lediglich durch die abweichende Form der Wärmeübertragungsfläche. Die Wärmestromdichte infolge freier Konvektion bei einer zylinderförmigen Wärmequelle kann nach Nield & Bejan (1992) daher aus der Wärmestromdichte für eine Wand abgeleitet werden:

$$q_{Zylinder} = q_{Wand} \cdot \left(1 + 0.26 \cdot \frac{2 \cdot H_{Zylinder}}{r \cdot \sqrt{Ra_D}}\right)$$
(4-40)

Hierin ist $H_{Zylinder}$ die Höhe und r der Radius des Zylinders. Die Darcy-modifizierte Rayleigh-Zahl wird wiederum mit der Zylinderhöhe $H_{Zylinder}$ als charakteristische Länge L ermittelt. Ein Vergleich zwischen Gleichung (4-39) und Gleichung (4-40) zeigt, dass die Wärmestromdichte in Folge freier Konvektion entlang eines Zylinders somit größer ist, als entlang einer ebenen Wand mit selber Wärmeübertragungsfläche (Tien & Vafai, 1990).

Erzwungene Konvektion

Eine im Untergrund eingebettete Wärmequelle, welche von Grundwasser umströmt wird, kann mathematisch über die Theorie der "Moving-Heat-Source" (MHS) abgebildet werden. Die mathematische Beschreibung der Temperaturverteilung in einem (infiniten) Körper, in welchem sich eine Wärmequelle mit konstanter Geschwindigkeit bewegt, wurde ursprünglich von Rosenthal (1946) für die Anwendung Metallverarbeitung in der formuliert. Die Temperaturverteilung wird darin auf Basis der instationären Wärmetransportgleichung (siehe Gleichung (4-21)) beschrieben. Die Theorie der MHS wurde darauf aufbauend von mehreren Autoren auf verschiedene Formen der Wärmequelle (Punkt-, Linienquellen, Rechteck) sowie Anwendungsfälle angepasst (z. B. Carslaw & Jäger, 1946; Zubair & Chaudhry, 1996). Die Theorie besagt auch, dass sowohl bewegliche Wärmequellen als auch ortsfeste Wärmequellen, die sich in einem bewegten Medium befinden, auf gleiche Weise abgebildet werden können. Somit ist die MHS für die Anwendung bei geothermischen Anlagen im Grundwasser geeignet. Dies wurde erstmals von Sutton et al. (2003) und Diao et al. (2004) publiziert.

Die MHS-Theorie für eine Wärmequelle im Boden basiert auf der Lösung der DGL für den Wärmetransport im Boden (siehe Gleichung (4-20)) und deren Lösungen für ein Temperaturfeld im Umfeld einer Wärmequelle (siehe Kapitel 4.2.1). Der Schwerpunkt der Wärmequelle liegt dabei im Koordinatenursprung und die Strömung erfolgt in x-Richtung. Für die jeweiligen Randbedingungen der Wärmequelle kann dann das dreidimensionale Temperaturfeld im Umfeld der Wärmequelle beschrieben werden. Einzelheiten hierzu können beispielsweise Jäger (1942) entnommen werden. Für die Berechnung von geothermischen Anlagen wird in der Regel angenommen, dass der Wärmetransport ausschließlich in horizontaler Richtung (x,y-Ebene) erfolgt und ein Wärmetransport in z-Richtung vernachlässigbar ist (Ingersoll et al., 1954; Mottaghy & Dijkshoorn, 2012). Daher werden im Folgenden nur die Zusammenhänge für zweidimensionale Temperaturfelder für eine Linienquelle und einen halbunendlichen Körper dargestellt.

Eine Lösung für das zweidimensionale (instationäre) Temperaturfeld im Umfeld einer in z-Richtung ausgedehnten Linienquelle für eine Randbedingung 2. Art lautet (Zubair & Chaudhry, 1996; Sutton et al., 2002):

$$\Delta T(x, y, t) = \frac{q'}{4\pi \cdot \lambda_{B}} \exp\left(\frac{v_{T} \cdot x}{2a_{T}}\right) \cdot \int_{(x^{2} + y^{2})/4a_{T}t}^{\infty} \frac{1}{\xi} \cdot \exp\left[-\xi - \frac{v_{T}^{2} \cdot (x^{2} + y^{2})}{16 \cdot a_{T}^{2} \cdot \xi}\right] d\xi$$
(4-41)

Hierin ist v_T [m/s] die effektive Wärmetransportgeschwindigkeit $v_T = c_{v,w}/c_{v,B}$ und q' [W/m] die Leistung pro Meter Bauteillänge bzw. Tiefe. Das Integral in Gleichung (4-41) ist als "allgemeine

unvollständige Gamma-Funktion" $\Gamma(a,x,b)$ definiert (Gleichung (4-42)), für welche Lösungen beispielsweise in Chaudhry & Zubair (1994) dokumentiert sind.

$$\Gamma(a, x, b) = \int_{x}^{\infty} \xi^{a-1} \cdot \exp\left[-\xi - \frac{b}{\xi}\right] d\xi$$
(4-42)

Damit lässt sich Gleichung (4-41) wie folgt schreiben:

$$\Delta T(x, y, t) = \frac{q}{4\pi \cdot \lambda_{B}} \exp\left(\frac{v_{T} \cdot x}{2a_{T}}\right) \cdot \Gamma\left(0, \frac{(x^{2} + y^{2})}{4a_{T} \cdot t}, \frac{v_{T}^{2} \cdot (x^{2} + y^{2})}{16 \cdot a_{T}^{2}}\right)$$
(4-43)

Für den stationären Zustand vereinfacht sich Gleichung (4-42) wie folgt (Molina-Giraldo, 2011):

$$\Delta T(x,y) = \frac{q}{2\pi \cdot \lambda_{B}} \exp\left(\frac{v_{T} \cdot x}{2a_{T}}\right) \cdot K_{0}\left(\frac{v_{T} \cdot \sqrt{x^{2} + y^{2}}}{2a_{T}}\right)$$
(4-44)

Hierin ist K_0 die modifizierte Besselfunktion zweiter Art nullter Ordnung, deren Funktionswert mit Hilfe eines Kalkulationsprogramms bestimmt werden kann.

Die allgemeine Beschreibung des Temperaturfelds für eine in x-Richtung umströmte rechteckige Wärmequelle mit den Abmessungen 2a in x-Richtung und 2b in y-Richtung, welche sich an der Oberfläche (z = 0) befindet, lautet (Jaeger, 1942):

$$\Delta T(x, y, z, t) = \frac{q \cdot a_{T}}{2 \cdot \lambda_{B} \cdot v_{T} \cdot \sqrt{2\pi}} \int_{0}^{v_{T}^{2} \cdot t/2a_{T}} \exp\left(-\frac{v_{T}^{2} \cdot z^{2}}{8a_{T}^{2} \cdot u}\right)$$
$$\cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (y+b)}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (y-b)}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) \right]$$
$$\cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (x+a) + u}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (x-a) + u}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) \right] \cdot \frac{du}{\sqrt{u}}$$
(4-45)

Hierin ist erf(x) die Gaußsche Fehlerfunktion, mit den Eigenschaften $erf(\infty) = 1$ und $erf(-\infty) = -1$. Für den Fall des halbunendlichen Körpers (vgl. Kapitel 4.2.1) kann Gleichung (4-45) entsprechend vereinfacht werden. Im Gegensatz zur Linienquelle ist hierbei auch die Strömungsrichtung zu beachten. Für ein längsangeströmtes Bauteil (b $\rightarrow \infty$) gilt (Jaeger, 1942):

$$\Delta T(\mathbf{x}, \mathbf{z}, \mathbf{t}) = \frac{\mathbf{q} \cdot \mathbf{a}_{\mathrm{T}}}{\sqrt{2\pi} \cdot \lambda_{\mathrm{B}} \cdot \mathbf{v}_{\mathrm{T}}} \int_{0}^{\mathbf{v}_{\mathrm{T}}^{2} \cdot \mathbf{t}/2\mathbf{a}_{\mathrm{T}}} \exp\left(-\frac{\mathbf{v}_{\mathrm{T}}^{2} \cdot \mathbf{z}^{2}}{8\mathbf{x}^{2} \cdot \mathbf{u}}\right)$$
$$\cdot \left[\mathrm{erf}\left(\frac{\mathbf{v}_{\mathrm{T}} \cdot (\mathbf{x} + \mathbf{a}) + \mathbf{u}}{2\mathbf{a}_{\mathrm{T}} \cdot \sqrt{2\mathbf{u}}}\right) - \mathrm{erf}\left(\frac{\mathbf{v}_{\mathrm{T}} \cdot (\mathbf{x} - \mathbf{a}) + \mathbf{u}}{2\mathbf{a}_{\mathrm{T}} \cdot \sqrt{2\mathbf{u}}}\right) \right] \cdot \frac{\mathrm{d}\mathbf{u}}{\sqrt{\mathbf{u}}}$$
(4-46)

Für eine Queranströmung $(a \rightarrow \infty)$ gilt in analoger Form:

$$\Delta T(y, z, t) = \frac{q \cdot a_{T}}{\sqrt{2\pi} \cdot \lambda_{B} \cdot v_{T}} \int_{0}^{v_{T}^{2} \cdot t/2a_{T}} \exp\left(-\frac{v_{T}^{2} \cdot z^{2}}{8x^{2} \cdot u}\right)$$
$$\cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (y+b)}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{v_{T} \cdot (y-b)}{2a_{T} \cdot \sqrt{2u}}\right) \right] \cdot \frac{du}{\sqrt{u}}$$
(4-47)

Der Einfluss einer erzwungenen Konvektion auf den Wärmeübergang zwischen Boden und Bauteil kann alternativ auch über die Nusselt-Zahl beschrieben werden (vgl. Kapitel 4.1.2), wenn eine explizite Abbildung der Temperaturausbreitung im Untergrund nicht erforderlich ist. Als maßgebende Temperaturdifferenz ist hierbei wiederum die Differenz zwischen der Temperatur der Bauteiloberfläche und dem umgebenden Medium anzusetzen. Für die systemabhängige Nusselt-Zahl existieren für verschiedene Formen der Wärmequelle (vertikale oder horizontale Platten, Zylinder, Kugeln, etc.) (empirische) Ansätze. Eine ausführliche Zusammenfassung ist beispielsweise in Tien & Vafai (1990) oder Nield & Bejan (1992) zu finden.

Für die Beschreibung der erzwungenen Konvektion ist die Nusselt-Zahl eine Funktion der dimensionslosen Péclet-Zahl (Gleichung (4-48)), welche aus dem Produkt von Reynolds-Zahl und Prandtl-Zahl gebildet wird und das Verhältnis zwischen advektiven und diffusiven Wärmetransport beschreibt.

$$Pe = Re \cdot Pr = \frac{L \cdot v_f}{a_T}$$
(4-48)

Die charakteristische Länge L ist vom Anwendungsfall abhängig. Für eine ebene Wand kann für L die Wandlänge (in Strömungsrichtung) gewählt werden. Für ein zylinderförmiges Bauteil wird der Durchmesser als charakteristische Länge gewählt.

Für eine längsangeströmte Wand und eine Randbedingung 2. Art für die Wärmequelle (konstanter Wärmestrom) berechnet sich die Nusselt-Zahl wie folgt (Nield & Bejan, 1992):

$$Nu = 1,128 \cdot \sqrt{Pe_L} \tag{4-49}$$

Für einen umströmten Zylinder mit dem Durchmesser D als charakteristische Länge gilt entsprechend (Nield & Bejan, 1992):

$$Nu = 1,015 \cdot \sqrt{Pe_D} \tag{4-50}$$

Die Wärmestromdichte auf Grund des Temperaturunterschieds zwischen dem Untergrund und dem Bauteil kann dann analog zur freien Konvektion nach Gleichung (4-39) berechnet werden.

4.3 Wärmetransport im Absorbersystem

Zur Beschreibung des Wärmetransports im Absorbersystem (Rohrsystem) sind vor allem die Wärmeleitung in der Rohrwand und die erzwungene Konvektion durch die Strömung des Wärmeträgerfluids von Bedeutung. Die Wärmeleitung im Wärmeträgerfluid ist dagegen nur für den Fall eines stehenden Fluids (kein aktiver Wärmeentzug) von Bedeutung.

4.3.1 Fluidmechanische Grundlagen und Kennzahlen einer Rohrströmung

Zur Beschreibung einer Rohrströmung werden in der Regel verschiedene dimensionslose Kennzahlen verwendet, die es ermöglichen verschiedene Vorgänge mit Hilfe der Ähnlichkeitstheorie zu vergleichen. Die Ähnlichkeitstheorie besagt, dass zwei Vorgänge vergleichbar sind, wenn die entsprechende charakterisierende Kennzahl gleich ist.

Die Eigenschaften des Wärmeträgerfluids sind temperaturabhängig (siehe Kapitel 0). Die Temperaturen im Rohrsystem sind jedoch weder über den Rohrquerschnitt noch über die Rohrlänge konstant. Die physikalischen Eigenschaften des Fluids werden daher im Folgenden stets für die mittlere Fluidtemperatur (siehe Gleichung (4-51)) bestimmt.

$$T_{\rm m} = \frac{T_{\rm F,ein} + T_{\rm F,aus}}{2} \tag{4-51}$$

Eine wesentliche Kennzahl zur Beschreibung des Geschwindigkeitsfelds im Rohr ist die Reynolds-Zahl Re. Sie beschreibt das Verhältnis zwischen Trägheits- und Zähigkeitskräften und ist im Falle der Rohrströmung wie folgt definiert:

$$Re = \frac{v \cdot d_i \cdot \rho_F}{\eta_F}$$
(4-52)

Hierin ist η_F bzw. ρ_F die dynamische Viskosität bzw. Dichte des Fluids und d_i der Innendurchmesser des Rohrs. Bezüglich des Strömungszustands im Rohr lassen sich dann in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl drei Fälle unterscheiden:

- Re < 2.300 laminare Strömung,
- 2.300 < Re < 10.000 Übergangsbereich,
- Re > 10.000 turbulente Strömung.

Im Falle einer laminaren Strömung bewegen sich die Fluidteilchen auf parallelen Stromfäden innerhalb des Rohrquerschnitts. Eine Vermischung in Querrichtung findet dabei nicht statt, sodass zwischen den Stromfäden lediglich Zähigkeitskräfte wirken (Marek & Nitsche, 2010). Mit steigender Geschwindigkeit treten vermehrt Querbewegungen der Fluidteilchen auf, die zu einer turbulenten Strömung und damit zu einer zeitlich und räumlich ungeordneten Bewegung der Fluidteilchen mit Verwirbelungen führen. Die Ausbildung der Turbulenz ist jedoch von vielen Faktoren abhängig (z. B. Art der Zuströmung, Druck- und Geschwindigkeitsschwankungen, etc.), sodass erst für Reynolds-Zahlen größer 10.000 von einer vollständigen Turbulenz ausgegangen werden kann (VDI, 2006).

Die Temperaturabhängigkeit einer Strömung wird durch die Prandtl-Zahl Pr beschrieben (siehe Gleichung (4-53)). Sie wird aus dem Verhältnis zwischen kinematischer Viskosität v_F und Temperaturleitfähigkeit $a_{T,F}$ gebildet und verknüpft das Geschwindigkeits- und Temperaturfeld

einer Strömung. Die Prandtl-Zahl ist eine reine Stoffgröße und damit nur vom Wärmeträgermedium abhängig.

$$\Pr = \frac{\nu_F}{a_{T,F}} = \frac{\eta_F \cdot c_{p,F}}{\lambda_F}$$
(4-53)

Hierin ist $c_{p,F}$ [J/(kgK)] die spezifische Wärmekapazität des Wärmeträgerfluids. Diese ergibt sich allgemein aus dem Quotienten von volumetrischer Wärmekapazität und der Dichte des Mediums.

$$c_{\rm p} = \frac{c_{\rm v}}{\rho} \tag{4-54}$$

Zur Beschreibung von Transportprozessen (Wärme- oder Stofftransport) wird die Péclet-Zahl Pe verwendet. Sie beschreibt das Verhältnis von advektiven und diffusiven Transport. Mathematisch wird sie aus dem Produkt von Reynolds- und Prandtl-Zahl gebildet. Gleichung (4-55) beschreibt die Péclet-Zahl für den Fall einer Rohrströmung (vgl. Gleichung (4-48)).

$$Pe = Re \cdot Pr = \frac{v \cdot d_i}{a_{T,F}}$$
(4-55)

Für die Beschreibung des konvektiven Wärmetransports in einer Flüssigkeit kann die Grashof-Zahl Gr verwendet werden (siehe Gleichung (4-56)). Sie beschreibt das Verhältnis zwischen thermischer Auftriebskraft und innerer Trägheitskraft (Viskosität).

$$Gr = \frac{g \cdot \beta_F \cdot d_i^3}{v_F^2} \cdot \Delta T$$
(4-56)

Hierin ist β_F der Volumenausdehnungskoeffizient des Fluids und ΔT die Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Rohrwand. Eine Abgrenzung zwischen freier und erzwungener Konvektion kann mit Hilfe der Rayleigh-Zahl Ra erfolgen (vgl. Kapitel 4.1.2). Sie wird aus dem Produkt von Grashof-Zahl und Prandtl-Zahl gebildet:

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g \cdot \beta_F \cdot d_i^3}{\nu_F \cdot a_{T,F}} \cdot \Delta T$$
(4-57)

Die verschiedenen Strömungszustände im Rohr sind durch unterschiedliche Temperatur- und Geschwindigkeitsprofile gekennzeichnet (siehe Bild 4.5). Diese sind darauf zurückzuführen, dass das Fluid infolge Reibung in Wandnähe abgebremst wird, wodurch sich eine Grenzschicht ausbildet. Aus Kontinuitätsgründen wird die Strömung in der Rohrmitte beschleunigt (Marek & Nitsche, 2010). Dies führt zu dem typischen parabelförmigen Verlauf des Geschwindigkeits- bzw. Temperaturprofils. Das Geschwindigkeitsprofil einer laminaren und turbulenten Strömung unterscheidet sich in der Ausprägung der Parabel. Während bei einer laminaren Strömung die maximale Geschwindigkeit bei einer turbulenten Strömung ca. 83 % der maximalen Geschwindigkeit, sodass die Parabel hier deutlich flacher verläuft (Truckenbrodt, 1996; Baehr & Stephan, 2006). Die sich einstellende Grenzschicht vergrößert sich

in Strömungsrichtung. Reicht die Grenzschicht bis zur Rohrachse liegt eine hydrodynamisch und thermisch vollständig ausgebildete Rohrströmung vor.



a) Thermischer Einlauf

b) Hydrodynamischer Einlauf

Bild 4.5 Temperatur- und Geschwindigkeitsprofile bei einer Rohrströmung (nach Marek & Nitsche, 2010)

Die Einlauflänge x_e, innerhalb derer sich das Temperatur- und Geschwindigkeitsprofil ausbildet, ist vom Strömungszustand abhängig. Für eine laminare Strömung gilt (Marek & Nitsche, 2010):

$$x_{e,hyd} = \left(0,056 \cdot \text{Re} + \frac{0,60}{1+0,035 \cdot \text{Re}}\right) \cdot d_{i}$$
(4-58)

$$\mathbf{x}_{e,\text{therm.}} = \mathbf{c} \cdot \mathbf{R} \mathbf{e} \cdot \mathbf{P} \mathbf{r} \cdot \mathbf{d}_{i} \tag{4-59}$$

Die Konstante c beträgt für den Fall einer konstanten Wandtemperatur c = 0,0335 und für den Fall einer konstanten Wärmestromdichte c = 0,043 (Marek & Nitsche, 2010). Für eine turbulente Strömung ist die Einlauflänge auf Grund der vorhandenen Querbewegungen deutlich kürzer. Die thermische und hydraulische Einlauflänge kann vereinfacht wie folgt abgeschätzt werden (Marek & Nitsche, 2010):

$$\mathbf{x}_{\mathbf{e}} = 10 \cdot \mathbf{d}_{\mathbf{i}} \tag{4-60}$$

Für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen kann in der Regel von einer hydrodynamisch vollausgebildeten Strömung mit thermischem Anlauf ausgegangen werden. Das Wärmeträgermedium wird durch Sammelleitungen von der Wärmepumpe zum Bauteil transportiert. Unter der Annahme, dass keine Querschnittänderung zwischen Zuleitung und Absorberrohr stattfindet, hat die Strömung somit genug Zeit bzw. Weg um sich hydrodynamisch auszubilden. Beim Eintritt in das Bauteil ändert sich jedoch das Temperaturfeld in der Umgebung, sodass sich ein neues Temperaturprofil einstellen muss.

Bei einer Rohrströmung ändert sich die Temperatur im Fluid nicht nur in radialer Richtung sondern auch in Strömungsrichtung. Zur Beschreibung des Temperaturverlaufs in Rohrlängsrichtung sind dabei die beiden Grenzfälle "konstante Wärmestromdichte" und "konstante Wandtemperatur" zu unterscheiden (siehe Bild 4.6).

Für den Fall einer konstanten Wärmestromdichte, wie z. B. einem elektrisch beheizten Rohr, ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen Ein- und Austrittstemperatur (Marek & Nitsche, 2010):

$$T_{\rm F}(x) = T_{\rm ein} + \frac{q \cdot d_{\rm i} \cdot \pi}{Q_{\rm V}} \cdot x \tag{4-61}$$



Bild 4.6 Temperaturverlauf im Rohr in Strömungsrichtung (nach Marek & Nitsche, 2010)

Für den Fall einer konstanten Wandtemperatur (z. B. bei einer inneren Erwärmung eines Fluids) ergibt sich eine exponentielle Temperaturverteilung (Marek & Nitsche, 2010):

$$T_{F}(x) = T_{Rw} + (T_{ein} - T_{aus}) \cdot \exp\left(-\frac{\alpha \cdot d_{i} \cdot \pi}{Q_{V}} \cdot x\right)$$
(4-62)

4.3.2 Druckverluste

Neben der Strömungsgeschwindigkeit im Rohr sind die vorhandenen Druckverluste im System für eine Auslegung von thermo-aktiven Bauteilen von entscheidender Bedeutung, da diese die Leistungsfähigkeit der Umwälzpumpe maßgeblich beeinflussen. Druckverluste im Rohr treten sowohl durch die Rohrreibung als auch durch örtliche Ungleichförmigkeiten auf. Die Druckverluste infolge Reibung h_{v,r} [m] berechnen sich wie folgt:

$$h_{v,r} = \lambda_v \cdot \frac{L_p}{d_i} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g}$$
(4-63)

Der Widerstandsbeiwert λ_V ist wiederum von Strömungszustand abhängig. Für eine laminare Strömung ist er nur von der Reynolds-Zahl abhängig:

$$\lambda_{\rm v} = \frac{64}{\rm Re} \tag{4-64}$$

Für Strömungszustände außerhalb des laminaren Bereichs ist zusätzlich die Rauheit der Rohre zu beachten. Kunststoffrohre auf PE-Basis weisen eine sehr geringe Rauheit auf, sodass hier lediglich der hydraulisch glatte Bereich betrachtet wird (Schneider Bautabellen, 2012). Der Widerstandsbeiwert λ_V berechnet sich dann wie folgt:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_{\rm v}}} = -2 \cdot \lg\left(\frac{2.51}{{\rm Re} \cdot \sqrt{\lambda_{\rm v}}}\right) \tag{4-65}$$

Die Verlusthöhe in Folge örtlicher Verluste h_{v,ö} [m] berechnet sich wie folgt:

$$h_{v,\ddot{o}} = \xi \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} \tag{4-66}$$

Der Verlustbeiwert ξ ist wiederum von der Art der Störung abhängig. Für thermo-aktive Bauteile sind Verluste durch Rohrumlenkungen, Rohrtrennungen bzw. Rohrzusammenführungen und / oder durch Ventile zu berücksichtigen. Werte für den Verlustbeiwert ξ für verschiedene Rahmenbedingungen können der entsprechenden Fachliteratur (z. B. Schneider Bautabellen, 2012) entnommen werden.

Die Förderhöhe der Umwälzpumpe H_v ergibt sich für ein geschlossenes System aus der Summe der einzelnen Verluste. Herstellerangaben beziehen sich oft auch auf den maximalen Druckverlust Δp [bar] des Systems:

$$\Delta p = H_v \cdot \rho_F \cdot g \tag{4-67}$$

4.3.3 Wärmeleitung

Wärmeleitung findet im Absorbersystem in der Rohrwand und im Fluid statt. Der Wärmestrom durch die Wand eines Zylinders mit der Länge L berechnet sich wie folgt:

$$P = \frac{2\pi \cdot \lambda_{p}}{\ln\left(\frac{d_{a}}{d_{i}}\right)} \cdot L_{p} \cdot \Delta T$$
(4-68)

Hierin sind λ_p die Wärmeleitfähigkeit des Rohrmaterials und d_i und d_a der Innen- bzw. Außendurchmesser des Rohres. Die Wärmeleitung wird meistens über thermische Widerstände beschrieben. Der Widerstand aus Wärmeleitung durch die Rohrwand R_{P,cond} [mK/W] lässt sich dann wie folgt beschreiben:

$$R_{p,cond} = \frac{\ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)}{2\pi \cdot \lambda_p}$$
(4-69)

Die Wärmeleitung im Fluid berechnet sich auf Basis von Gleichung (4-4) für eine kreisförmige Fläche wie folgt:

$$Q = \lambda_F \cdot \pi \cdot \left(\frac{d_i}{2}\right)^2 \cdot \frac{\Delta T}{L_p}$$
(4-70)

Die Wärmeleitung im Fluid ist lediglich für eine stehende Flüssigkeit (kein Betrieb des thermoaktiven Bauteils) von Bedeutung. Im Falle einer Strömung überwiegt der konvektive Wärmetransport und die Wärmeleitung im Fluid kann vernachlässigt werden.

4.3.4 Konvektion

Bei einer Rohrströmung ist sowohl ein Wärmetransport durch freie als auch durch erzwungene Konvektion vorhanden. In vertikalen Rohren kann die freie Konvektion den Wärmetransport entweder vergrößern, da der Auftrieb in dieselbe Richtung wie die Strömung wirkt, oder reduzieren, da der Auftrieb in diesem Fall der Strömung entgegen wirkt. Nach Metais & Eckert (1964) kann eine Abgrenzung zwischen freier, erzwungener und gemischter Konvektion über die Reynolds-Zahl und die Grashof-Zahl erfolgen. Demnach wirkt für Re < 100 ausschließlich die freie (laminare) Konvektion, während für Re > 10.000 ausschließlich erzwungene (turbulente) Konvektion vorliegt. Für Reynolds-Zahlen 100 < Re < 10.000 kann die kritische Reynolds-Zahl unterhalb derer die freie Konvektion größer als 10 % ist und damit zu berücksichtigen ist, wie folgt abgeschätzt werden (Hellström, 1991):

$$\operatorname{Re}_{\operatorname{krit}} = \left(\frac{\operatorname{Gr}}{36.3}\right)^{0.658}$$
 (4-71)

Reynolds-Zahlen unterhalb von 100 finden bei thermo-aktiven Bauteilen keine Anwendung, da sie aus energetischer Sicht äußerst ungünstig sind. Für das übliche Temperaturniveau im Absorbersystem sowie übliche Rohrdurchmesser liegt die kritische Reynolds-Zahl nach Gleichung (4-71) ebenfalls deutlich unter $Re_{krit} = 100$, sodass der Einfluss der freien Konvektion bei der Rohrströmung im Absorbersystem bei thermo-aktiven Bauteilen vernachlässigt werden kann und der Wärmetransport aus Konvektion alleine auf Basis der erzwungenen Konvektion berechnet werden kann.

Der Wärmestrom pro Meter Rohrlänge infolge Konvektion berechnet sich dann in Analogie zu Gleichung (4-7):

$$q' = \alpha \cdot \pi \cdot d_i \cdot \Delta T = Nu \cdot \frac{\lambda_p}{d_i} \cdot \pi \cdot d_i \cdot \Delta T$$
(4-72)

Der thermische Widerstand aus Konvektion R_{p,conv} [mK/W] beträgt dann:

$$R_{p,conv} = \frac{1}{d_i \cdot \pi \cdot \alpha} = \frac{1}{\pi \cdot \lambda_p \cdot Nu}$$
(4-73)

Die Nusselt-Zahl ist im Wesentlichen vom Strömungszustand im Rohr abhängig. In der Literatur existiert eine Vielzahl von Ansätzen zur Berechnung der Nusselt-Zahl für eine Rohrströmung, die zum Teil deutlich abweichende Ergebnisse liefern. Im Rahmen einer Vorstudie wurden verschiedene Ansätze für die Nusselt-Zahl verglichen, die dazu führte, dass im Folgenden für alle drei Strömungszustände (laminar, turbulent. Übergangsbereich) die Ansätze von Gnielinski (1995) verwendet werden, welche auch im VDI-Wärmeatlas (VDI, 2006) verankert sind. Sie finden darüber hinaus eine weite Verbreitung und zeigen auch gute Übereinstimmungen mit Messwerten (z. B. Gnielinski, 1995; Abraham et al., 2009; Huber & Walter, 2010).

Die Änderung der Temperatur in radialer Richtung (vgl. Bild 4.6) führt dazu, dass zwischen Rohrachse und Rohrwand unterschiedliche Temperaturen vorliegen. Für die Berechnung der Konvektion kann dieser Temperaturgradient durch eine korrigierte Nusselt-Zahl berücksichtigt

werden, welche sich auf Basis der Nusselt-Zahl in der Rohrachse Nu und dem Verhältnis der Prandtl-Zahlen zwischen Rohrachse (Pr) und Rohrwand (Pr_{Rw}) bestimmen lässt (VDI, 2006):

$$Nu_{korr} = Nu \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_{Rw}}\right)^{0,11}$$
(4-74)

Für den Anwendungsfall der thermo-aktiven Bauteile ist die Temperaturdifferenz zwischen Rohrachse und Rohrwand jedoch äußert gering ($\Delta T < 5$ K), sodass der Korrekturfaktor unterhalb von 2 % liegt und somit vernachlässigt werden kann. Im Folgenden wird daher nur eine mittlere Nusselt-Zahl für eine hydrodynamisch ausgebildete Strömung mit thermischem Einlauf betrachtet (vgl. Kapitel 4.3.1). Zusätzliche Effekte aus der Rohrreibung werden ebenfalls vernachlässigt, da PE-Rohre als hydraulisch glatt angesehen werden können (Schneider Bautabellen, 2012).

Laminare Strömung

Beim Vorhandensein einer laminaren Strömung ist die Nusselt-Zahl für eine (thermisch) vollständig ausgebildete Strömung konstant. Sie beträgt für den Fall einer konstanten Wand-temperatur Nu = 3,66 und für eine konstante Wärmestromdichte Nu = 4,36 (z. B. Hellström, 1991; Baehr & Stephan, 2006; Marek & Nitsche, 2010). Der Wärmeübergang zwischen Fluid und Rohrwand ist somit für den Fall einer konstanten Wärmestromdichte besser.

Für den Fall einer thermisch nicht vollständig ausgebildeten Strömung ist die Nusselt-Zahl deutlich erhöht. Sie nähert sich mit steigender Rohrlänge asymptotisch dem Wert für eine vollständig ausgebildete Strömung. Mathematisch lässt sich die mittlere Nusselt-Zahl für eine hydrodynamisch ausgebildete Strömung mit thermischem Einlauf für den Fall einer konstanten Wandtemperatur wie folgt beschreiben (VDI, 2006):

Nu =
$$\left[3,66^3 + 0,7^3 + \left(1,615\left(\text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d_i}{L_p}\right)^{1/3} - 0,7\right)^3\right]^{1/3}$$
 (4-75)

Für eine konstante Wärmestromdichte berechnet sich die mittlere Nusselt-Zahl wie folgt:

Nu =
$$\left[4,36^3 + 0,6^3 + \left(1,953 \cdot \left(\text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d_i}{L_p} \right)^{1/3} - 0,6 \right)^3 \right]^{1/3}$$
 (4-76)

Turbulente Strömung

Für eine turbulente Strömung ist eine Unterscheidung zwischen "konstanter Wandtemperatur" und "konstanter Wärmestromdichte" nicht erforderlich, da sich mathematisch dieselben Nusselt-Zahlen ergeben (VDI, 2006). Lediglich für kleine Prandtl-Zahlen (Pr < 1) sind die Wandrandbedingungen zu beachten (Hellström, 1991). Ebenso ist der Einfluss der Einlauflänge bei einer turbulenten Strömung geringer, da sich bereits ab einer Länge von ca. $10 \cdot d_i$ das volle Temperatur- und Geschwindigkeitsprofil ausbildet.

Die mittlere Nusselt-Zahl für eine turbulente Strömung berechnet sich daher folgt (VDI, 2006):

$$Nu = \frac{f/8 \cdot Re \cdot Pr}{1 + 12.7 \cdot (f/8)^{1/2} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \cdot \left[1 + \left(\frac{d_i}{L_p}\right)^{2/3}\right]$$
(4-77)

mit:

$$f = (1,8 \cdot \lg(\text{Re}) - 1,5)^{-2}$$
(4-78)

Gleichung (4-77) gilt für Prandtl-Zahlen zwischen $0.1 < Pr < 10^3$ und Reynolds-Zahlen zwischen $10^4 < Re < 10^6$ sowie lange Rohre mit $d_i/L_p < 1$.

Übergangsbereich

Für Reynolds-Zahlen zwischen $2.300 < \text{Re} < 10^4$ befindet sich die Strömung im sogenannten Übergangsbereich. Dies bedeutet, dass die Stromfäden nicht mehr komplett parallel verlaufen, sondern erste Verwirbelungen auftreten. Die Nusselt-Zahl kann für den Übergangsbereich aus einer Interpolation zwischen laminarer und turbulenter Strömung ermittelt werden (VDI, 2006):

$$Nu = (1 - \psi) \cdot Nu_{lam}(Re = 2.300) + \psi \cdot Nu_{tur}(Re = 10.000)$$
(4-79)

mit:

$$\psi = \frac{\text{Re} - 2.300}{10.000 - 2.300} \tag{4-80}$$

In Bild 4.7 ist exemplarisch der Verlauf der Nusselt-Zahl für verschiedene Reynolds-Zahlen für eine Rohrlänge von $L_p = 10$ m, einem Innendurchmesser von $d_i = 0,02$ m und einer mittleren Fluidtemperatur von $T_{F,m} = 2$ °C dargestellt. Nach Verlassen des laminaren Strömungsbereichs steigt die Nusselt-Zahl demnach deutlich an. Eine 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. Da mit steigender Strömungsgeschwindigkeit auch die Druckverluste und die erforderliche Leistung der Umwälzpumpe steigen, ist für den Betrieb von thermo-aktiven Bauteilen daher eine vollausgeprägte turbulente Strömung nicht empfehlenswert (siehe auch Kapitel 9.1.1).



Bild 4.7 Nusselt-Zahl in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl

4.4 Thermische Materialeigenschaften

Die wesentlichen Materialparameter zur Beschreibung des Wärmetransports sind die Wärmeleitfähigkeit λ [W/(mK)], die (volumetrische) Wärmekapazität c_v [J/(m³K)], sowie die aus den beiden Größen abgeleitete Temperaturleitfähigkeit a_T [m²/s] (siehe Gleichung (4-81)).

$$a_{\rm T} = \frac{\lambda_{\rm B}}{c_{\rm v,B}} \tag{4-81}$$

Anschaulich betrachtet, ist die Temperaturleitfähigkeit ein Maß für die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Wärmestroms im Medium sowie für die Eindringtiefe einer Temperaturwelle in das Medium. Eine hohe Temperaturleitfähigkeit bedeutet somit eine schnelle und vom Betrag große Temperaturänderung (Farouki, 1986).

Ein Überblick über die Größenordnung der thermischen Eigenschaften von verschiedenen Materialien, die für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen relevant sind, ist in Tabelle 4.4 dargestellt.

Bodenart	Wärmeleitfähigkeit ¹⁾ [W/mK]	Wärmekapazität [MJ/m ³ K]	Temperatur- leitfähigkeit ²⁾ [10 ⁻⁷ m²/s]
Ton/Schluff, trocken	0,4 - 1,0 (0,5)	1,5 - 1,6	2,5 - 6,7
Ton/Schluff, wassergesättigt	1,1 - 3,1 (1,8)	2,0 - 2,8	3,9 - 15,5
Sand, trocken	0,3 - 0,9 (0,4)	1,3 - 1,6	1,9 - 6,9
Sand, feucht	1,0 - 1,9 (1,4)	1,6 - 2,2	4,6 - 11,9
Sand, wassergesättigt	2,0 - 3,0 (2,4)	2,2 - 2,8	7,1 - 13,6
Kies/Steine, trocken	0,4 - 0,9 (0,4)	1,3 - 1,6	2,5 - 6,9
Kies/Steine, wassergesättigt	1,6 - 2,5 (1,8)	2,2 - 2,6	6,2 - 11,4
Fels (Sandstein)	1,9 - 4,6 (2,8)	1,8 - 2,6	7,3 - 25,6
Wasser (T = 10 °C)	0,59	4,15	0,999
Eis (T = -10 °C)	2,32	1,87	0,919
Luft (0 °C bis 20 °C)	0,02	0,0012	0,0012
Beton ³⁾	0,6 - 3,3 (2,0)	1,6 - 2,3	3,8 - 20,6
Stahl	60	3,12	7,8
Polyethylen (PE-HD)4)	0,5	1,76	2,8

 Tabelle 4.4
 Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und Temperaturleitfähigkeit für verschiedene Bodenarten (nach VDI 4640-1:2010)

¹⁾ die Werte in Klammern geben den empfohlenen Rechenwert an

²⁾ berechnet aus den Spannweiten der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität

³⁾ Auf Basis der Ausführungen in Kapitel 4.4.3

⁴⁾ nach DIN EN ISO 10456:2010

Die thermischen Eigenschaften der Materialien sind in der Regel von der Temperatur abhängig, wobei diese Abhängigkeit unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Darüber hinaus ist die Materialzusammensetzung von entscheidender Bedeutung. In Tabelle 4.4 dargestellten Werte beziehen sich daher auf eine Referenztemperatur von T = 10 °C, wenn nicht anders angegeben. Die Werte dienen lediglich der Orientierung und sollten für eine praktische Anwendung stets mit realen Messwerten abgeglichen werden.

4.4.1 (Thermische) Eigenschaften von Wasser bzw. Wasser-Glykol-Gemischen

Wasser weist in nahezu allen physikalischen Eigenschaften eine Temperaturabhängigkeit auf. Darüber hinaus sind die Eigenschaften von Wasser auch vom Umgebungsdruck abhängig. Da die auftretenden absoluten Druckänderungen in dem hier betrachteten Kontext jedoch als gering anzusehen sind, kann die Druckabhängigkeit der Wassereigenschaften vernachlässigt werden. Die Temperaturabhängigkeit der Parameter Dichte, Viskosität, Wärmeleitfähigkeit und Wärme-kapazität für den bei thermo-aktiven Bauteilen relevanten Temperaturbereich zwischen 0 °C und 20 °C ist in Bild 4.8 dargestellt.



Bild 4.8 Temperaturabhängigkeit der Eigenschaften von Wasser.

Wasser besitzt bekanntermaßen ein Dichtemaximum bei T = 4 °C. Dieses kann mathematisch durch die sogenannte Virialgleichung beschrieben werden, welche auch in dem, in dieser Arbeit verwendeten, Programm SHEMAT-Suite implementiert ist (Baier, 2008).

Durch die Viskosität, als ein Maß für die innere Reibung, wird der Strömungszustand bzw. die Strömungsgeschwindigkeit beeinflusst. Prinzipiell sinkt die Viskosität mit steigender Temperatur. Kaltes Wasser fließt somit stets langsamer als warmes Wasser. Analog zur Viskosität sinkt auch die Wärmekapazität von Wasser mit steigender Temperatur. Die Wärmeleitfähigkeit steigt dagegen an. Da der Anstieg der Wärmeleitfähigkeit stärker ausfällt, als die Abnahme der Wärmekapazität, steigt auch die Temperaturleitfähigkeit mit steigender Temperatur, wodurch die Temperaturausbreitung im Wasser bei höherer Temperatur ebenfalls größer ist.



Bild 4.9 Eigenschaften des Wärmeträgermediums (GLYKOLSOL-N) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts und der Temperatur auf Basis der Daten von proKÜHLSOLE (2013).

Bei Systemen der oberflächennahen Geothermie wird als Wärmeträgermedium oftmals ein Wasser-Glykol-Gemisch (Sole) verwendet (vgl. Kapitel 2). Durch die Zugabe von Glykol wird der Gefrierpunkt des Wärmeträgermediums reduziert, wodurch eine größere Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem ermöglicht wird. Darüber hinaus wird die Korrosionsgefahr der angrenzenden Anlagenkomponenten reduziert (VDI 4640-1:2010). In der Praxis übliche Glykol-Gehalte liegen zwischen 20 Vol.-% und 35 Vol.-%. Dies entspricht einem

Gefrierpunkt zwischen ca. T = -8 °C und T = -20 °C. Glykol-Gehalte unter 20 Vol.-% sollten nach den Angaben von Soleherstellern nicht verwendet werden, um einen ausreichenden Korrosionsschutz zu gewährleisten.

Durch die Zugabe von Glykol ändern sich neben dem Gefrierpunkt auch die weiteren Eigenschaften des Fluids (siehe Bild 4.9). Prinzipiell steigen die Viskosität und die Dichte des Mediums mit steigendem Glykol-Gehalt an, während die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität abnehmen. Die Temperaturabhängigkeit der Eigenschaften wird dagegen durch das Glykol nicht zusätzlich beeinflusst. Aus thermischer Sicht ist somit die Verwendung eines möglichst geringen Glykol-Gehalts zu empfehlen.

4.4.2 Thermische Eigenschaften von Böden

Der Boden als Mehrphasensystem setzt sich aus den Komponenten Wasser (bzw. Eis), Feststoff, und Luft zusammen (vgl. Bild 4.1). Die Bestimmung der thermischen Eigenschaften von Böden kann durch eine Mischrechnung in Abhängigkeit der Volumenanteile der jeweiligen Fraktionen bestimmt werden. Als Gewichtungsfaktor wird dabei die Porosität des Bodens verwendet (vgl. Gleichung (4-1)).

Wärmeleitfähigkeit

In der Literatur existiert eine Vielzahl an Untersuchungen zur analytischen Bestimmung der richtungsabhängigen Wärmeleitfähigkeit des Bodens. Die bekanntesten Ansätze sind die nach Kersten (1949), de Vries (1963) und Johansen (1975). Vergleichende Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass der Ansatz von Johansen (1975) bzw. Johansen & Frivik (1980) eine gute Näherung für Böden darstellt (Farouki, 1986; Côté & Konrad, 2005; Baier, 2008), sodass im Folgenden nur auf diesen Ansatz näher eingegangen wird.

Für gesättigte Böden, bei denen die Wärmeleitfähigkeit der einzelnen Komponenten die gleiche Größenordnung aufweist, kann die Wärmeleitfähigkeit des Bodens über das geometrische Mittel nach Gleichung (4-82) berechnet werden (Johansen, 1975; Farouki, 1986; Côté & Konrad, 2005).

$$\lambda_{\rm B,r} = \lambda_{\rm w}^{\rm n} \cdot \lambda_{\rm s}^{\rm (1-n)} \tag{4-82}$$

Während die Wärmeleitfähigkeit des Wassers λ_w von der Temperatur abhängig ist, kann die Partikelleitfähigkeit λ_s für das Temperaturspektrum der oberflächennahen Geothermie als temperaturunabhängig angesehen werden (Johansen, 1975). Die Partikelleitfähigkeit kann aus dem Quarzgehalt q₀ [%] abgeleitet werden (siehe Gleichung (4-83)), da Quarz mit $\lambda_Q = 7,7$ W/mK eine deutliche höhere Wärmeleitfähigkeit als die restlichen Bodenmineralien ($\lambda_M = 2,0$ W/mK für Feldspat und Glimmer bzw. $\lambda_M = 3,0$ W/mK für Tonstein) besitzt (Johansen & Frivik, 1980).

$$\lambda_{\rm s} = \lambda_{\rm Q}^{\rm q_0} \cdot \lambda_{\rm M}^{\rm (1-q_0)} \tag{4-83}$$

Zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von Böden ist daher stets eine möglichst genaue Ermittlung der mineralogischen Zusammensetzung insbesondere des Quarzgehalts zu empfehlen, da durch diesen die Partikelleitfähigkeit maßgeblich bestimmt wird (siehe Bild 4.10, links). Die Mineralogie eines Bodens kann z. B. mittels Röntgen-Reflexionsverfahren oder Differential-Thermo-Analyse bestimmt werden (von Soos & Engel, 2005).



Bild 4.10 Einfluss des Quarzgehalts auf die Wärmeleitfähigkeit

Für die Gesamtwärmeleitfähigkeit des Bodens ist der Einfluss des Quarzgehalts vor allem für geringe Porenanteile von Bedeutung (vgl. Bild 4.10, rechts). Mit steigender Porosität steigt der Einfluss des Bodenwassers, wodurch die Bedeutung des Quarzgehalts abnimmt.

Die Wärmeleitfähigkeit für einen teilgesättigte Boden kann nach Johansen (1975) durch Interpolation aus der "trockenen" Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{B,tr}$ und der gesättigten Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{B,tr}$ des Bodens ermittelt werden:

$$\lambda_{\rm B} = \lambda_{\rm B,tr} + \left(\lambda_{\rm B,r} - \lambda_{\rm B,tr}\right) \cdot \text{Ke} \tag{4-84}$$

Die Gewichtung zwischen trockener und gesättigter Wärmeleitfähigkeit erfolgt mit Hilfe der Kersten-Zahl Ke, welche wiederum vom Sättigungsgrad abhängt:

$$Ke = a \cdot \log(S_r) + 1 \tag{4-85}$$

Die Konstante a in Gleichung (4-85) beträgt für grobkörnige Böden a = 0,68 und für (feinkörnige) Böden mit einem Tonanteil größer 2% a = 0,94 (Johansen & Frivik, 1980).

Die trockene Wärmeleitfähigkeit kann nicht wie die gesättigte Wärmeleitfähigkeit über das geometrische Mittel berechnet werden, da die Wärmeleitfähigkeit von Luft ($\lambda_L = 0.03 \text{ W/(mK)}$) bei T = 10 °C deutlich geringer ist als die Partikelleitfähigkeit (vgl. Bild 4.10, links). Nach Johansen & Frivik (1980) kann die trockene Wärmeleitfähigkeit jedoch mit der empirisch ermittelten Gleichung (4-86) abgeschätzt werden.

$$\lambda_{\rm B,tr} = 0.034 \cdot n^{-2.1} \tag{4-86}$$

Die Wärmeleitfähigkeit des (teilgesättigten) Bodens ist somit neben der mineralogischen Zusammensetzung vor allem von der Porosität und vom Sättigungsgrad abhängig.



Bild 4.11 Einfluss der Porosität und des Sättigungsgrad auf die Wärmeleitfähigkeit (T = 10 °C)

Prinzipiell steigt die Wärmeleitfähigkeit mit steigendem Sättigungsgrad (vgl. Bild 4.11, links), da die Wärmeleitfähigkeit von Wasser ($\lambda_w = 0,59 \text{ W/(mK)}$ bei 10 °C) deutlich größer ist, als die von Luft ($\lambda_L = 0,03 \text{ W/(mK)}$ bei 10 °C). Dabei ist diese Tendenz für Böden mit einer hohen Porosität ausgeprägter als für Böden mit einer kleinen Porosität. Generell sinkt die Wärmeleitfähigkeit des Bodens mit steigender Porosität, was auf die größere Leitfähigkeit der Mineralien ($\lambda_s = ca. 5 \text{ W/(mK)}$) im Vergleich zu Wasser ($\lambda_w = 0,59 \text{ W/(mK)}$ bei 10 °C) zurückzuführen ist. Somit ist die Wärmeleitfähigkeit von feinkörnigen, tonigen Böden trotz der prinzipiell höheren Partikelleitfähigkeit (vgl. Bild 4.10, links) geringer, da diese tendenziell eine höhere Porosität aufweisen, als grobkörnige Böden. Dieser Effekt wird durch den in der Regel geringen Quarzgehalt in feinkörnigen Böden noch weiter verstärkt.

Alternativ zur analytischen Bestimmung kann die Wärmeleitfähigkeit des Bodens auch mit Hilfe von Labor- oder Feldversuchen ermittelt werden. Eine Übersicht über mögliche Verfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit ist in Bild 4.12 dargestellt. Die Laborversuche lassen sich prinzipiell in stationäre und instationäre Methoden unterteilen. Bei den stationären Verfahren erfolgt die Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit auf Basis der eindimensionalen Wärmeleitung (vgl. Kapitel 4.1.1). Stationäre Verfahren sind durch eine hohe Genauigkeit gekennzeichnet, wenn ein ausschließlich eindimensionaler Wärmestrom erreicht wird und radiale Wärmeströme unterbunden werden. Dies führt jedoch zu erhöhten konstruktiven Anforderungen an den Versuchsapparat. Darüber hinaus sind stationäre Methoden durch eine lange Versuchsdauer (zur Gewährleistung eines stationären Zustands) gekennzeichnet. Die instationären Methoden verfügen dagegen über eine höhere Flexibilität und über eine kürzere erforderliche Versuchsdauer und sind somit zu empfehlen (Markiewicz, 2004).

Bei den instationären Verfahren sind die Methoden, die auf der Linienquellentheorie basieren am weitesten verbreitet. Bei diesen Verfahren wird ein Heizelement (Heizdrähte oder Nadelsonden) in Kontakt mit der Bodenprobe gebracht. Dieses wird mit einer konstanten Heizleistung betrieben und die zeitliche Temperaturänderung in der Bodenprobe bzw. in der Sonde wird erfasst. Der Vorteil von Nadelsonden gegenüber Heizdrähten liegt darin, dass durch den größeren

Sondendurchmesser die Versuchsdauer reduziert werden kann, wodurch wiederum der Einfluss aus Konvektion (Feuchtebewegung im Medium) verringert werden kann (Thompson, 1968).



Bild 4.12 Labor- und Feldversuche zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit

Unter Verwendung der Linienquellentheorie kann aus der aufgebrachten Heizleistung und der Temperaturänderung über die Zeit die Wärmeleitfähigkeit der Probe ermittelt werden (siehe Gleichung (4-87)).

$$\lambda_{\rm B} = \frac{q'}{4\pi} \cdot \frac{\ln(t_2) - \ln(t_1)}{T(t_2) - T(t_1)} \tag{4-87}$$

Nadelsonden bzw. Heizdrähte existieren als Halbraum- oder Vollraumsonden. Bei der Vollraumsonde wird das Heizelement (Nadelsonde) in die Probe eingebracht und ist somit komplett von der Bodenprobe umschlossen. Bei der Halbraumsonde dagegen wird das Heizelement auf der Probenoberfläche angebracht. Für Bodenproben wird die Verwendung einer Vollraumsonde mit geringen Heizleistungen empfohlen (TeKa, 2007), um eine zu starke Verdichtung der Probe, wie sie bei Verwendung der Halbraumsonde stattfinden würde, zu vermeiden. Durch die Verwendung einer geringen Heizleistung wird darüber hinaus der Einfluss aus Konvektion (Mobilisierung des Bodenwassers durch den Heizvorgang, vgl. Kapitel 4.1.2) minimiert (TeKa, 2007). Diese Methode wurde auch im Rahmen dieser Arbeit zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Sandes in den Laborversuchen verwendet (siehe Kapitel 6.3).

Neben den Linienquellen-Verfahren existieren noch weitere (optische) Verfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit (vgl. Bild 4.12). Diese eignen sich vor allem für Festgestein. Zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Betons des thermo-aktiven Abdichtungselements wurde in dieser Arbeit der "Thermal Conductivity Scanner" (TCS) verwendet (Popov et al., 1999). Hierbei wird eine Heizquelle mit konstanter Geschwindigkeit über die Probenoberfläche sowie über ein Referenzmaterial mit bekannten Eigenschaften bewegt. Mit Hilfe von mitlaufenden Sensoren wird die Temperatur vor und hinter der Heizquelle erfasst. Aus der Temperaturdifferenz sowie aus der Wärmeleitfähigkeit des Referenzmaterials kann dann die Wärmeleitfähigkeit der Probe ermittelt werden:

$$\lambda_{\text{Probe}} = \lambda_{\text{Ref}} \cdot \frac{\Delta T_{\text{Ref}}}{\Delta T_{\text{Probe}}}$$
(4-88)

Der "Thermal Conductivity Scanner" kann somit auch als ein instationäres Referenz-Verfahren angesehen werden.

Die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit im Feld erfolgt in der Regel mit dem "Thermal Response Tests" (TRT) bzw. "Geothermal Response Test (GRT). Das Prinzip basiert auf den Linienquellen-Verfahren der Laborversuche und wurde erstmals von Mogensen (1983) veröffentlicht. Die Umsetzung der Idee auf in situ-Verhältnisse (mobiles Equipment) erfolgte dann parallel in Schweden (Gehlin, 2002) und in den USA (Austin, 1998). Der TRT wird üblicherweise an einer eingebauten Erdwärmesonde durchgeführt. Diese wird analog zu den Nadelsonden mit einer konstanten Heizleistung beaufschlagt und die mittlere Temperatur in der Sonde wird über die Zeit aufgezeichnet. Einzelheiten zum TRT sowie deren Weiterentwicklungen können der Literatur entnommen werden (z. B. Gehlin, 2002; Rohner, 2005; Raymond et al., 2011; Heske et al., 2011).

Durch die Auswertung der Messwerte mit Hilfe der Linienquellentheorie kann in Analogie zum Laborversuch eine effektive über die Bohrtiefe gemittelte Wärmeleitfähigkeit des Gesamtsystems ermittelt werden (siehe Gleichung (4-89)). Eine Übersicht über weitere Möglichkeiten der Auswertungen von TRTs findet sich beispielsweise in Loveridge et al. (2014).

$$\lambda_{\rm eff} = \frac{P}{4\pi \cdot k \cdot L} = \frac{P}{4\pi \cdot L} \cdot \frac{\ln(t_2) - \ln(t_1)}{T_{\rm F}(t_2) - T_{\rm F}(t_1)}$$
(4-89)

In Gleichung (4-89) ist P [W] die eingebrachte Entzugsleistung, L [m] die Länge der Erdwärmesonde und k die Steigung der Geraden, die sich ergibt, wenn die Änderung der mittleren Fluidtemperatur über die Zeit logarithmisch aufgetragen wird und ein quasi stationäre Zustand erreicht wird. Um dies zu gewährleisten beträgt die übliche Testdauer von TRTs 72 h (Gehlin, 2002). In Böden mit sehr kleinen Wärmeleitfähigkeiten oder bei Energiepfählen kann diese Dauer jedoch nicht ausreichend sein (Kürten, 2012; Kaiser & Beldermann, 2013; Loveridge et al., 2014). Bei Energiepfählen tritt der stationäre Zustand je nach Pfahldurchmesser erst nach ein bis fünf Tagen auf (Loveridge & Powrie, 2013), da erst die Wärmekapazität des Betons überwunden werden muss, bevor eine Temperaturantwort im Boden erzeugt wird. Einzelheiten zum unterschiedlichen Verhalten von Energiepfählen und Erdwärmesonden sind in Kapitel 7.2 dargestellt.

Bei der Interpretation der Ergebnisse eines TRTs ist zu beachten, dass die effektive Wärmeleitfähigkeit nicht zwangsläufig der Wärmeleitfähigkeit des Untergrunds entspricht. Vielmehr werden in der effektiven Wärmeleitfähigkeit alle Aspekte vereint, die den Wärmeübergang und den Wärmetransport beeinflussen (Bodentemperatur, Verfüllmaterial der Erdwärmesonde, Grundwasserströmungen, etc.), sodass die im TRT ermittelte effektive Wärmeleitfähigkeit deutlich von der physikalischen Wärmeleitfähigkeit des Untergrunds abweichen kann (Kürten et al., 2013a). Besonders groß sind diese Abweichungen, wenn eine Grundwasserströmung vorhanden ist (z. B. Gehlin, 2002; Signorelli, 2004; Wagner et al., 2013), da diese bei der Auswertung auf Basis der Linienquellentheorie zu einer stark erhöhten effektiven Wärmeleitfähigkeit führt (z. B. Huber, 2013). Daher wurden in den letzten Jahren Weiterentwicklungen des TRTs, wie der "Enhanced Geothermal Response Test" (EGRT) (Heske et al., 2011) oder der "Temperatur-Logger" (Rohner, 2004) vorgenommen, die eine tiefenaufgelöste Ermittlung der Temperaturverteilung in der Sonde ermöglichen. Somit können beispielsweise Bodenschichten oder Grundwasserhorizonte identifiziert werden.

Die Durchführung eines TRTs ist auch bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen möglich (Koenigsdorff, 2009). Bei der Auswertung sind jedoch zwei Phasen zu unterscheiden. In der ersten (frühen) Phase verhalten sich die einzelnen Absorberrohre wie eine einzelne Linienquelle, sodass die Auswertung nach Gleichung (4-89) erfolgen kann. Mit andauernder Zeit (zweite Phase) findet im Bauteil jedoch auf Grund der gegenseitigen Beeinflussung der Rohre ein quasieindimensionaler Wärmetransport statt. Der TRT kann dann auf Basis der Wärmeausbreitung eines halbunendlichen Körpers (vgl. Kapitel 4.2.1) ausgewertet werden, wenn die Innenseite des Elements ausreichend isoliert ist, sodass ausschließlich ein Wärmetransport in den Untergrund erfolgt. Die effektive, über die Wärmeübertragungsfläche gemittelte, Wärmeleitfähigkeit kann dann wie folgt berechnet werden (Koenigsdorff, 2009):

$$\lambda_{\rm eff} = \frac{4 \cdot q^2}{\sqrt{\pi} \cdot k^2 \cdot c_{\rm v,B}} = \frac{4 \cdot q^2}{\sqrt{\pi} \cdot k^2 \cdot c_{\rm v,B}} \cdot \frac{\sqrt{t_2} - \sqrt{t_1}}{T_{\rm F}(t_2) - T_{\rm F}(t_1)}$$
(4-90)

Im Gegensatz zur Auswertung über die Linienquelle (Gleichung (4-89)) ergibt sich k in Gleichung (4-90) aus der Steigung der Geraden, wenn die mittlere Fluidtemperatur über die Wurzel der Zeit aufgetragen wird.

Wärmekapazität

Die Wärmekapazität des Bodens ist im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit eine richtungsunabhängige Größe, da sie das Speichervermögen des Bodens beschreibt. Sie kann daher unabhängig vom Sättigungszustand aus dem gewichteten arithmetischen Mittel der Einzelbestandteile nach Gleichung (4-91) ermittelt werden (z. B. Farouki, 1986).

$$c_{v,B} = c_{v,s} \cdot (1-n) + c_{v,w} \cdot n_w + c_{v,A} \cdot (n-n_w)$$
(4-91)

In Gleichung (4-91) ist c_v [J/m³K] die volumetrische Wärmekapazität. Diese kann wiederum aus der spezifischen Wärmekapazität c_p [J/kgK] sowie der Dichte ρ_i [kg/m³] der jeweiligen Komponente berechnet werden (vgl. Gleichung (4-54)).

Die spezifische Wärmekapazität aller drei Komponenten ist temperaturabhängig. Bei der Luft- und der Wasserphase ist noch zusätzlich die Temperaturabhängigkeit der Dichte zu beachten. Da die volumetrische Wärmekapazität der Luft um den Faktor 1.000 kleiner ist, als die des Wassers und des Feststoffes, wird der Anteil der Luft an der Gesamtkapazität oft vernachlässigt (Farouki, 1986; SIA D0136:1996; Brandl, 2006). Die Wärmekapazität des Bodens lässt sich dann auch über den Wassergehalt w [%] und die Trockendichte des Bodens ρ_d [kg/m³] berechnen (vgl. Gleichung (4-92)).

$$c_{v,B} = \rho_{d} \cdot (c_{p,s} + c_{p,w} \cdot {}^{W}\!/_{100})$$
(4-92)

Die Berechnung der spezifischen Wärmekapazität des Feststoffes $c_{p,s}$ kann mit Hilfe einer empirischen Formel nach Winter & Saari (1969) erfolgen (siehe Gleichung (4-93)), welche auf Messwerten (Gültigkeitsbereich -250 °C < T < 130 °C) von verschiedener Autoren beruht.

$$c_{p,s} = -34 \cdot \sqrt{T + 273,16} + 8 \cdot (T + 273,16) - 0,2 \cdot (T + 273,16)^{1,5}$$
(4-93)

Die spezifische Wärmekapazität des Feststoffes ist somit unabhängig von der mineralogischen Zusammensetzung der Gesteinskörnung (Winter & Saari, 1968; Dehner, 2007). Dehner (2007) publizierte die ebenfalls empirische Gleichung (4-94) zur Berechnung der spezifischen Wärmekapazität der Bodenkörner auf Basis von Messwerten, die von Kersten (1949) publiziert wurden. Die Formel wurde für den Temperaturbereich zwischen -15 °C < T < 65 °C entwickelt.

$$c_{p,s} = 1,645 \cdot T + 704,21 \tag{4-94}$$

Darüber hinaus finden sich in der Schweizer Richtlinie SIA D0136:1996 Diagramme zur Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität des Feststoffes, welche auf Messwerten beruhen.

Die Wahl des Ansatzes für die spezifische Wärmekapazität hat jedoch nur einen geringen Einfluss auf die resultierende volumetrische Wärmekapazität des Bodens. Die Ergebnisse für die verschiedenen Ansätze unterscheiden sich um maximal 3 % im positiven Temperaturbereich, sodass sie als gleichwertig angesehen werden können.

Die (volumetrische) Wärmekapazität des Bodens ist, wie auch die Wärmeleitfähigkeit, im Wesentlichen von der Porosität und dem Sättigungsgrad abhängig. Im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit steigt jedoch die Wärmekapazität eines gesättigten Bodens mit steigender Porosität (vgl. Bild 4.13, links), was auf die höhere Wärmekapazität des Wassers ($c_{v,w} = 4,2 \text{ MJ/(m^3K)}$ bei 10 °C) im Vergleich zum Feststoff ($c_{v,s} = 2,0 \text{ MJ/(m^3K)}$ bei 10 °C) zurückzuführen ist. Für trockene Böden ist die Tendenz genau umgekehrt, da Luft eine sehr geringe Wärmekapazität ($c_{v,A} = 1,3 \text{ kJ/(m^3K)}$ bei 10 °C) besitzt. Entsprechend der Wärmeleitfähigkeit steigt die Wärmekapazität des Bodens mit steigendem Sättigungsgrad, was wiederum durch die hohe Wärmekapazität des Wassers zu begründen ist (vgl. Bild 4.13, rechts).

Dabei ist der Zuwachs bei Böden mit einer hohen Porosität (feinkörnigen Böden) ausgeprägter als bei grobkörnigen Böden mit niedrigerer Porosität.



Bild 4.13 Einfluss der Porosität und des Sättigungsgrad auf die Wärmekapazität (T = 10 °C)

Alternativ zur analytischen Bestimmung kann auch die Wärmekapazität des Bodens mit Hilfe von Laborversuchen erfolgen. Die einfachste Möglichkeit ist die Bestimmung mit Hilfe eines Kalorimeters (Markiewicz, 2004; Sres, 2009). Hierbei werden Boden und Wasser mit verschiedenen Temperaturen und bekannten Massen gemischt und die Mischtemperatur (Ausgleichtemperatur) gemessen. Auf Basis der Energieerhaltung kann dann die Wärmekapazität des Bodens ermittelt werden (Sres, 2009).

$$c_{p,s} = \frac{(m_w c_w + \Gamma_{cal}) \cdot (T_{Misch} - T_w)}{m_s \cdot (T_s - T_{Misch})}$$
(4-95)

Die Größe Γ_{cal} in Gleichung (4-95) beschreibt die absolute Wärmekapazität des Kalorimeters, welche rechnerisch oder experimentell bestimmt werden kann.

Mit Hilfe eines Kalorimeters kann nur die Wärmekapazität für eine bestimmte Temperatur ermittelt werden. Die temperaturabhängige Ermittlung der Wärmekapazität kann mit Hilfe der dynamischen Differenzkalorimetrie (DSC) erfolgen. Hierbei werden die Bodenprobe und eine Referenzprobe (mit bekannten thermischen Eigenschaften) auf eine bestimmte Temperatur erwärmt und die dazu erforderliche Heizleistung wird als Funktion der Temperatur gemessen, welche wiederum Rückschlüsse auf die Wärmekapazität ermöglicht (Sres, 2009). Beim DSC kann nur eine geringe Probenmenge verwendet werden, sodass durch Inhomogenitäten die Ergebnisse der DSC von den realen Wärmekapazitäten abweichen können. Die Genauigkeiten für die Ermittlung der Wärmekapazität von Sanden mit der DSC wird daher zu ± 10 % angegeben (Sres, 2009).

4.4.3 Thermische Eigenschaften von Beton

Beton ist ein Gemisch aus Zement, Wasser, Zuschlagstoffen und ggf. Zusatzmitteln. Somit sind die (thermischen) Eigenschaften analog zum Boden stark von der jeweiligen Zusammensetzung

abhängig. Dabei ist vor allem die Art des Zuschlags von entscheidender Bedeutung, da Beton zu ca. 80 M-% aus Zuschlagstoffen besteht.

Beton wird hinsichtlich seiner Dichte in Leichtbeton ($\rho < 2.000 \text{ kg/m}^3$), Normalbeton ($2.000 < \rho < 2.600 \text{ kg/m}^3$) und Schwerbeton ($\rho > 2.600 \text{ kg/m}^3$) eingeteilt. Für die Anwendung bei thermo-aktiven Bauteilen wird in der Regel Normalbeton der Festigkeitsklasse C20/25 bis C45/44 verwendet (DIN EN 1536:2010). Die mittlere Dichte für unbewehrten Beton liegt dabei bei $\rho = 2.300 \text{ kg/m}^3$ und für Stahlbeton bei $\rho = 2.500 \text{ kg/m}^3$. Der maximale Wasser/Zement-Wert (w/z-Wert) liegt bei 0,6 (DIN EN 1536:2010).

Für Normalbeton werden als Zuschlagstoffe in der Regel Gesteinskörnungen aus Sand oder Kies verwendet. Für Schwerbetone werden oft eisenhaltige Zuschläge eingesetzt, während für Leichtbetone leichte Zuschlagstoffe wie Bims oder Blähton verwendet werden. Die thermischen Eigenschaften des Betons werden daher stark durch die thermischen Eigenschaften des Zuschlags bestimmt. Für die Wärmeleitfähigkeit von Normallbeton sind in der Literatur Werte zwischen 0,62 W/(mK) und 3,3 W/(mK) dokumentiert. Für Leichtbeton liegt die Spannweite zwischen 0,4 W/(mK) und 1,9 W/(mK) (Yun et al., 2013). DIN EN ISO 10456:2010 gibt als Bemessungswärmeleitfähigkeit für Normalbeton einen Wert von $\lambda_c = 2,0$ W/(mK) bzw. $\lambda_c = 2,3$ W/(mK) für Stahlbeton an. Für Leichtbeton liegt dieser bei 1,35 W/(mK).

Die Wärmeleitfähigkeit von Beton λ_c kann mathematisch analog zum Boden über ein Mehrphasenmodell beschrieben werden. Diese kann aus der Wärmeleitfähigkeit des Zementleims λ_Z und der Wärmeleitfähigkeit des Zuschlags λ_K sowie den entsprechenden Volumenanteilen n_i berechnet werden (Harmathy, 1970):

$$\lambda_{c} = \lambda_{Z} \cdot \frac{n_{Z} \cdot (\lambda_{K} + 2\lambda_{Z}) + 3 \cdot n_{K} \cdot \lambda_{K}}{n_{Z} \cdot (\lambda_{K} + 2\lambda_{Z}) + 3 \cdot n_{K} \cdot \lambda_{Z}}$$
(4-96)

Alternativ kann die Wärmeleitfähigkeit von Beton auch mit Hilfe von Laborversuchen bestimmt werden. Dabei können prinzipiell die in Bild 4.12 dargestellten Verfahren verwendet werden. Weit verbreitet sind jedoch Verfahren, die auf der Nadelsonde oder dem Heizdraht beruhen (z. B. Kim et al., 2003; Yun et al., 2013). Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Wärmeleitfähigkeit des Betons mit dem "Thermal Conductivity Scanner" bestimmt.

Prinzipiell ist die Wärmeleitfähigkeit von Beton von der Temperatur abhängig. Kim et al. (2003) ermittelten auf Basis von Wärmeleitfähigkeitsmessungen im Labor einen linearen Zusammenhang zwischen der Wärmeleitfähigkeit und der Temperatur:

$$\lambda_{\rm c} = \lambda_{\rm c} ({\rm T} = 20 \,^{\circ}{\rm C}) \cdot (1,05 - 0,0025 \cdot {\rm T}) \tag{4-97}$$

Für die durch eine geothermische Nutzung hervorgerufenen Temperaturschwankungen im Beton kann die Wärmeleitfähigkeit des Betons somit auf Grund der geringen Ausprägung als temperaturunabhängig angesehen werden.

Während die Wärmeleitfähigkeit des Betons je nach Zuschlag stark unterschiedliche Werte aufweisen kann, fällt die Streuung der Wärmekapazität deutlich geringer aus. In der Literatur sind

Werte für die spezifische Wärmekapazität zwischen $c_{p,c} = 700 \text{ J/(kgK)}$ und $c_{p,c} = 1.000 \text{ J/(kgK)}$ dokumentiert, wobei der Mittelwert bei ca. $c_{p,c} = 800 \text{ J/(kgK)}$ liegt (Naus, 2005; Yun et al., 2013). DIN EN ISO 10456:2010 gibt als Bemessungswert pauschal einen Wert von $c_{p,c} = 1.000 \text{ J/(kgK)}$ an. Eine Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität kann analog zur Wärmeleitfähigkeit vernachlässigt werden.

5 Temperatur in den oberflächennahen Bodenschichten

5.1 Vertikale Temperaturverteilung im Untergrund

Die Temperatur im Untergrund kann prinzipiell in drei Zonen eingeteilt werden (vgl. Bild 5.1). Im oberflächennahen Bereich wird die Untergrundtemperatur im Wesentlichen durch den jahres- bzw. tageszeitlichen Gang der Lufttemperatur beeinflusst. In diesem Bereich ist die zur Verfügung stehende Energie für eine thermische Nutzung also hauptsächlich gespeicherte Sonnenenergie. Ab der sogenannten neutralen Zone ist der Einfluss der Lufttemperatur auf die Untergrundtemperatur nicht mehr spürbar. Die Untergrundtemperatur ist in dieser Zone ganzjährig konstant und kann als Gleichgewichtszustand zwischen mittlerer Jahresaußen- und Erdinnentemperatur angesehen werden. Der absolute Wert ist vom Standort abhängig und liegt in Deutschland typischer Weise zwischen 8 °C und 12 °C. In innerstädtischen Gebieten können jedoch auch höhere Temperaturen vorliegen (vgl. Kapitel 5.3). Die neutrale Zone liegt in Deutschland üblicherweise in 10 m bis 20 m Tiefe (VBI, 2012).



Bild 5.1 Temperaturverteilung über die Tiefe (exemplarisch)

Erst in Tiefen unterhalb der neutralen Zone ist der Einfluss des geothermischen Wärmestroms auf die Untergrundtemperatur spürbar. Global betrachtet liegt der geothermische Wärmestrom zwischen 0,05 W/m² und 0,12 W/m² (VDI 4640-1:2010), wobei in Ozeanen höhere Wärmeströme zu verzeichnen sind, als auf den Kontinenten (Pollack et al., 1993). Der mittlere, globale Wärmestrom wurde von Pollack et al. (1993) zu 0,087 W/m² bestimmt. Der geothermische Wärmestrom verursacht einen in der Regel linearen, jahreszeitlich unabhängigen, Temperaturanstieg mit der Tiefe. Der daraus resultierende geothermische Gradient liegt globalbetrachtet in der Größenordnung von 2 K bis 3,5 K pro 100 m (Banks, 2012). In

Deutschland beträgt der geothermische Gradient im Mittel 3,2 K pro 100 m (Agemar et al., 2011). Durch regionale Besonderheiten kann der geothermische Gradient jedoch auf bis zu 100 K pro Kilometer (z. B. im nördlichen Oberrheingraben) ansteigen (Agemar et al., 2011).

5.1.1 Berechnung der Temperaturverteilung im Untergrund

Die Temperaturverteilung im Untergrund kann im allgemeinem durch die eindimensionale, instationäre Wärmeleitungsgleichung beschrieben werden (vgl. Kapitel 4.2):

$$\frac{\partial T(z,t)}{\partial t} = \frac{1}{a_T} \cdot \frac{\partial^2 T(z,t)}{\partial^2 t}$$
(5-1)

Hierin ist a_T die Temperaturleitfähigkeit des Bodens und z die Tiefe unterhalb der Oberfläche. Zur Lösung der Differentialgleichung wird ein halbunendlicher Körper zugrunde gelegt (vgl. Kapitel 4.2), wobei die Temperaturverteilung im Untergrund dem Jahresgang der Lufttemperatur zeitversetzt folgt. Der Jahresgang der Lufttemperatur kann durch einen sinusförmigen Verlauf approximiert werden, welcher um die mittlere Lufttemperatur schwankt. Die Temperatur im Untergrund kann daher ebenfalls über einen sinusförmigen Verlauf beschrieben werden, wobei im Vergleich zur Lufttemperatur eine Phasenverschiebung und mit steigender Tiefe eine Dämpfung der Amplitude auftritt. Die entsprechende mathematische Formulierung lautet (z. B. Banks, 2012):

$$T_{o}(z,t) = T_{m,o} + A_{s,o} \cdot \exp\left(-z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{T} \cdot P_{B}}}\right) \cdot \cos\left(\frac{2\pi}{P_{B}} \cdot t - z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{T} \cdot P_{B}}}\right)$$
(5-2)

In Gleichung (5-2) beschreibt $T_{m,o}$ die mittlere Erdoberflächentemperatur und $A_{s,o}$ die Amplitude der Erdoberflächentemperatur. P_B beschreibt die Dauer der Periode (z. B. 31.536.000 s für den Jahreszyklus). Die Zeit t wird ab dem Zeitpunkt im Sommer gezählt, wo die Temperaturverteilung ihr Maximum erreicht. Dieser liegt in Deutschland für die Erdoberfläche in der Regel im Juli.



Bild 5.2 Jahresgang der Temperatur für verschiedene Tiefen (exemplarisch)

Eine typische Temperaturverteilung über das Jahr ist für verschiedene Tiefen in Bild 5.2 dargestellt. Die Phasenverschiebung der Temperatur führt dazu, dass in 5 m Tiefe das Temperaturmaximum im Oktober und somit zu Beginn der Heizperiode auftritt, während das Temperaturminimum im Frühjahr durchlaufen wird. Somit kann sich die Phasenverschiebung der Temperatur positiv auf den Betrieb von oberflächennahen geothermischen Anlagen auswirken.

Aus Gleichung (5-2) wird deutlich, dass die Temperatur in der neutralen Zone der mittleren Erdoberflächentemperatur entspricht, da in der neutralen Zone die Amplitude und damit der zweite Summand zu Null wird. Mit dieser Annahme kann die Tiefe der neutralen Zone bestimmt werden. Diese wird erreicht, wenn die Amplitude $A_{s,z}$ (vgl. Gleichung (5-3)) für eine Periode von einem Jahr zu Null wird.

$$A_{s,z} = A_{s,o} \cdot \exp\left(-z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{T} \cdot P_{B}}}\right) = 0$$
(5-3)

Mathematisch ergibt sich somit eine Tiefe für die neutrale Zone von $z_n = \infty$ (Grenztiefe). Für die praktische Anwendung wird in der Regel eine Amplitude von $A_{s,z} = 0,1$ °C als Grenze für die neutrale Zone gewählt (Williams & Smith, 1989). Die Grenztiefe z_n ergibt sich dann zu:

$$z_{n} = \sqrt{\frac{a_{T} \cdot P_{B}}{\pi}} \cdot \ln\left(\frac{A_{s,o}}{A_{s,z}}\right) = \sqrt{\frac{a_{T} \cdot P_{B}}{\pi}} \cdot \ln(10 \cdot A_{s,o})$$
(5-4)

Ein weiteres, weit verbreitetes Maß zur Beurteilung der Eindringtiefe der zeitabhängigen Temperaturverteilung in den Untergrund ist die sogenannte Dämpfungstiefe z_D , in der die Amplitude der Oberflächentemperatur auf 1/e reduziert wird (z. B. Markiewicz, 2004):

$$z_{\rm D} = \sqrt{\frac{a_{\rm T} \cdot P_{\rm B}}{\pi}}$$
(5-5)

Aus den Gleichungen (5-2) bis (5-5) wird deutlich, dass die Eindringtiefe und die Phasenverschiebung des Temperaturzyklus von der Temperaturleitfähigkeit des Bodens und der betrachteten Periode abhängen. Für Böden mit einer hohen Temperaturleitfähigkeit ist auch eine größere Eindringtiefe des Temperaturzyklus bzw. der neutralen Zone zu erwarten. Dies bedeutet gleichzeitig, dass für eine feste Tiefe eine große Amplitude der Temperaturschwankung vorliegt. Die Phasenverschiebung in einer bestimmten Tiefe ist für Böden mit einer großen Temperaturleitfähigkeit geringer und nähert sich somit dem Verlauf der Erdoberflächentemperatur an. Der Einfluss der zeitlichen Periode entspricht tendenziell dem Einfluss der Temperaturleitfähigkeit. So ist die Eindringtiefe des jährlichen Temperaturzyklus 3,5-mal bzw. 19-mal höher als die des monatlichen bzw. täglichen Zyklus. Ebenso ist die Amplitude des jährlichen Zyklus für eine bestimmte Tiefe größer, als die des monatlichen bzw. täglichen Zyklus, während die Phasenverschiebung geringer ausfällt. Für eine neutrale Zone von ca. 15 m wirken sich tägliche Temperaturschwankungen somit lediglich auf eine Schicht von ca. 75 cm aus, während monatliche Temperaturschwankungen bis in eine Tiefe von ca. z = 4,5 m spürbar sind.

5.1.2 Analytische Berechnung der Erdoberflächentemperatur

Zur Ermittlung des Temperaturprofils in den oberflächennahen Bodenschichten ist die Kenntnis der Erdoberflächentemperatur erforderlich (siehe Gleichung (5-2)). Diese wird jedoch messtechnisch nicht erfasst. Messdaten stehen teilweise für die Bodentemperatur in einer Tiefe von z = 5 cm oder für die Lufttemperatur zur Verfügung.

Nach DIN 4710:2003 kann Deutschland in 15 Klimazonen eingeteilt werden. Für diese Zonen sind langjährige Mittelwerte für verschiedene meteorologische Daten dokumentiert. Dabei wird jede Klimazone durch eine repräsentative Klimastation abgebildet. In Tabelle 11 der Norm finden sich auch repräsentative Werte für die Lufttemperatur und die Bodentemperatur bis in 1 m Tiefe. Die Daten wurden aus Aufzeichnungen bis 1990 ermittelt. Detailliertere und aktuellere Daten können über den Deutschen Wetterdienst für eine große Anzahl an Standorten bezogen werden, wobei relevante Daten, wie beispielsweise die Globalstrahlung oder die Bodentemperaturen, nicht kostenfrei zur Verfügung stehen.

Mit analytischen Ansätzen kann die Erdoberflächentemperatur aus der vorhandenen Lufttemperatur unter Berücksichtigung des Wärmeübergangs zwischen Luft und Boden berechnet werden. Mathematisch kann dies durch eine Anpassung von Gleichung (5-2) erfolgen (siehe Gleichung (5-6)). Dieses Vorgehen findet sich z. B. in Grigull & Sandner (1990) und wird auch für die Berechnung von geothermischen Fragestellung verwendet (z. B. Markiewicz, 2004; Ramming, 2007).

$$T_{o}(z,t) = T_{m,A} + A_{s,A} \cdot \eta_{B} \cdot \exp\left(-z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{T} \cdot P_{B}}}\right)$$

$$\cdot \sin\left(\frac{2\pi}{P} \cdot (t - \varepsilon_{B}) - z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{T} \cdot P_{B}}}\right)$$
(5-6)

Mit:

$$\eta_{\rm B} = 1/\sqrt{1 + 2\kappa_{\rm B} + 2\kappa_{\rm B}^{\ 2}} \tag{5-7}$$

$$\varepsilon_{\rm B} = \arctan(\kappa_{\rm B}/(1+\kappa_{\rm B})) \tag{5-8}$$

$$\kappa_{\rm B} = \frac{\lambda_{\rm B}}{\alpha_{\rm B}} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_{\rm T} \cdot P_{\rm B}}} \tag{5-9}$$

In Gleichung (5-9) ist α_B [W/(m²K)] der (konvektive) Wärmeübergangskoeffizient zwischen der Erdoberfläche und der Luft.

Eine weitere Möglichkeit zur Ermittlung der Erdoberflächentemperatur aus der Lufttemperatur findet sich in Glück (2007). Hier wird für die Berechnung von Erdwärmekollektoren die sogenannte "Sonnenlufttemperatur" verwendet:

$$T_{o}(t) = T_{A}(t) + \frac{a_{o} \cdot q_{G}}{\alpha_{B}}$$
(5-10)

Hierin ist a_0 [-] die Albedo der Oberfläche. Die Albedo einer Oberfläche gibt an, wie viel Prozent der einfallenden Strahlung reflektiert wird (siehe Kapitel 5.2). Weiterhin ist α_B [W/(m²K)] der Gesamtwärmeübergangskoeffizient, der die langwellige Umgebungsstrahlung und die Konvektion zusammenfasst, und q_G [W/m²] die Globalstrahlung auf die Oberfläche (siehe Kapitel 5.2). Glück (2007) empfiehlt dabei den pauschalen Ansatz von $\alpha_B = 15$ W/(m²K) und $a_0 = 0,3$ (für unversiegelte Flächen). Dieser pauschale Ansatz ist jedoch kritisch zu hinterfragen (Glück, 2007).

In Bild 5.3 sind die mit Hilfe von Gleichung (5-6) und Gleichung (5-10) ermittelten Temperaturen in 5 cm Tiefe für die Referenzstandorte Hamburg (Klimazone 3), Aachen (Klimazone 5), Kassel (Klimazone 7) und Mannheim (Klimazone 12) dargestellt. Dabei wurde in Gleichung (5-6) analog zu den Empfehlungen von Glück (2007) ein Wärmeübergangskoeffizient von $\alpha_B = 15$ W/(m²K) gewählt. Für den Ansatz nach Glück (2007) wurde die Temperatur in 5 cm Tiefe mit Gleichung (5-2) berechnet, wobei die Temperaturverteilung an der Erdoberfläche wiederum mit Gleichung (5-10) ermittelt wurde. Die Temperaturleitfähigkeit der Böden wurde mit Hilfe der Standortinformationen und den daraus resultierenden thermischen Bodeneigenschaften nach Tabelle 4.4 sowie mit Hilfe der Messwerte in 1 m Tiefe bestimmt. Zusätzlich zu den dokumentierten Messwerten sind die approximierten Messwerte dargestellt, die sich ergeben, wenn eine idealisierte sinusförmige Temperaturverteilung über das Jahr unterstellt wird.



Bild 5.3 Analytische Ansätze zur Berechnung der Erdoberflächentemperatur für verschiedene Referenzstandorte

Ein Vergleich der Ansätze mit den Messwerten liefert für alle betrachteten Ansätze die gleiche Tendenz. Der Ansatz von Grigull & Sandner (1990) unterschätzt die tatsächliche Temperatur vor allem in den Sommermonaten deutlich. Dies ist zum einen auf den pauschalen Ansatz des Wärmeübergangskoeffizienten zurückzuführen. Zum anderen wird in diesem Ansatz die Globalstrahlung nicht betrachtet, die besonders im Sommer einen großen Beitrag zur Energiebilanz leistet. Der Ansatz von Glück (2007) weist tendenziell eine bessere Übereinstimmung mit den Messwerten auf, wobei dieser die Bodentemperatur im Sommer zum Teil deutlich überschätzt.

Da die Bodentemperatur einen deutlichen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit eines thermo-aktiven Bauteils besitzt (siehe Kapitel 9), wird im Folgenden eine alternative Bestimmung der Erdoberflächentemperatur auf Basis der Energiebilanz an der Oberfläche vorgestellt, die es ermöglicht, die Erdoberflächentemperatur mit Hilfe von meteorologischen Daten mit einer guten Genauigkeit zu bestimmen.

5.2 Energiebilanz an der Erdoberfläche

Das Energieangebot in den oberflächennahen Bodenschichten und damit die Temperatur werden maßgeblich durch den Energieaustausch zwischen Erdoberfläche und der Luft bestimmt. Diese Interaktion kann über die Energiebilanz an der Erdoberfläche erfasst werden (siehe Bild 5.4).



Bild 5.4 Energiebilanz an der Erdoberfläche

Die langfristige Energiebilanz der jeweiligen Wärmestromdichten q_i [W/m²] lautet in allgemeiner Form (z. B. Hupfer & Kuttler, 2005):

$$q_{\rm B} = q_{\rm S} + q_{\rm E} + q_{\rm H} \tag{5-11}$$

Der Bodenwärmestrom q_B ergibt sich somit aus der Strahlungsbilanz an der Oberfläche q_S , dem latenten Wärmestrom q_E aus Verdunstung und dem fühlbaren (sensiblen) Wärmestrom q_H aus Konvektion. Bei der Aufstellung der mittleren (langfristigen) Energiebilanz werden die Wärmeströme aus Niederschlag, Schmelzwärme, Infrastruktureinrichtungen oder anderen urbanen

Einrichtungen sowie aus chemischen und biologischen Umsätzen ebenso wie bei der allgemeinen Beschreibung des Wärmetransports im Untergrund (vgl. Kapitel 4.1) vernachlässigt. In Gleichung (5-11) sind Wärmeströme positiv definiert, wenn sie zur Umsatzfläche hin (also zur Erdoberfläche) gerichtet sind und entsprechend negativ, wenn sie von dieser weg zeigen (Hupfer & Kuttler, 2005). Ein Wärmestrom in den Boden hinein bedeutet somit einen negativen Wärmestrom.

Im Folgenden werden die einzelnen Komponenten der Energiebilanz sowie ihr Berechnungs- bzw. Bestimmungsmethoden für die Anwendung bei thermo-aktiven Bauteilen kurz dargestellt. Für eine detaillierte Beschreibung der Prozesse sei auf die jeweilige Fachliteratur verwiesen (z. B. Linacre, 1992; Hupfer & Kuttler, 2005).

5.2.1 Strahlungsbilanz

Die Strahlungsbilanz an der Erdoberfläche setzt sich aus der einfallenden Sonnenstrahlung (kurzwellige Strahlung q_{KW}) und der von der Oberfläche abgestrahlten Wärme (langwellige Strahlung q_{LW}) - auch "effektive Ausstrahlung" genannt - zusammen (Gleichung (5-12)).

$$q_{\rm S} = q_{\rm KW} + q_{\rm LW} \tag{5-12}$$

Kurzwellige Strahlung

Die einfallende kurzwellige Nettostrahlung ist abhängig von der Reflektion an der Erdoberfläche sowie der Reflektion an der Atmosphäre bzw. den Wolken (vgl. Bild 5.4). Die letzten beiden Effekte können durch die Globalstrahlung q_G berücksichtigt werden, welche die auf die Erdoberfläche auftreffende Solarstrahlung beschreibt. Die Globalstrahlung wird von den Wetterstationen als Messwert erfasst und steht somit für verschiedene Standorte zur Verfügung.

Die Reflektion der Strahlung an der Oberfläche ist von der Oberflächenbeschaffenheit abhängig und wird über die Albedo der Oberfläche a_o ausgedrückt. Die kurzwellige Strahlung q_{KW} berechnet sich dann wie folgt:

$$q_{KW} = (1 - a_0) \cdot q_G$$
(5-13)

Die Albedo ist von der Farbe, der Oberflächenstruktur, dem Feuchtegehalt (bei Böden), den Verschattungseigenschaften sowie dem Schadstoffgehalt der Luft (in Städten) abhängig (Linacre, 1992). So kann die Albedo zwischen 5 % bei dunklen, feuchten Böden (nahezu keine Reflektion) und bis zu 95 % (nahezu komplette Reflektion) bei Neuschnee variieren. In der Literatur existiert eine Vielzahl von Werten für die Albedo von verschiedenen Oberflächen, die in der Regel auf Basis von Messwerten zusammengestellt wurden. In Tabelle 5.1 ist die Albedo für ausgewählte Oberflächen auf Basis der Ausführungen von Linacre (1992) dargestellt.

Oberfläche	Albedo a₀ [%] ¹⁾		
Schnee	42 – 95	(70)	
Boden	8 – 19	(14)	
Gras	16 – 28	(22)	
Ackerfläche	15 – 24	(20)	
Wald	10 – 18	(15)	
Städtische Oberflächen	13 – 15	(14)	
Wasser (stehend)	4 – 13	(7)	
¹⁾ die Werte in Klammern geben den Median an			

Tabelle 5.1 Albedo für ausgewählte Oberflächen (Linacre, 1992)

Langwellige Strahlung

Die langwellige Strahlung q_{LW} setzt sich aus der Ausstrahlung von der Erdoberfläche q_{AO} und der atmosphärischen Gegenstrahlung (an Wolken oder Gasen reflektierte bzw. absorbierte Strahlung) q_{AG} zusammen (vgl. Bild 5.4):

$$q_{LW} = q_{AO} + q_{AG} \tag{5-14}$$

Die langwellige Strahlung wird dabei auf Basis des Strahlungsgesetzes (vgl. Kapitel 4.1.3) bestimmt, wobei für die Ausstrahlung die Erdoberfläche als Strahlungskörper wirkt, während bei der Gegenstrahlung die Atmosphäre den Strahlungskörper bildet:

$$Q_{AO} = \sigma \cdot \varepsilon_{S} \cdot T_{o}^{4}$$
(5-15)

$$Q_{AG} = \sigma \cdot \varepsilon_a \cdot T_A^4 \tag{5-16}$$

Die jeweiligen Temperaturen sind hierbei in der Einheit Kelvin einzusetzen. Die Lufttemperatur bezieht sich auf die Temperatur in 2 m Höhe, welche von den Wetterstationen erfasst wird.

Der Emissionsgrad der Erdoberfläche ε_S ist von der Vegetation der Oberfläche abhängig und streut global betrachtet zwischen $\varepsilon_S = 0,7$ (Wüste) und $\varepsilon_S = 1,0$ (Wald) (Jin & Liang, 2006). Für Böden in urbanen Gebieten kann der Emissionsgrad zu $\varepsilon_S = 0,97$ angenommen werden (Linacre, 1992; Banks, 2012). Für schneebedeckte Oberflächen reduziert sich der Emissionsgrad auf im Mittel $\varepsilon_S = 0,85$ (Oke, 1987).

Für die Bestimmung des Emissionsgrad der Atmosphäre ε_a existiert in der Literatur eine Vielzahl von Ansätzen. Diese Ansätze sind meist empirischer Form und wurden auf Basis lokaler Messdaten entwickelt. Vereinzelt finden sich auch analytische Ansätze, die eine größere Allgemeingültigkeit aufweisen. Eine Übersicht über bestehende Ansätze findet sich z. B. in Iziomon et al. (2003), Duarte et al. (2006) oder Choi et al. (2008).
Der erste (empirische) Ansatz für den Emissionsgrad eines wolkenfreien Himmels, bei dem nur eine Absorption an den Gasen der Atmosphäre stattfindet, wurde von Brunt (1932) aufgestellt:

$$\varepsilon_{a} = a + b \cdot \sqrt{e_{a}} \tag{5-17}$$

Hierin ist e_a der Dampfdruck der Luft [hPa], welcher sich auf Basis der Magnus-Formel aus dem Sättigungsdampfdruck e_a^* der Luft und der relativen Luftfeuchtigkeit ϕ [%] berechnen lässt (Sonntag & Heinze, 1982):

$$e_{a} = e_{a}^{*} \cdot \frac{\phi}{100} = 6,11 \cdot e^{17,5043 \cdot T_{A}/(T_{A}+241,2)} \cdot \frac{\phi}{100}$$
(5-18)

Die Koeffizienten a und b wurden nach dem "Best-Fit"-Prinzip ermittelt und werden von Brunt (1932) für den Standort Benson (Großbritannien) zu a = 0,52 und b = 0,065 bestimmt. Der Ansatz von Brunt (1932) hat seitdem eine weite Verbreitung gefunden, sodass die Koeffizienten von vielen Autoren auf andere Standorte übertragen wurden. Beispielsweise ermittelte Sellers (1965) auf Basis von Messdaten aus 22 Stationen weltweit die Koeffizienten zu a = 0,61 und b = 0,048.

Ein analytischer Ansatz auf Basis der "Schwarzschild-Gleichung" wurde von Brutsaert (1975) entwickelt. Demnach ist der Emissionsgrad sowohl vom Dampfdruck, als auch von der Lufttemperatur abhängig:

$$\epsilon_{a} = 1,24 \cdot \left(\frac{e_{a}}{T_{A} + 273,16}\right)^{(1/7)}$$
(5-19)

Diese Gleichung wurde für eine "Standard"-Atmosphäre entwickelt, sodass sie ebenfalls eine globale Gültigkeit besitzt (Brutsaert, 1975).

Die Ansätze von Brunt (1932) und Brutsaert (1975) wurden im Wesentlichen für Lufttemperaturen $T_A > 0$ °C entwickelt. Dies hat zur Folge, dass für Lufttemperaturen $T_A < 0$ °C die Gegenstrahlung unterschätzt wird (Aase & Idso, 1978). Satterlund (1979) entwickelte daher einen empirischen Ansatz, der auch für Temperaturen unterhalb des Gefrierpunkts Gültigkeit besitzt, und somit über ein weites Temperaturspektrum gilt:

$$\varepsilon_{a} = 1,08 \cdot \left(1 + e^{-e_{a} \cdot \frac{T_{A} + 273,16}{2016}}\right)$$
(5-20)

Die vorgestellten Ansätze beschreiben den Emissionsgrad für einen wolkenfreien Himmel. Durch eine Bewölkung wird die Gegenstrahlung jedoch vergrößert, da zusätzlich eine Adsorption an den Wolken stattfindet. Der Einfluss der Bewölkung auf den Emissionsgrad kann nach Gleichung (5-21) durch einen Korrekturfaktor berücksichtigt werden (Linacre, 1992; Iziomon et al., 2003):

$$\varepsilon_{a} = \varepsilon_{a,0} \cdot (1 + 0.0034 \cdot \Theta^{2}) \tag{5-21}$$

Hierin ist Θ [octa] der Bedeckungsgrad des Himmels, welcher ebenfalls von den Wetterstationen erfasst wird. Dieser beschreibt den Anteil des Himmels, der mit Wolken bedeckt ist. Der Anteil wird dabei in Achteln ausgedrückt. Ein Bedeckungsgrad von vier bedeutet demnach, dass die Hälfte des Himmels mit Wolken bedeckt ist.

5.2.2 Konvektiver (fühlbarer) Wärmestrom

Der konvektive (oder fühlbare) Wärmestrom q_H resultiert aus dem (turbulenten) Energieaustausch zwischen Luft und Erdoberfläche. Für die Aufstellung der Energiebilanz an der Oberfläche ist die erzwungene Konvektion durch den Wind maßgebend, sodass der konvektive Wärmestrom aus dem Wärmeübergangskoeffizient α_0 der Erdoberfläche berechnet werden kann:

$$q_{\rm H} = \alpha_{\rm o} \cdot (T_{\rm A} - T_{\rm o}) \tag{5-22}$$

Der Wärmeübergangskoeffizient kann im Allgemeinen auf Basis der Nusselt-Zahl berechnet werden (vgl. Kapitel 4.1.2). Für eine parallel angeströmte (vertikale) Oberfläche existieren jedoch verschiedene, empirische Ansätze, die den Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Strömungs- bzw. Windgeschwindigkeit beschreiben (Palyvos, 2008). Diese werden vor allem in der Gebäudesimulation zur Bestimmung der Konvektion auf Außenbauteile verwendet. Sie können aber auch auf die Erdoberfläche übertragen werden (z. B. El-Din, 1999; Mihala-kakou, 2002; Ramming, 2007). Der älteste Ansatz wurde von Jürges (1924) aufgestellt und lautet wie folgt (Palyvos, 2008):

$$\alpha_{o} = 5,678 \cdot \left(a_{1} + b_{1} \cdot \left(\frac{294,26}{273,16 + T_{A}} \cdot \frac{v_{z}}{0,3048} \right)^{n_{1}} \right)$$
(5-23)

Für die praktische Anwendung kann die Temperaturabhängigkeit in Gleichung (5-23) vernachlässigt werden, und der Wärmeüberkoeffizient kann in Abhängigkeit der Windgeschwindigkeit an der Oberfläche v_Z [m/s] wie folgt beschrieben werden:

Einen Überblick über dokumentierte Werte für die Koeffizienten a, b, c und n sowie deren Geltungsbereich gibt Tabelle 5.2.

Ansatz	Gültigkeitsberei ch	Koeffizienten	Randbedingung	
	v _z < 5 m/s	a = 5,6; b = 3,9	Parallele Anströmung / glatte Oberfläche	
Jürges (1924)	v _z ≥ 5 m/s	c = 7,2; n = 0,78		
	v _z < 5 m/s	a = 6,2; b = 4,3	Parallele Anströmung /	
	v _z ≥ 5 m/s	c = 7,6; n = 0,78	raue Oberfläche	
Linacre (1992)	0 < v _z < ∞	c = 2,3; n = 1	Neutrale Atmosphäre	
Ito et al. (1972) in Palyvos (2008)	0 < v _z < ∞	c = 18,6; n = 0,61	Alle Windrichtungen	
DIN EN ISO 6496 (2008)	0 < v _z < ∞	a = 4; b = 4	Außenwände	
ASHRAE (1989) in EnergyPlus (2013)	0 < v _z < ∞	a = 10,8; b = 4,2	Mittelraue Oberfläche (Beton)	
	0 < v _z < ∞	a = 12,5; b = 4,1	Raue Oberfläche (Putz)	
Emmel et al. (2007)	0 < v₂(10 m) < ∞	c = 5,11; n = 0,78	Parallele Anströmung / horizontale Oberfläche	

Zur Bestimmung des Wärmeübergangswiderstands ist mit Ausnahme des Ansatzes von Emmel et al. (2007) die Windgeschwindigkeit an der Oberfläche relevant. Messdaten aus Wetterstationen liefern in der Regel die Windgeschwindigkeit in 10 m Höhe. Die Windgeschwindigkeit ist jedoch über die Höhe nicht konstant, sondern es stellt sich in Abhängigkeit der Rauheit der Oberfläche ein logarithmisches Windprofil ein. Für die Berechnung des Wärmeübergangswiderstands ist die gemessene Windgeschwindigkeit in 10 m somit auf die Geschwindigkeit in Bodennähe umzurechnen (siehe Gleichung (5-25)).

$$v_{z} = v_{ref} \cdot \left(\frac{\delta_{ref}}{z_{ref}}\right)^{a_{R,ref}} \cdot \left(\frac{z}{\delta}\right)^{a_{R}}$$
(5-25)

Hierin ist δ [mm] die Rauhigkeitslänge der Oberfläche, a_R [-] der Rauhigkeitskoeffizient und z [m] die Höhe. Werte für δ und a_R können Tabelle 5.3 entnommen werden.

Gebiet	Rauhigkeitslänge δ [mm]	Rauhigkeits- koeffizient a _R [-]
Meer	210	0,10
Glatt, offene Gebiete, Wiesen, Weiden	270	0,14
Rau / urbane und bewaldete Gebiete	370	0,22
Dörfer und Städte	460	0,33

Tabelle 5.3 Windgeschwindigkeitsprofile (ASHRAE, 2005 in EnergyPlus, 2013)

Für die Umrechnung der gemessenen Windgeschwindigkeit aus Wetterstationen, die in der Regel in offenen Gebieten liegen, in die Windgeschwindigkeit in ein beliebiges Gebiet gilt dann:

$$v_{z} = 1,59 \cdot v_{ref} \cdot \left(\frac{z}{\delta}\right)^{a_{R}}$$
(5-26)

Erfolgt eine Umrechnung des Geschwindigkeitsprofils am gleichen Standort, vereinfacht sich Gleichung (5-25) wie folgt:

$$v_z = v_{ref} \cdot \left(\frac{z}{z_{ref}}\right)^{a_R}$$
 (5-27)

5.2.3 Latenter Wärmestrom

Der latente Wärmestrom an der Oberfläche wird im Wesentlichen durch die Verdunstung bestimmt. Dieser berechnet sich im allgemeinem nach Gleichung (5-28).

$$q_E = e_v \cdot \rho_w \cdot L_w \tag{5-28}$$

Hierin ist e_v [m] die tatsächliche Verdunstung, welche nach DIN 19685:1997 berechnet werden kann. L_w ist die latente Verdampfungswärme des Wassers, welche für den hier relevanten Temperaturbereich zu L_w = 2,5 MJ/kg angenommen werden kann.

Der latente Wärmestrom kann alternativ auch mit der Daltonschen Verdunstungsformel über die Dampfdruckdifferenz Δe_a zwischen Luft und Erdoberoberfläche und den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_o ausgedrückt werden (Kraus, 2008):

$$q_{E} = \alpha_{o} \frac{0.622 \cdot L_{w}}{p \cdot c_{p,A}} \cdot \Delta e_{a} = \alpha_{o} \frac{0.622 \cdot L_{w}}{p \cdot c_{p,A}} \cdot \left(e_{a,o} - e_{a,A}\right)$$
(5-29)

Der Luftdruck p [hPa] kann aus der barometrischen Höhenformel für die jeweilige Standorthöhe H [mNN] berechnet werden:

$$p = 1013,25 \cdot \left(1 - \frac{0,0065 \cdot H}{288,15}\right)^{5,255}$$
(5-30)

Eine weitere Möglichkeit zur Berechnung des Verdunstungswärmestroms auf Basis von Untersuchungen nach Penman (1948) lautet wie folgt (z. B. Mihalakakou, 2002):

$$q_{\rm E} = 0.0168 \cdot \alpha_{\rm o} \cdot f_{\rm ev} \cdot \left[(103 \cdot T_{\rm o} + 609) - \frac{\phi}{100} \cdot (103 \cdot T_{\rm A} + 609) \right]$$
(5-31)

Der Koeffizient f_{ev} beschreibt die Oberflächenbeschaffenheit und den Feuchtegehalt des Bodens. Für gesättigte Böden gilt: $f_{ev} = 1,0$, für feuchte Böden $f_{ev} = 0,7$ und für trockene Böden $f_{ev} = 0,4$. Ist zusätzlich eine Grasbedeckung vorhanden ist f_{ev} zusätzlich mit einem Faktor von 0,7 zu multiplizieren (Mihalakakou, 2002).

5.2.4 Bodenwärmestrom

Der Bodenwärmestrom q_B ist von den thermischen Eigenschaften des Bodens abhängig und kann durch die instationäre Wärmeleitungsgleichung beschrieben werden (siehe Gleichung (5-1)). Für die Randbedingung an der Oberfläche gilt dann:

$$q_{\rm B} = -c_{\rm v,B} \cdot a_{\rm T} \cdot \frac{\Delta T}{\Delta z} = -\lambda_{\rm B} \cdot \frac{\Delta T}{\Delta z}$$
(5-32)

Der Bodenwärmestrom kann für die Aufstellung der Energiebilanz somit über die Wärmeleitung ausgedrückt werden. Eine genaue Bestimmung des Bodenwärmestroms ist über Messungen möglich. Eine einfache Abschätzung des Bodenwärmestroms kann jedoch auch mit Hilfe der Strahlungsbilanz (siehe Kapitel 5.2.1) erfolgen:

 $\mathbf{q}_{\mathrm{B}} = \mathbf{c} \cdot \mathbf{q}_{\mathrm{S}} \tag{5-33}$

Das Verhältnis zwischen Strahlungsbilanz und Bodenwärmestrom ist von den Bodeneigenschaften (Bodenart und Wassergehalt), der Vegetation und der Tageszeit abhängig (Santanello & Friedl, 2003). Santanello & Friedl (2003) simulierten das Verhältnis zwischen Strahlungsbilanz und Bodenwärmestrom für verschiedene Bodenarten und Bodenfeuchtegehalte und konnten zeigen, dass das maximale Verhältnis (q_B/q_S) am Vormittag erreicht wird. Weiterhin ist das Verhältnis für bindige (Ton-)Böden größer als für nichtbindige (Sand)Böden und vom Wassergehalt des Bodens abhängig. So wird bei bindigen Böden der Bodenwärmestrom bei einem niedrigen Wassergehalt erhöht. Diese Tendenz ist auch für nichtbindige Böden zu verzeichnen, wobei sie hier nur sehr gering ausgeprägt ist (Santanello & Friedl, 2003). In der Literatur werden Werte zwischen c = 0,15 und c = 0,4 angeben. Für wenig bedeckte Flächen kann im Mittel c = 0,3 angenommen werden (Santanello & Friedl, 2003).

5.2.5 Schneebedeckte Oberflächen

Ist der Boden mit Schnee bedeckt, ändern sich zum einem die Eigenschaften der Bodenoberfläche. So ist die Albedo deutlich erhöht, während der Emissionsgrad sinkt (vgl. Kapitel 5.2.1). Zum anderen ist in der Energiebilanz zusätzlich die Schmelzwärme des Schnees (bzw. des Eises) zu beachten, die eine Erwärmung bzw. Abkühlung der Bodenoberfläche verhindert. Darüber hinaus besitzt Schnee eine relativ niedrige Temperaturleitfähigkeit von im Mittel $a_T = 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ (Kraus, 2008), wodurch die Schneeschicht eine isolierende Wirkung für die Bodenoberfläche besitzt. Dies führt dazu, dass die Temperatur von schneebedeckten Bodenoberflächen in der Regel nicht unter 0 °C fällt (Kraus, 2008).

Der Wärmestrom aus der Schmelzwärme kann analog zum latenten Wärmestrom nach Gleichung (5-29) berechnet werden, wobei der Dampfdruck am Boden durch den Sättigungsdampfdruck $e_{a,o}^*$ ersetzt wird (Kraus, 2008):

$$q_{E} = \alpha_{o} \frac{0.622 \cdot L_{w}}{p \cdot c_{p,A}} \cdot \Delta e_{a} = \alpha_{o} \frac{0.622 \cdot L_{w}}{p \cdot c_{p,A}} \cdot \left(e_{a,o}^{*} - e_{a,A}\right)$$
(5-34)

Dabei wird unterstellt, dass die Oberfläche komplett mit Wasser benetzt ist, sodass weitere Verdunstungseffekte vernachlässigt werden können.

Weiterhin kann das Verhältnis von Bodenwärmestrom zu Strahlungswärme (vgl. Kapitel 5.2.4) zu c = 1,0 angenommen werden (Kraus, 2008).

5.2.6 Parametersatz zur Berechnung der Erdoberflächentemperatur

Da für die verschiedenen Komponenten der Energiebilanz zum Teil viele verschiedene Ansätze für deren Bestimmung bestehen, wurde im Rahmen einer Vorstudie ein Referenzparametersatz für Standorte in Deutschland ermittelt. Dazu wurden verschiedene Parameterkombinationen auf die Referenzstandorte Hamburg, Aachen, Kassel und Mannheim (vgl. Kapitel 5.1.2) angewendet und mit den vorhandenen Temperaturen in 5 cm Tiefe (Messwerte) verglichen. Dazu wurde für jeden Standort die standortspezifische monatliche Energiebilanz an der Oberfläche formuliert, wodurch die Bodentemperatur iterativ bestimmt werden konnte.

Zur Ermittlung der Erdoberflächentemperatur aus der Energiebilanz an der Oberfläche sind folgende meteorologische Daten erforderlich, die alle über den Deutschen Wetterdienst bezogen werden können:

- Lufttemperatur [°C],
- Windstärke [Bft] bzw. [m/s],
- Relative Luftfeuchtigkeit [%],
- Globalstrahlung [W/m²],
- Bedeckungsgrad [octa],
- Schneetage [d/Mo].

Die thermischen Bodeneigenschaften wurden wiederum mit Hilfe der gemessenen Bodentemperaturen in 1 m Tiefe bestimmt (vgl. Kapitel 5.1.2). Die gemessene Windgeschwindigkeit in 10 m wurde für die Berechnung des konvektiven Wärmetransports auf eine Höhe von 30 cm umgerechnet. Diese entspricht im Wesentlichen der empfohlenen Rauhigkeitslänge von Gras (vgl. Tabelle 5.3), welches in der Regel für Wetterstationen maßgebend ist. Für die Wintermonate wurden die Parameter Albedo, Emissionsgrad der Oberfläche, latenter Wärmestrom und Bodenwärmestrom über ein über die Schneetage gewichtetes Mittel nach den Ausführungen in Kapitel 5.2.5 modifiziert.

Als Ergebnis der Studie wird folgender Parametersatz zur Berechnung der Erdoberflächentemperatur empfohlen:

- Albedo: $a_0 = 0,70$ (Schnee) bzw. $a_0 = 0,22$ (Gras),
- Emissionsgrad Oberfläche: $\varepsilon_S = 0.85$ (Schnee) bzw. $\varepsilon_S = 0.97$ (Gras),
- Emissionsgrad der Atmosphäre: Ansatz von Satterlund (1979) (Gleichung (5-20)),
- Konvektiver Wärmeübergangswiderstand: Ansatz nach Emmel et al. (2007) (Tabelle 5.2),
- Latenter Wärmestrom: Daltonsche Verdunstungsformel (Gleichung (5-29)),

• Verhältnis zwischen Bodenwärmestrom und Strahlungsbilanz in Abhängigkeit der vorherrschenden Bodenart: c = 1 (Schnee) bzw. c =0,2 - 0,4 (Gras).

In Bild 5.5 sind die ermittelten Untergrundtemperaturen für alle vier Standorte im Vergleich zu den Messwerten dargestellt. Die approximierten Messwerte stellen wiederum eine auf Basis der Messdaten idealisierte sinusförmige Temperaturverteilung dar. Diese Parameterkombination liefert für alle vier Standorte eine gute Übereinstimmung mit den vorhandenen Messwerten.



Bild 5.5 Berechnung der Erdoberflächentemperatur mit Hilfe der Energiebilanz für verschiedene Referenzstandorte (Referenzparametersatz)

Mit dem empfohlenen Parametersatz kann somit für jede geothermische Anlage eine standortspezifische Erdoberflächentemperatur ermittelt werden. Weist der Anlagenstandort im Vergleich zur vorhandenen Wetterstation signifikante Abweichungen hinsichtlich der (meteorologischen) Randbedingungen auf, ist die Albedo der Oberfläche (vgl. Tabelle 5.1), die Windgeschwindigkeit bzw. das Windprofil (vgl. Tabelle 5.3) und / oder die Lufttemperatur anzupassen (siehe Kapitel 5.3).

Die mit Hilfe der Energiebilanz ermittelte zeitliche Verteilung der Erdoberflächentemperatur kann als Randbedingung für die Berechnung von thermo-aktiven Bauteilen verwendet werden. Für eine analytische Berechnung der Temperaturverteilung (siehe Gleichung (5-2)) kann die Amplitude und die mittlere Temperatur der ermittelten Verteilung der Untergrundtemperatur (z = 5 cm) verwendet werden. In Bild 5.6 ist exemplarisch die resultierende Temperaturverteilung über die Tiefe für den Standort Aachen für verschiedene Berechnungsmethoden dargestellt. Für die numerische Berechnung mit dem Programm SHEMAT-Suite (siehe Kapitel 8.3.1) wurde die Temperaturverteilung an der Oberfläche als stufenförmige Randbedingung vorgegeben. Die analytische Berechnung erfolgte mit Gleichung (5-2), wobei die mittlere Oberflächentemperatur ($T_{m,o} = 11,5$ °C) und die Amplitude ($A_{s,o} = 9,8$ K) aus der Energiebilanz an der Oberfläche bestimmt wurden. Die Temperaturleitfähigkeit wurde zu $a_T = 1,1\cdot10^{-6}$ m²/s gewählt.



Bild 5.6 Temperaturverteilung im Untergrund für verschiedene Berechnungsmethoden

Es zeigt sich, dass für beide Ansätze eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten für die Tiefen z = 5 cm und z = 1 m besteht. Die stufenförmige Formulierung der Temperaturverteilung in der numerischen Lösung stellt darüber hinaus keinen Nachteil dar, da sich die Kurve bereits für eine Tiefe von z = 1 m deutlich glättet. Für Tiefen ab z = 3 m ist keine nennenswerte Abweichung zwischen den analytischen Ansätzen und der numerischen Lösung zu verzeichnen. Die verbleibenden Differenzen sind darauf zurückzuführen, dass in SHEMAT-Suite die thermischen Eigenschaften realitätsnah in Abhängigkeit der Temperatur und als Mehrphasensystem formuliert werden (vgl. Kapitel 4.4.2) und somit im Gegensatz zu den analytischen Ansätzen in der Berechnung nicht konstant sind.

Im weiteren Verlauf der Arbeit wird daher die auf Basis der Energiebilanz bestimmte Erdoberflächentemperatur betrachtet, welche für die numerische Berechnung zu einer treppenförmigen Randbedingung approximiert wird. Als Referenzstandort wird für die folgenden Ausführungen der Standort Aachen gewählt.

5.3 Urban Heat Island Effekt

Die Lufttemperatur in Städten ist im Allgemeinen höher als im (unbebauten) Umland. Weiterhin ist der Unterschied zwischen den Tag- und Nachtemperaturen in Städten ebenfalls größer als im Umfeld. Dieses als "Urban Heat Island Effekt (UHI-Effekt)" oder "Wärmeinsel" bezeichnete Phänomen wurde erstmals von Luke Howard im Jahre 1820 für London dokumentiert (Watkins et al., 2002). Die erhöhte Lufttemperatur in Städten ist zum einen auf die veränderte Strahlungsbilanz zurückzuführen. Durch die größere Versiegelung der Oberfläche steigt die

Reflexion an, da Asphalt eine kleinere Albedo besitzt als beispielsweise eine Grasfläche (vgl. Tabelle 5.1). Zum anderen sinkt der Verdunstungswärmestrom mit steigendem Versiegelungsgrad (Allen et al., 2003). Darüber hinaus wird durch eine vermehrte Wärmeabstrahlung von Gebäuden die Lufttemperatur noch zusätzlich erhöht. Die Ausprägung der Wärmeinsel hängt dabei vor allem von der Siedlungsgröße ab (Oke, 1973). So sind z. B. für asiatische Großstädte Temperaturdifferenzen zwischen Umland und Innenstadt von bis zu 12 °C (Bangkok) dokumentiert (Zhu et al., 2010). Aber auch andere Großstädte wie New York, London, Paris oder Berlin sind bekannte Wärmeinseln. Ein Überblick über Studien zur Ausbreitung von städtischen Wärmeinseln findet sich beispielsweise in Arnfield (2003).

Ein empirischer Zusammenhang zwischen Bevölkerungsanzahl BW und Temperaturunterschied zwischen Umland und Innenstadtkern wurde von Oke (1973) entwickelt. Für europäische Städte gilt:

$$\Delta T = 2,01 \cdot \log BW - 4,06 \tag{5-35}$$

Für nordamerikanische Städte ist der Einfluss der Bevölkerungszahl noch ausgeprägter und es gilt:

$$\Delta T = 2,96 \cdot \log BW - 6,41 \tag{5-36}$$

Dieser Zusammenhang vernachlässigt zwar Einflüsse aus der Vegetation bzw. dem Versieglungsgrad, liefert aber für eine erste Abschätzung der Ausprägung der Wärmeinsel eine gute Näherung.

Der UHI-Effekt beeinflusst nicht nur die Luft- bzw. Oberflächentemperatur, sondern wirkt sich auch auf die Untergrundtemperatur aus (z. B. Allen et al., 2003; Ferguson & Woodbury, 2004; Huang et al., 2009). So liegt der Unterschied zwischen der Bodentemperatur im Umland und dem Innenstadtbereich im Mittel zwischen 2 °C und 5 °C (Zhu et al., 2010). Für die Innenstadtbereiche von London oder Frankfurt sind sogar Bodentemperaturen von bis zu 20 °C dokumentiert (Nicholson et al., 2013; Menberg et al. 2013a).

Der UHI-Effekt und die damit verbundenen hohen Temperaturen im Untergrund können aus ökologischer Sicht zu Problemen führen, da sie sowohl den chemischen Stoffhaushalt als auch die mikrobiologische Aktivität beeinflussen können (Menberg et al., 2013b). Aus konstruktiver Sicht steigen vor allem bei Tunnelbauwerken die thermischen Belastungen der Tunnelschale durch die thermische Belastung (Botelle et al., 2010; Nicholson et al., 2013). In London werden daher aktive Maßnahmen zur Kühlung des Untergrunds bzw. der Tunnel getroffen (Botelle et al., 2010). Die thermische Aktivierung von Tunnelbauwerken wird in diesem Zusammenhang ebenfalls als Maßnahme gegen die Verstärkung des UHI-Effekts angesehen (Nicholson et al., 2013).

Der UHI-Effekt wirkt sich auch auf die Auslegung von geothermischen Anlagen und insbesondere von thermo-aktiven Bauteilen aus. Während durch die erhöhte Bodentemperatur das Heizpotential auf Grund der größeren wirksamen Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem ansteigt, sinkt das Kühlpotential aus demselben Grund. Simulationen von Watkins et al. (2002) zeigen darüber hinaus, dass der Wärmebedarf von Gebäuden innerhalb einer Wärmeinsel kleiner ist als von vergleichbaren Gebäuden im Umland. Der Kühlbedarf steigt jedoch

an. In Summe wirkt sich der UHI-Effekt somit günstig auf die Leistungsfähigkeit der geothermischen Anlage im Heizbetrieb aus, während die Effektivität im Kühlbetrieb sinkt.

Die Einflussfaktoren auf die Ausprägung einer Wärmeinsel im Untergrund sind zunächst analog zu denen für die Lufttemperatur, da sich eine erhöhte Oberflächentemperatur auch in den Untergrund fortpflanzt (siehe Kapitel 5.1). Weiterhin verstärken anthropogene Wärmequellen im Untergrund den UHI-Effekt. Dabei geben sowohl Gebäude als auch unterirdische Bauwerke (Kanäle, Straßen- und U-Bahntunnel, Fernwärmenetze) Wärme an den Untergrund ab (z. B. Menberg et al, 2013a). Je nach Speicherpotential des Untergrunds führt dies zu einer dauerhaften Erwärmung des Untergrunds. Den größte Einfluss auf die Untergrundtemperatur haben bei den anthropogenen Wärmequellen die Gebäude (Menberg et al., 2013b). Dabei spielt sowohl die Dichte der Bebauung, das Alter der Gebäude sowie die Nutzung eine entscheidende Rolle (Allen et al., 2003; Ferguson & Woodbury, 2004). So ist der Wärmeeintrag in den Untergrund durch ältere Gebäude mit einem schlechten Dämmstandard größer als durch neuere (gut isolierte) Gebäude. Der Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Ausprägung einer Wärmeinsel ist dagegen vernachlässigbar (Fergusson & Woodbury, 2004).

Die vorhandenen Studien zur Ermittlung der Bodentemperatur in städtischen bzw. bebauten Gebieten beziehen sich in der Regel auf die Auswertung von Temperaturmessungen für einen Standort (z. B. Allen et al., 2003; Perrier et al., 2005; Huang et al., 2009). Allgemeine Zusammenhänge oder Berechnungsansätze existieren dagegen kaum. Für die numerische Simulation von geothermischen Anlagen kann der UHI-Effekte jedoch über die Vorgabe einer erhöhten Bodentemperatur berücksichtigt werden. Der Einfluss der Vegetation und der klimatischen Bedingungen kann zudem mit Hilfe der Energiebilanz an der Oberfläche abgebildet werden (siehe Kapitel 5.2). Liegen die vorhandenen Wetterstationen außerhalb der Innenstadt, kann eine Anpassung der Lufttemperatur z. B. nach Gleichung (5-35) bzw. (5-36) erfolgen. Somit ist es möglich für jeden Standort eine angepasste Erdoberflächen- bzw. Untergrundtemperatur in der Berechnung zu berücksichtigen. Anthropogene Wärmequellen, wie z. B. Tunnelbauwerke oder große unterirdische Bauwerke, können darüber hinaus als separate Wärmequellen im (numerischen) Modell berücksichtigt werden.

5.4 Einfluss des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs auf thermoaktive Bauteile

Für die Berechnung von Erdwärmesonden werden jahreszeitliche Temperaturschwankungen im Untergrund in der Regel vernachlässigt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass Erdwärmesonden durch ihre große Tiefe größtenteils in der neutralen Zone bzw. im Einflussbereich des geothermischen Wärmestroms liegen (siehe Bild 5.1). Erdwärmekollektoren liegen im Gegensatz dazu im Einflussbereich monatlicher Temperaturschwankungen, die in der Anlagenauslegung berücksichtigt werden sollten. Der geothermische Wärmestrom kann dafür jedoch vernachlässigt werden. Thermo-aktive Bauteile werden überwiegend oberflächennah eingesetzt, sodass sie im Einflussbereich des jahreszeitlichen Temperaturzyklus liegen können (siehe Bild 5.1). Ein Einfluss aus dem geothermischen Gradienten kann wiederum vernachlässigt werden.

In wie weit jahreszeitliche Temperaturschwankungen im Untergrund bei der Planung von thermoaktiven Bauteilen zu berücksichtigen sind, hängt somit entscheidend von der Bauteiltiefe ab. Mit steigender Bauteiltiefe sinkt der Anteil des Bauteils, welcher durch die zeitlich variierende Untergrundtemperatur beeinflusst wird. Dadurch sinkt der Einfluss auf die Leistung der Anlage ebenfalls. Zusätzlich zur Bauteiltiefe ist auch die Temperaturleitfähigkeit des Untergrunds von Bedeutung, da bei einer großen Temperaturleitfähigkeit die Eindringtiefe der Temperaturzyklen größer ist als bei Böden mit einer geringen Temperaturleitfähigkeit (vgl. Kapitel 5.1). Neben diesen beiden Aspekten wirkt sich auch eine Grundwasserströmung auf die Temperaturverteilung im Untergrund aus, da in diesem Fall eine Überlagerung von konvektiven und advektiven Wärmetransportvorgängen stattfindet (vgl. Kapitel 4.1.5).

Zur Abschätzung des Einflusses von jahreszeitlichen Temperaturschwankungen auf die Leistungsfähigkeit eines thermo-aktiven Bauteils, werden im Folgenden die Ergebnisse von numerischen Berechnungen mit dem Programm SHEMAT-Suite (vgl. Kapitel 8.3.1) vorgestellt. Betrachtet wird sowohl ein linienförmiges Bauteil (Energiepfahl) als auch ein flächiges Bauteil (Energiewand mit einer Breite von 3,5 m). Die Untergrundtemperatur wird einmal über eine einheitliche Temperatur (Temperatur in der neutralen Zone) und einmal über eine jahreszeitliche Temperaturrandbedingung an der Oberfläche abgebildet. Als Referenz werden die Temperaturen für den Standort Aachen verwendet. In Anlehnung an reale Verhältnisse wurde ein saisonaler Anlagenbetrieb (reiner Heizbetrieb zwischen September und April) simuliert. Die geothermische Anlage wurde vereinfacht als Temperaturrandbedingung mit einer konstanten Bauteiltemperatur von T = 2 °C während des Heizbetriebs abgebildet.

5.4.1 Böden ohne Grundwasserströmung

In Bild 5.7 sind exemplarisch die Verläufe der Leistungen über drei Jahre sowohl für ein linienförmiges Bauteil als auch für ein flächiges Bauteil mit einer Bauteiltiefe von 10 m dargestellt. Die Temperaturleitfähigkeit des Bodens wurde zu $a_{T,B} = 1,25 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ gewählt, was einem Boden mit einer hohen Temperaturleitfähigkeit entspricht (vgl. Tabelle 4.4). Berechnet wurde ein dreijähriger Zyklus, wobei der Startpunkt der Berechnungen im Januar liegt.



Bild 5.7 Leistungsverläufe für verschiedene Temperaturansätze

Die Ergebnisse zeigen für beide Bauteiltypen qualitativ denselben Verlauf. Die Energiewand ist lediglich durch größere absolute Werte und Differenzen in den Leistungen gekennzeichnet. Dies ist auf die größere Kontaktfläche zum Erdreich zurückzuführen. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass der Ansatz einer konstanten Bauteiltemperatur, die im Wesentlichen der Fluidtemperatur im Absorbersystem entspricht, die reale mittlere Bauteiltemperatur deutlich überschätzt (siehe Bild 8.4). Die absoluten Leistungsunterschiede zwischen den Systemen werden somit in der Realität geringer ausfallen. Die hier durchgeführten Voruntersuchungen dienen lediglich der Ableitung allgemeiner Zusammenhänge, sodass der Ansatz einer konstanten Bauteiltemperatur hier jedoch gerechtfertigt ist.

Prinzipiell führt der Ansatz einer konstanten Untergrundtemperatur zu einer Überschätzung der Leistung zu Beginn der Heizperiode, da die reale Untergrundtemperatur im Winter geringer ist als die mittlere Temperatur (vgl. Bild 5.2). Mit andauernder Heizperiode führt der Ansatz einer konstanten Temperaturrandbedingung zu einer Unterschätzung der Leistung, was auf die, im Vergleich zur mittleren Temperatur, erhöhte Untergrundtemperatur am Ende der Heizperiode zurückzuführen ist. Zu Beginn der zweiten Heizperiode unterschätzt der Ansatz einer konstanten Untergrundtemperatur wiederum die Leistung. Zum einen liegt die Temperatur im Herbst noch über der mittleren Temperatur. Zum anderen wird die Regeneration des Untergrunds in den Sommermonaten durch den Ansatz einer konstanten Temperatur unterschätzt. Im weiteren Verlauf der Heizperiode ist für den Ansatz einer variablen Untergrundtemperatur ein stärkerer Leistungsabfall zu verzeichnen, da der Untergrund zusätzlich durch die klimatischen Verhältnisse abgekühlt wird. Erst zum Ende der Heizperiode unterschätzt der Ansatz einer konstanten Temperatur wieder die Leistung der Anlage. In Summe führt der Ansatz einer konstanten Untergrundtemperatur somit zu einer Überschätzung der Leistung während dem Großteil der Heizperiode. Zusätzlich wird die Regeneration des Untergrunds während der Sommermonate unterschätzt.

In Bild 5.8 sind die prozentualen Abweichungen zwischen dem Ansatz einer konstanten Temperaturrandbedingung und einer zeitlich veränderlichen Temperaturrandbedingung in Abhängigkeit der Bauteiltiefe und der Temperaturleitfähigkeit dargestellt. Neben einer Temperaturleitfähigkeit von $a_{T,B} = 1,25 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ wird zusätzlich eine geringere Temperaturleitfähigkeit von $a_{T,B} = 7 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ dargestellt, was einem unteren Wert entspricht (siehe Tabelle 4.4). Betrachtet wird sowohl die maximale Überschätzung (während der Heizperiode) als auch die maximale Unterschätzung der Leistung zu Beginn bzw. am Ende der Heizperiode. Die prozentualen Unterschätzungen sind zu Beginn und Ende der Heizperiode gleich, sodass hier auf eine weitere Differenzierung verzichtet wird. Für ein linienförmiges Bauteil wurde die maximale Bauteillänge zu 100 m gewählt, was im Wesentlichen den Verhältnissen für eine Erdwärmesonde entspricht. Für flächige Bauteile wurde eine maximale Tiefe von 50 m betrachtet, da tiefere Wände in der Praxis eher selten auftreten.

Die Verläufe für ein linienförmiges und ein flächiges Bauteil sind qualitativ identisch, wobei für flächige Bauteile auch größere prozentuale Abweichungen in den Leistungen zu verzeichnen sind, da die erdberührende Fläche größer ist. Erwartungsgemäß sinken die prozentualen Abweichungen mit steigender Bauteillänge, wobei die Überschätzung in der Heizperiode prinzipiell größer ist, als

die Unterschätzung zu Anfang bzw. Ende der Heizperiode. Die Überschätzung ist darüber hinaus auch durch eine größere Abhängigkeit von der Bauteillänge gekennzeichnet.



Bild 5.8 Prozentuale Abweichungen in den Leistungen für verschiedene Temperaturansätze

Der Ansatz einer geringeren Temperaturleitfähigkeit führt für ein linienförmiges Bauteil zu geringeren Differenzen, wobei der Unterschied zwischen den beiden Temperaturansätzen mit steigender Bauteillänge ansteigt. Dies ist wiederum auf die geringere Eindringtiefe der jahreszeitlichen Temperaturschwankungen bei einer geringen Temperaturleitfähigkeit zurückzuführen. Für ein flächiges Bauteil ist der Einfluss der Temperaturleitfähigkeit nicht extrem ausgeprägt und ein klarer Trend ist nicht ablesbar (siehe Bild 5.8, rechts).

In Summe zeigt sich, dass auch für lange linienförmige Bauteile noch maximale Überschätzungen der Leistungen von bis zu 10 % verbleiben, wobei diese nur temporär auftreten. Für lange bzw. tiefe linienförmige Bauteile kann der Ansatz einer konstanten Untergrundtemperatur somit gerechtfertigt sein. Für flächige Bauteile sind auch für größere Bauteiltiefen noch große Leistungsdifferenzen von über 20 % zu verzeichnen.

Bei den üblichen Bauteillängen von thermo-aktiven Bauteilen von ca. 20 m - 30 m (vgl. Kapitel 3) ist somit für eine realitätsnahe Anlagenplanung stets eine jahreszeitliche Temperaturverteilung im Untergrund zu beachten. Lediglich bei sehr langen Energiepfählen oder bei Bauteilgruppen, bei denen durch z. B. eine innerstädtische Lage der Jahresgang der Temperatur abgeschirmt wird, kann der Ansatz einer repräsentativen mittleren Untergrundtemperatur gerechtfertigt sein. Für die Ableitung der repräsentativen Untergrundtemperatur sind dann auch anthropogene Einflüsse zu beachten (vgl. Kapitel 5.3).

5.4.2 Böden mit Grundwasserströmung

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, ändert sich das Temperaturfeld infolge der jahreszeitlichen Temperaturschwankungen (siehe Bild 5.9). Durch eine Grundwasserströmung

wird die Amplitude der Temperaturschwingung im Untergrund deutlich gedämpft. Somit stellt sich bereits für oberflächennahe Schichten eine konstante Temperatur ein (siehe Bild 5.9). Neben der Verkleinerung der Amplitude wird zusätzlich die Phasenverschiebung durch eine Grundwasserströmung reduziert (siehe Bild 5.9, rechts).



Bild 5.9 Temperaturverteilung im Untergrund in Abhängigkeit der Grundwassergeschwindigkeit

Für den hier betrachteten Untergrund wird die neutrale Zone durch eine Grundwasserströmung von $v_f = 0,5$ m/d von ca. $z_n = 11$ m auf $z_n = 3$ m reduziert. Bereits bei einer Geschwindigkeit von $v_f = 0,25$ m/d ist eine deutlich Glättung der Temperaturverteilung zu verzeichnen und die neutrale Zone liegt bei ca. $z_n = 5$ m. Bei Böden mit einer geringeren Temperaturleitfähigkeit wird die Amplitudendämpfung durch die Grundwasserströmung noch weiter verstärkt (siehe Bild 5.9).

Die in Bild 5.9 dargestellten Verläufe ergeben sich unter der Annahme, dass das Grundwasser bis zur Geländeoberkante ansteht (Flurabstand f = 0 m) und somit der gesamte Bodenkörper durchströmt wird. Der Flurabstand in Deutschland ist jedoch starken regionalen Schwankungen unterworfen. In Hessen beträgt er im Mittel ca. 3 m, während in den Mittelgebirgsregionen (z. B. Harz, Schwarzwald) Flurabstände bis zu 20 m möglich sind. In der Nähe von Fließgewässern kann der Grundwasserspiegel auch bis kurz unter die Geländeoberkante ansteigen. In der Praxis ist eine Dämpfung der Temperaturamplitude durch eine Grundwasserströmung somit nur zu verzeichnen, wenn der Grundwasserspiegel oberhalb der neutralen Zone liegt.

In Bild 5.10 sind die Temperaturverläufe für einen Grundwasserflurabstand von f = 0 m und f = 3 m für verschiedene Tiefen bei einer Grundwassergeschwindigkeit von $v_f = 0,5$ m/d dargestellt. Für einen Flurabstand von f = 3 m ergeben sich dann folgende Zusammenhänge: Während in der Nähe der Geländeoberkante der Temperaturverlauf dem eines vollständig undurchströmten Bodenkörpers entspricht (siehe Bild 5.10, z = 1 m), stimmt die Temperaturverteilung in Schichten unterhalb des Grundwasserspiegels mit der für einen vollständig durchströmten Bodenkörpers überein (siehe Bild 5.10 für z = 5 m). Im Übergangsbereich (siehe Bild 5.10 für z = 2 m bzw. z = 3 m) finden auch in nicht durchströmten Schichten eine Amplitudendämpfung und eine Reduzierung der Phasenverschiebung statt. Mit steigender Tiefe steigt somit der Einfluss der Grundwasserströmung auf die resultierende Temperaturverteilung.



Bild 5.10 Temperaturverteilung im Untergrund in Abhängigkeit des Flurabstands

In Bild 5.11 sind die Verläufe der Leistungen für eine Grundwasserströmung von $v_f = 0,5$ m/d für den Ansatz einer konstanten Temperatur und den Ansatz einer jahreszeitlichen Temperaturrandbedingung wiederum für ein linienförmiges und ein flächiges Bauteil mit einer Tiefe von 10 m dargestellt. Der Flurabstand wurde zu f = 0 m gewählt, da dadurch die maximal mögliche Auswirkung ermittelt werden kann. Zur Maximierung des Grundwassereinflusses wurde bei den flächigen Bauteilen darüber hinaus eine Längsanströmung (Strömung parallel zur thermisch aktivierten Oberfläche) simuliert. Bei einem querangeströmten Bauteil kommt es durch die Umlenkung der Strömung zu einer Reduzierung der Geschwindigkeit an der Bauteiloberfläche, wodurch der Einfluss der Strömung reduziert wird (siehe Kapitel 9.2.4).

Erwartungsgemäß steigen die Leistungen der Systeme unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung an (vgl. Bild 5.11 und Bild 5.7), wobei sich wiederum für beide Bauteiltypen qualitativ dieselben Verläufe ergeben. Die absoluten Werte sind bei einem flächigen Bauteil ebenfalls größer als bei einem linienförmigen Bauteil (vgl. Kapitel 5.4.1).



Bild 5.11 Leistungsverläufe für verschieden Temperaturansätze unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung ($v_f = 0.5 \text{ m/d}$)

Prinzipiell zeigen sich ähnliche Tendenzen wie bei Böden ohne Grundwasserströmung. Zu Beginn der Heizperiode überschätzt der Ansatz einer konstanten Temperatur die Leistung, während zum Ende der Heizperiode eine Unterschätzung stattfindet. Im Gegensatz zu Böden ohne Grundwasserströmung wird jedoch auch zu Beginn der zweiten (und dritten) Heizperiode die Leistung durch den Ansatz einer konstanten Temperatur überschätzt.

Weiterhin zeigt sich, dass für den Ansatz einer konstanten Temperatur eine konstante Leistung über die Heizperiode prognostiziert wird, während für den Ansatz einer zeitlich variablen Temperaturverteilung auch unter dem Strömungseinfluss noch eine veränderliche Leistung auftritt. Das Regenerationsvermögen durch die Grundwasserströmung wird somit für den Ansatz einer konstanten Temperatur überschätzt.



Bild 5.12 Prozentuale Abweichungen in den Leistungen für verschiedene Temperaturansätze mit und ohne Grundwassereinfluss

Die prozentualen Abweichungen in den Leistungen für die verschiedenen Temperaturansätze mit und ohne Grundwassereinfluss sind in Bild 5.12 dargestellt. Es zeigt sich, dass durch eine Grundwasserströmung der Einfluss der jahreszeitlichen Temperaturschwankungen deutlich reduziert wird. Für kurze, linienförmige Bauteile liegen die maximalen Abweichungen unterhalb von 5 %, sodass sie in diesem Fall vernachlässigbar sind. Bei flächigen Bauteilen erfolgt ebenfalls eine deutliche Reduzierung der Leistungsunterschiede, wobei erst bei großen Bauteiltiefen (ab ca. 40 m) der Einfluss unter 10 % fällt.

Für thermo-aktive Bauteile, die bereits in den oberflächennahen Schichten durch eine Grundwasserströmung beeinflusst werden, kann der Einfluss des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs somit in der Regel vernachlässigt werden. In Gebieten mit einem größeren Flurabstand, wird eine Grundwasserströmung nur bedingt zur Dämpfung der Temperaturamplitude beitragen. In diesem Fall ist im Einzelfall zu überprüfen, inwieweit der Ansatz einer mittleren Bodentemperatur gerechtfertigt ist. Bei flächigen Bauteilen ist darüber hinaus die Strömungsrichtung entscheidend. So ist bei querangeströmten Bauteilen ein deutlich geringerer Einfluss der Grundwasserströmung zu erwarten.

6 Thermo-aktive Abdichtungselemente

6.1 Prinzip des Systems und Einsatzgebiete

Unterirdische Gebäudewände, die sich im Grundwasser befinden, brauchen in der Regel eine Abdichtung, um eine Durchfeuchtung des Bauteils zu vermeiden. Durch die Integration von Absorberleitungen in die Abdichtungsebene können eine bautechnische bzw. bauphysikalische Funktion und eine energetische Funktion vereint werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden sogenannte "thermo-aktive Abdichtungselemente" entwickelt, welche dem Grundsatz der thermo-aktiven (Beton-)Bauteile, die in Kapitel 3 vorgestellt wurden, folgen. Das Prinzip der thermo-aktiven Abdichtungselemente ist in Bild 6.1 dargestellt.



Bild 6.1 Prinzip der thermo-aktiven Abdichtungselemente

Liegen keine erhöhten Schutzanforderungen vor, werden im Hochbau in der Regel einfache Abdichtungssysteme (schwarze oder weiße Wanne) verwendet. Diese sind jedoch für eine thermische Aktivierung ungeeignet. Im Rahmen dieser Arbeit wurden daher Betonschutzplatten aus PE-HD (Carbofix®) als Abdichtungselemente eingesetzt. Diese werden üblicherweise auf Grund ihrer hohen Chemikalienbeständigkeit im Deponiebau oder zum Korrosionsschutz verwendet (Olischläger & Ledel, 2003). Die erhöhten Installationskosten bei Verwendung von Betonschutzplatten im Vergleich zu einfachen Systemen können durch die thermische Aktvierung des Bauteils mehr als kompensiert werden.

Betonschutzplatten aus PE-HD sind mit einer extrudierten Noppen- bzw. Ankerstruktur versehen, wodurch eine hohe (Verbund-)Festigkeit und eine hohe Beständigkeit erreicht werden. Die vorhandenen Noppen ermöglichen auch eine einfache thermische Aktivierung des Bauteils. Die Verlegung der Absorberleitungen ist auf Grund des regelmäßigen Noppenrasters äußerst flexibel, sodass die Rohrabstände frei wählbar sind. Weiterhin sind die Absorberrohre durch die Noppen geschützt, sodass eine erhöhte Lagesicherheit beim Betonieren (siehe Bild 6.2) besteht. Durch die

geringe Plattendicke der Elemente (2 mm bis 5 mm) kann darüber hinaus ein nahezu direkter Kontakt zum Untergrund hergestellt werden.



Bild 6.2 Aufbau des thermo-aktiven Abdichtungselements (links) Detail der Rohrverlegung (rechts)

Das Einsatzgebiet der entwickelten Elemente liegt bei Bauteilen im Grundwasser, die über eine große erdberührende Kontaktfläche verfügen. Dies ist beispielsweise bei Keller- oder Tiefgaragenwänden der Fall. Darüber hinaus ist auch ein Einsatz im Tunnel-, Leitungs- oder Kanalbau denkbar. Bei Projekten, bei denen während der Bauphase eine temporäre Grundwasserabsenkung vorgenommen wird, können die Elemente an der Schalung befestigt werden, wodurch die Installation der Absorberleitungen direkt in den Bauablauf integriert werden kann. Durch die vorhandenen Noppen sind die Leitungen zwar beim Betonieren geschützt, zur Erhöhung der Ausfallsicherheit sollten sie jedoch zusätzlich beim Betonieren unter Druck gesetzt werden (vgl. Kapitel 3). Neben der Installation vor Ort ist auch eine Vorfertigung der Elemente denkbar. Beim Einbau ist jedoch auf eine wasserdichte Verbindung der Elemente untereinander zu achten. Im Falle einer temporären Grundwasserabsenkung können die einzelnen Elemente auf Grund der guten Schweißbarkeit von Polyethylen durch eine wasserdichte Schweißnaht verbunden werden. Bei Projekten ohne temporäre Grundwasserabsenkung sind projektbezogene, alternative Einbaumethoden erforderlich, die es ermöglichen die Installation der Absorberleitungen sinnvoll in den Bauablauf zu integrieren.

Thermo-aktive Abdichtungselemente können prinzipiell sowohl zum Heizen als auch zum Kühlen eingesetzt werden. Da die thermo-aktiven Abdichtungselemente planmäßig im Grundwasser eingesetzt werden, befinden sich die Elemente per se in einem energetisch günstigem Untergrund (siehe Kapitel 4.1). Ist darüber hinaus eine Grundwasserströmung vorhanden, findet ein zusätzlicher konvektiver Wärmetransport im Untergrund statt, welcher bei der Planung und Auslegung zu berücksichtigen ist. Ein Einsatz der thermo-aktiven Abdichtungselemente zur Wärmespeicherung ist nur bei stehendem Grundwasser möglich.

6.2 Konstruktive Ausbildung der Elemente

Betonschutzplatten aus PE-HD sind je nach Anforderung an das zu schützende Bauteil bzw. das Grundwasser in verschiedenen Plattendicken sowie mit einer unterschiedlichen Noppenanzahl lieferbar. Da bei der thermischen Aktivierung von Kellerwänden im Grundwasser in der Regel keine erhöhten Schutzanforderungen gestellt werden, wurde im Rahmen dieser Arbeit die minimale Plattendicke von 2 mm gewählt. Polyethylen besitzt eine sehr geringe Wärmeleitfähigkeit (vgl. Tabelle 4.4), weshalb die Plattendicke der thermo-aktiven Abdichtungselemente stets so gering wie möglich gewählt werden sollte.

Aus konstruktiven Gründen wird der maximale Rohrdurchmesser der Absorberleitungen durch die Noppenstruktur (Abstand und Anzahl) bestimmt. Die hier verwendete Carbofix[®]-Platte besitzt eine Noppenhöhe von 12 mm und eine Noppenbelegungsdichte von 1230 Noppen/m² bei einem lichtem Noppenabstand von 25 mm. Somit beträgt auch der maximale Rohraußendurchmesser für dieses System $d_a = 25$ mm. Für größere oder wesentlich kleinere Rohrdurchmesser ist eine einfache und sichere Verlegung der Leitungen nicht mehr gegeben. Die Noppen sind darüber hinaus gleichmäßig auf der Platte angeordnet, um einen optimalen Verbund mit dem Beton zu gewährleisten. Bei der Verlegung der Absorberleitungen ist daher auf die richtige Ausrichtung der Platten zu achten, um eine durchgängige Verlegungsmöglichkeit zu erreichen (siehe Bild 6.3).



Bild 6.3 Prinzip der Rohrverlegung

Die Verwendung von im Vergleich zu Erdwärmesonden oder Kollektoren kleinen Rohrdurchmessern ist auch bei thermo-aktiven Betonbauteilen üblich, um eine übermäßige Schwächung des Bauteils zu vermeiden. Prinzipiell werden durch einen großen Rohrdurchmesser die Wärmeübertragungsfläche erhöht und die Druckverluste reduziert. Jedoch steigt auch die erforderliche Pumpenleistung zur Gewährleistung eines ausreichend hohen Volumenstroms. Der optimale Rohrdurchmesser ist somit sowohl nach konstruktiven, energetischen und hydraulischen Aspekten zu ermitteln.

Der zulässige Biegeradius der Rohre R_{min} ist ebenfalls vom Rohraußendurchmesser abhängig (siehe Bild 6.3). Während für Polyethylen ein minimaler Biegeradius von $20 \cdot d_a$ (bei einer Einbautemperatur von $20 \circ C$) vorliegt, kann durch die Verwendung von PE-Xa-Rohren der

minimale Biegeradius auf $5 - 10 \cdot d_a$ reduziert werden. Diese Werte basieren auf den Aussagen von Vertretern der Firmen Uponor GmbH und Rehau AG + Co. Durch den minimalen Biegeradius werden die mögliche Schlaufenform der Absorberleitungen sowie der minimale Schenkelabstand beeinflusst. Für den hier verwendeten maximalen Rohrdurchmesser ($d_a = 25$ mm) betragen die zulässigen Biegeradien somit für ein PE-Rohr $R_{min} = 50$ cm und für ein PE-Xa-Rohr $R_{min} = 12,5$ cm - 25 cm. Der minimale Schenkelabstand liegt dementsprechend zwischen ca. 25 cm (PE-Xa-Rohr) und 100 cm (PE-Rohr). Für kleinere Schenkelabstände sind für die Rohrumlenkungen Formstücken zu verwenden. Diese erhöhen jedoch den Einbauaufwand sowie die Druckverluste im System. Für die thermo-aktiven Abdichtungselemente empfiehlt sich daher analog zu den thermo-aktiven Betonbauteilen die Verwendung von PE-Xa-Rohren, um kleine Schenkelabstände zu ermöglichen. Durch die höhere Robustheit des PE-Xa-Rohres gegenüber einem normalen PE-Rohr wird zudem die Ausfallsicherheit des Systems beim Betonieren erhöht.

Die Form der Leitungsführung ist bei den thermo-aktiven Abdichtungselementen auf Grund der vorhandenen gleichmäßigen Noppenstruktur äußerst flexibel. Zur Maximierung der Wärmeübertragungsfläche und aus konstruktiven Gründen sollten die Leitungen in der Abdichtungsebene angeordnet werden (Ziegler & Kürten, 2011). Thermo-aktive Abdichtungselemente ähneln aus konstruktiver Sicht den Energiewänden (vgl. Kapitel 3.3) oder den Energievliesen bzw. -blöcken aus dem Tunnelbau (vgl. Kapitel 3.4.2), sodass die möglichen Verlegungsvarianten sowie die Bewertungskriterien für die thermo-aktiven Abdichtungselemente auf Basis dieser Systeme (z. B. Markiewicz, 2004; Amis et al., 2010; Schneider, 2013,) ermittelt wurden.

In Bild 6.4 sind verschiedene Varianten der Leitungsführung für die thermo-aktiven Abdichtungselemente sowie deren Bewertung dargestellt.



Bild 6.4 Bewertung verschiedener Varianten der Rohrverlegung

Die Absorberleitungen können entweder schlaufenförmig (U- oder W-Schlaufen) oder mäanderförmig im Bauteil verlegt werden. Als Bewertungskriterien wurden die Entlüftbarkeit des Systems, die Druck- und Reibungsverluste im System, die vorhandene Leitungslänge, die Möglichkeit der Montage und die Anzahl der Anschlüsse sowie der Platzbedarf und die Redundanz des Systems bewertet. Prinzipiell steigt die Wärmeentzugsleistung eines thermo-aktiven Bauteils mit steigender Leitungslänge (vgl. Kapitel 3). Aus hydraulischen Gründen (Reibungs- und Druckverluste) ist die maximale Leitungslänge jedoch beschränkt. Weiterhin ist bei der Verlegung der Leitungen auf eine ausreichende Entlüftungsmöglichkeit des Systems zu achten, sodass Hochpunkte in den Leitungen nach Möglichkeit vermieden werden sollten. Die Bewertung der verschiedenen Varianten der Rohrverlegung hinsichtlich der genannten Kriterien ist ebenfalls in Bild 6.4 dargestellt.

Bei der Leitungsführung ist zwischen Schenkelabstand (Abstand zwischen Vor- und Rücklauf) und dem System- bzw. Rohrabstand (Abstand zwischen Rücklauf des einen Systems und Zulauf des nächsten Systems) zu unterscheiden. Zur Erreichung einer gleichmäßigen thermischen Belastung der Wand wird bei thermo-aktiven Bauteilen jedoch meistens der Schenkel- und Rohrabstand gleich groß ausgeführt. Ein kleiner Rohr-und Schenkelabstand bedeutet eine große Leitungslänge und damit eine große Wärmeübertragungsfläche im Bauteil. Er führt jedoch auch zu einer großen gegenseitige Beeinflussung der Rohre (thermischer Kurzschluss) bzw. der Systeme. Der Platzbedarf der Systeme wird darüber hinaus durch den zulässigen Biegeradius des Systems bestimmt. Eine erhöhte Anzahl von Umlenkungen führt daher in der Regel auch zu einem erhöhten Platzbedarf für das System.

Die Kreisläufe können entweder als Serien- oder als Parallelschaltung ausgeführt werden. Durch eine Parallelschaltung wird die Redundanz des Systems erhöht, jedoch steigt auch die Anzahl der Anschlüsse und die Leitungslänge der einzelnen Systeme ist geringer. Weiterhin ist bei einer Parallelschaltung darauf zu achten, dass alle Teilsysteme die gleiche Leitungslänge bzw. den gleichen hydraulischen Widerstand aufweisen, der größer sein muss, als der Widerstand der Sammelleitung. Somit wird auch ohne einen aufwendigen hydraulischen Abgleich eine gleichmäßige Durchströmung der einzelnen Systeme erreicht.

Die Effizienz der thermo-aktiven Abdichtungselemente wurde im Rahmen dieser Arbeit mit Hilfe von Laborversuchen untersucht (siehe Kapitel 6.3). Auf Grund der Abmessungen des Versuchsstands war die maximale Wandlänge auf L = 3 m und die Wandhöhe auf $H_{Wand} = 1,7$ m begrenzt. Innerhalb des Wandelementes sollten verschiedene Systeme mit Redundanz getestet werden, um die Aussagekraft der Messergebnisse zu erhöhen. Daher wurde im Rahmen der durchgeführten Laborversuche eine schlaufenförmige Verlegung (U- und W-Schlaufen) bei einer Parallelschaltung der Systeme betrachtet. Darüber hinaus wurde ein möglichst großer Systemabstand gewählt, um die gegenseitige Beeinflussung der Rohrsysteme zu minimieren und damit die Redundanz der Messwerte zusätzlich zu erhöhen. Eine schlaufenförmige Verlegung bietet vor allem bei senkrecht ausgerichtet Systemen große Vorteile gegenüber einer mäanderförmigen Verlegung. Lediglich bei der thermischen Aktivierung von Wänden mit einer

geringen Einbindetiefe kann eine (horizontale) mäanderförmige Verlegung der Absorberleitungen vorteilhaft sein.

6.3 Laborversuche

6.3.1 Aufbau des Versuchsstandes

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Versuchsstand konzipiert mit dessen Hilfe die Wirksamkeit der thermo-aktiven Abdichtungselemente unter verschiedenen Rahmenbedingungen untersucht werden kann. Dabei wurden sowohl die Einflüsse aus dem Bauteil (Leitungsführung, Volumenstrom, etc.) als auch aus dem Untergrund (Grundwasserströmung, Temperatur) berücksichtigt. Darüber hinaus dienen die Laborversuche der Verifizierung und Kalibrierung des entwickelten Berechnungsansatzes für flächige Bauteile (siehe Kapitel 8).

Um Zeitverluste infolge Ein-, Aus- und Umbauarbeiten zu reduzieren wurde der Versuchsstand modular konzipiert. Der schematische Aufbau des Versuchsstands ist in Bild 6.5 dargestellt.



Bild 6.5 Schematische Darstellung des Versuchsstand für eine Anordnung des Wandelements senkrecht zur Strömung

Das Grundgerüst bildet ein Stahlkasten, der umlaufend abgedichtet und thermisch isoliert ist (Versuchsgrube). Zur Schaffung einer Durchströmung sind an zwei gegenüberliegenden Rändern Wasserkörper angeordnet, die durch ein mit einem Filtervlies bespanntes Stahlgitter vom Bodenkörper getrennt sind. Der Versuchsstand besitzt dann eine lichte Grundfläche (Bodenkörper) von ca. 3,1 m x 2,9 m, wobei die kurze Seite in Strömungsrichtung vorliegt. Die lichte Höhe des Versuchsstands beträgt 2 m (siehe Bild 6.5). Durch die gewählten, großen Systemabmessungen können die thermo-aktiven Abdichtungselemente im Maßstab 1:1 abgebildet und Maßstabseffekte

minimiert werden. In der Versuchsgrube können verschiedene Wandelemente getestet werden, die mit unterschiedlichen Rohrkonfigurationen ausgestattet werden können. Dabei ist sowohl eine Ausrichtung der Wand in Strömungsrichtung (Längsanströmung) als auch senkrecht zur Strömung (Queranströmung) möglich.

Die Wandelemente werden außerhalb der Versuchsgrube gefertigt und nach Fertigstellung mit Hilfe eines Krans in die Versuchsgrube eingehängt. Somit ist eine einfache und sichere Verlegung der Absorberleitungen möglich, wodurch die Ausfallsicherheit des Systems erhöht wird. Nach dem Einhängen der Wand wird die Versuchsgrube mit Boden (Sand) verfüllt. Um einen gleichmäßigen Einbau sowie eine Vollsättigung des Bodens zu erreichen, wurde der Boden in allen Versuchen unter Wasser eingebaut. Vorversuche haben gezeigt, dass bei dieser Einbaumethode die Einbaudichte des Bodens nahezu der Protoctordichte des Bodens entspricht und die Streuung der Einbaudichte äußerst gering ausfällt.

Ein Wandelement besteht aus der Betonschutzplatte mit den integrierten Absorberrohren (thermo-aktives Abdichtungselement), einer Betonschicht, einer Dämmschicht und einer äußeren Abdichtung (vgl. Bild 6.5). Innerhalb des Elements können verschiedene Rohrkonfigurationen (Systeme) getestet werden. Zur Schaffung von Redundanzen wurde in den Versuchen jedes getestete Teilsystem mindestens zweifach in das Wandelement integriert (siehe z. B. Bild 6.7). Zur Vermeidung einer gegenseitigen Beeinflussung der Teilsysteme wurde der Abstand zwischen den Teilsystemen durch eine wechselseitige Anordnung der Systeme maximiert. Numerische Voruntersuchungen haben gezeigt, dass der Einfluss eines nicht durchströmten Teilsystems auf ein durchströmtes Teilsysteme vernachlässigbar ist, sodass der Abstand zwischen den verschiedenen Teilsystemen minimiert werden konnte.

Auf Grund der maximal vorhandenen Tragfähigkeit des Krans, der zum Einhängen der Wand zur Verfügung steht, ist die Dicke der Betonschicht in den Versuchen auf 15 cm beschränkt. Diese ist jedoch zur Gewährleistung einer ausreichenden Betonüberdeckung und Abbildung eines zweidimensionalen Wärmetransports ausreichend. Zur Stabilisierung der Wand beim Einhängen in den Versuchsstand wird an der Oberkante des Betons (spätere Rückseite der Wand) zusätzlich eine Betonstahlmatte eingelegt. Nach dem Aushärten des Betons wird eine thermische Isolierung aus Styrodur ($d_D = 5$ cm) auf der Außenseite der Wand befestigt. Zum Schutz der Dämmung vor Wasserzutritt und damit zur Gewährleistung einer ausreichenden Isolationswirkung wird das Wandelement abschließend durch eine PE-Folie geschützt, welche mit der Betonschutzplatte verschweißt wird. Somit ist das Wandelement umlaufend vor Wasserzutritt aus dem Grundwasser geschützt und kann als "trocken" betrachtet werden.

Um verschiedene Betriebszustände testen zu können, besteht der Versuchstand aus zwei Regelungskreisläufen. Der äußere Kreislauf regelt die Strömungsgeschwindigkeit im Boden sowie dessen (ungestörte) Temperatur. Durch einen Systemkühler wird die Temperatur im Boden eingestellt. Eine Grundwasserströmung im Bodenkörper wird durch das Aufbringen eines Potentialunterschieds zwischen den Rändern erzeugt. Dieser wird durch den Systemkühler sowie bei Bedarf durch zusätzliche Pumpen erzeugt. Der maximal einstellbare Potentialunterschied lag bei den durchgeführten Versuchen bei ca. 80 cm, was einer Darcy-Geschwindigkeit von

 $v_f = 2,3$ m/d entspricht. Größere Grundwassergeschwindigkeiten treten in situ nur äußerst selten auf, sodass im Versuchsstand reale Verhältnisse abgebildet werden können.

Der innere Kreislauf regelt den Volumenstrom im Absorbersystem sowie die Vorlauftemperatur. Der maximale Volumenstrom des Systemkühlers liegt bei $Q_v = 550$ l/h. Mit diesem Durchfluss kann in den verwendeten Absorberrohren sowohl eine laminare Strömung als auch eine Strömung im Übergangsbereich zwischen laminar und turbulent erzeugt werden. Eine vollausgeprägte turbulente Strömung wird hier nicht erreicht. In der praktischen Anwendung von thermo-aktiven Bauteilen wird eine turbulente Strömung ebenfalls fast nie verwendet, da diese sehr hohe Pumpenleistungen erfordern würde, die wiederum sehr hohe Druckverluste bedingt und damit in der Regel einen wirtschaftlichen Betrieb der Anlage ausschließt.

6.3.2 Verwendete Materialien

Als Versuchsboden wurde in allen Versuchen ein enggestufter (Quarz-)Sand verwendet, dessen Eigenschaften in Tabelle 6.1 zusammengefasst sind. Die Wärmeleitfähigkeit des Sandes (Partikelleitfähigkeit) wurde durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen) mit Hilfe der TK04-Nadelsonde (vgl. Kapitel 4.4) ermittelt. Die Wärmekapazität des Bodens wurde nach dem Ansatz von Winter & Saari (1969) nach Gleichung (4-93) ermittelt.

Parameter	Symbol	Wert
Durchlässigkeitsbeiwert	k _f [m/s]	9,3·10 ⁻⁵
Minimaler Porenanteil	n _{min} [-]	0,33
Maximaler Porenanteil	n _{max} [-]	0,46
Trockendichte bei dichtester Lagerung	ρ _{d,max} [g/cm ³]	1,79
Trockendichte bei lockerster Lagerung	ρ _{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/cm³]	2,67
Wärmeleitfähigkeit der Kornfraktion	λs [W/(mK)]	6,95
Wärmekapazität der Kornfraktion	c _{v,s} [J/(m ³ K)]	1,97·10 ⁶

 Tabelle 6.1
 Eigenschaften des verwendeten Sandbodens

Als Beton wurde in den Versuchen ein Transportbeton (C30/37) verwendet, dessen mittlere Eigenschaften in Tabelle 6.2 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 ebenfalls durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH mit Hilfe der optischen Abtastung (Thermal Conductivity

Scanning (TCS), vgl. Kapitel 4.4) ermittelt. Die Wärmekapazität des Betons wurde auf Basis der Empfehlungen von DIN EN ISO 10456:2010 zu $c_{v,c} = 2,5 \cdot 10^6 \text{ J/(m^3K)}$ angenommen.

Parameter	Einheit	Wert
Würfelfestigkeit nach 8 Tagen	f _{ck,cube} [N/mm ²]	39,3
Zylinderfestigkeit nach 8 Tagen	f _{ck} [N/mm²]	31,7
Würfelfestigkeit nach 28 Tagen	f _{ck,cube} [N/mm ²]	48,0
Zylinderfestigkeit nach 28 Tagen	f _{ck} [N/mm²]	38,7
Spaltzugfestigkeit	f _{ct,sp} [N/mm ²]	3,5
Dichte	ρ _c [g/cm³]	2,26
Wärmeleitfähigkeit	λ_{c} [W/(mK)]	2,48
Wärmekapazität	c _{v,c} [J/(m ³ K)]	2,3·10 ⁶

 Tabelle 6.2
 Eigenschaften des verwendeten Betons

Als Absorberrohre wurden verschiedene Rohrsysteme der Firma Uponor GmbH verwendet. Dabei wurden sowohl Einschicht-, als auch Mehrschichtrohre auf PE-Basis getestet. Die Wärmeleitfähigkeit der Rohre beträgt nach Herstellerangaben $\lambda = 0,4$ W/(mK) für die Mehrschichtrohre und $\lambda = 0,35$ W/(mK) für die Einschichtrohre und kann somit als identisch angesehen werden. Die Mehrschichtrohre besitzen im Vergleich zu den Einschichtrohren eine höhere Robustheit, wodurch die Absorberrohre während des Betonierens optimal geschützt sind. In den Versuchen wurden zum einen Mehrschichtrohre mit einem Außendurchmesser von $d_a = 16$ mm und $d_a = 25$ mm verwendet und zum anderen Einschichtrohre mit einem Außendurchmesser von $d_a = 17$ mm. Die Wandstärken der Rohre betrugen $t_w = 2$ mm (bei $d_a = 16$ mm und $d_a = 17$ mm) und $t_w = 2,5$ mm (bei $d_a = 25$ mm).

Als Wärmeträgermedium wurde reines Wasser verwendet und auf eine Zugabe von Glykol verzichtet, da in den Versuchen keine erhöhten Anforderungen an die Frostsicherheit gestellt wurden. Somit konnten energetisch günstige Verhältnisse geschaffen werden (vgl. Kapitel 4.4).

6.3.3 Versuchsprogramm und Ergebnisübersicht

Im Rahmen dieser Arbeit wurden drei verschiedene Wandelemente ("Großversuch") getestet, die durch unterschiedliche Rohrkonfigurationen sowie unterschiedliche Ausrichtungen der Wand zur Grundwasserströmungsrichtung gekennzeichnet waren. Innerhalb eines Großversuchs wurden verschiedene Volumenströme, Grundwasserströmungen und Temperaturen getestet.

Großversuch 1 und 2

Die ersten beiden Großversuche dienten der Verifizierung der Wirksamkeit der thermo-aktiven Abdichtungselemente. Dazu wurden in Summe sechs verschiedene Rohranordnungen ("Systeme") getestet. Alle Systeme sind durch eine U-förmige Anordnung gekennzeichnet, wobei die Rohre entweder in Wandebene oder senkrecht zur dieser angeordnet wurden (siehe Bild 6.6). Jedes System wurde in dreifacher Ausführung in die Wand integriert ("Teilsystem").



Bild 6.6 Prinzip der Rohrverlegung in den Laborversuchen (Großversuch 1 und 2)

Ein Überblick über die in den ersten beiden Großversuchen verwendeten Systeme ist in Tabelle 6.3 dargestellt.

Versuch	Bezeichnung	Rohranordnung	Durchmesser d _a [mm]	Rohrlänge L _p [m]	Schenkelabstand s [m]
Großversuch 1	System 0.1	Senkrecht	16	3,10	0,1
	System 0.2	Wandebene	16	3,24	0,3
Großversuch 2	System 1.1	Senkrecht	17	3,10	0,1
	System 1.2	Wandebene	17	3,24	0,3
	System 2.1	Senkrecht	25	3,10	0,1
	System 2.2	Wandebene	25	3,31	0,4

Tabelle 6.3 Eigenschaften der getesteten Systeme in den ersten beiden Großversuchen

Neben dem Einfluss der Rohrverlegung wurde hier zusätzlich der Einfluss der Absorberrohre (Durchmesser und Material) getestet. Eine grafische Darstellung der Rohranordnung ist in Bild 6.7 und Bild 6.8 dargestellt.



Bild 6.7 Rohrverlegung im Großversuch 1



Bild 6.8 Rohrverlegung im Großversuch 2

Die Anordnung des Wandelements im Versuchsstand erfolgte in den ersten beiden Großversuchen senkrecht zur Strömungsrichtung, sodass eine Unterströmung der Wand stattfand. Zur Reduzierung des Düseneffekts wurde unterhalb der Wand ein Sandauflager mit einer Mächtigkeit von 35 cm geschaffen (vgl. Bild 6.5). Die betonierte Wandhöhe betrug somit 1,7 m. Um den Einfluss der durch den Düseneffekt hervorgerufenen Geschwindigkeitsspitzen auf den Wärmeentzug zu reduzieren, wurden die Absorberrohre nur auf den oberen 1,5 m der Wand verlegt. Die aktivierte Wandfläche betrug damit A = 4,56 m².

Zur Ermittlung der Wirksamkeit der thermo-aktiven Abdichtungselemente wurden Wärmeentzugsversuche in Anlehnung an einen TRT (vgl. Kapitel 4.4) durchgeführt. Da die Versuche vordergründig der Ermittlung der Wirksamkeit des Systems sowie zur Ermittlung der maßgebenden Einflussfaktoren auf den Wärmertrag dienten, wurde jedes Teilsystem während eines Einzelversuchs bei einer konstanten Vorlauftemperatur und einem konstanten Volumenstrom betrieben. Die Ermittlung der Leistung für die jeweiligen Systeme erfolgte nach Gleichung (2-3) für den stationären Zustand. Zu Erreichung eines quasi stationären Zustands wurde jedes System ca. sechs Stunden lang betrieben. Für jedes Teilsystem wurden dabei die Temperaturen (und damit die Leistungen) getrennt erfasst. Mit dieser Versuchsdurchführung kann im Gegensatz zum klassischen TRT, bei dem das System mit einer konstanten Leistung beaufschlagt wird, der Einfluss der variierten Parameter direkt aus der Differenz der sich einstellenden Leistung ermittelt werden, was die Auswertung der Versuche und die Erkenntnisgewinnung deutlich vereinfacht.

Die einzelnen Teilsysteme sind über zentrale Sammelleitungen verbunden (Parallelschaltung). In den Versuchen wurden maximal drei identische Teilsysteme zeitgleich durchströmt. Da der hydraulische Widerstand der einzelnen Teilsysteme identisch ist, kann auch der Durchfluss in diesen als gleich groß angenommen werden. Zusätzlich zur Erfassung der Vor- und Rücklauftemperaturen der Teilsysteme wurden die Temperaturen im Boden punktuell gemessen, um die sich durch den Wärmeentzug einstellende Temperaturfahne im Sandkörper zu erfassen. Zur überschläglichen Ermittlung eines effektiven Wärmeübergangswiderstands der Systeme in Wandebene wurden im zweiten Großversuch zusätzlich die Temperaturen an der Außenseite der Abdichtung punktuell ermittelt (siehe Bild 6.5). Da das Wandelement auf der vom Erdreich abgewandten Seite (Innenraum) über eine ausreichend große Dämmung verfügt, wurde der Wärmestrom in Richtung des Innenraums bei der Auswertung vernachlässigt, sodass die Ermittlung des Wärmeübergangwiderstands nach Gleichung (4-33) erfolgen konnte.

In den ersten beiden Großversuchen wurde die Vorlauftemperatur auf $T_{ein} = 2,5$ °C und die ungestörte Bodentemperatur zu Versuchsbeginn auf $T_B = 10$ °C eingestellt. Jedes System wurde mit verschiedenen Volumenströmen (zwischen $Q_v = 100$ l/h und $Q_v = 550$ l/h) und Grundwasserströmungen (zwischen $v_f = 0$ m/d und $v_f = 1$ m/d) betrieben. Somit konnten sowohl Strömungszustände im laminaren Bereich als auch im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung getestet werden. Für die kleineren Rohrdurchmesser tritt die kritische Reynolds-Zahl von Re = 2.300 bei ca. $Q_V = 140$ l/h auf, während bei dem großen Rohrdurchmesser ein Volumenstrom von ca. $Q_V = 200$ l/h erforderlich ist. Auf Grund der vorhandenen Pumpenleistung von maximal 550 l/h konnten Volumenströme im Einzelrohr über $Q_V = 183$ l/h nur an einem Teilsystem getestet werden. Insgesamt wurden so ca. 85 Einzelversuche durchgeführt, wobei Parametersätze doppelt getestet wurden, wenn die Messwerte oder die Randbedingungen zu große Streuungen aufwiesen.



Bild 6.9 Gemessene Entzugsleistungen der Großversuche 1 und 2 (v_f = 0 m/d)

Ein Überblick über die für die einzelnen Systeme ermittelten Entzugsleistungen in Abhängigkeit des Volumenstroms für eine Grundwasserströmung von $v_f = 0$ m/d ist in Bild 6.9 dargestellt. Insgesamt variierten die gemessenen Leistungen in Abhängigkeit der Randbedingungen zwischen $P_{min} = 13,1$ W/m und $P_{max} = 180$ W/m. Eine ausführliche Ergebnisdarstellung findet sich in Ziegler & Kürten (2011). Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen, wurde die gemessene Leistung auf die durchströmte Rohrlänge normiert (siehe Bild 6.9).

Die Systeme, die in Wandebene angeordnet sind (quadratische Datenpunkte in Bild 6.9), weisen prinzipiell höhere Entzugsleistungen pro Meter auf, als diejenigen senkrecht zur Wand (rautenförmige Datenpunkte in Bild 6.9). Da diese Systeme auch über eine größere Rohrlänge verfügen (vgl. Tabelle 6.3), ist auch die absolute Leistung der Systeme in der Wandebene höher. Darüber hinaus bietet die Anordnung der Rohre senkrecht zur Wand konstruktive Nachteile, sodass diese Variante der Rohrverlegung im Folgenden nicht weiter betrachtet wird.

Die im zweiten Großversuch zusätzlich ermittelten Wärmeübergangswiderstände sind in Abhängigkeit des Volumenstroms wiederum für $v_f = 0 \text{ m/d}$ in Bild 6.10 dargestellt. Für die Auswertung wurde der Wärmeübergangswiderstand auf die äquivalente Rohrfläche ($A_p = s \cdot L_p$) bezogen (vgl. Kapitel 8). Insgesamt lag die Streuweite der Messwerte zwischen $R_{eff,min} = 0,012 \text{ m}^2\text{K/W}$ und $R_{eff,max} = 0,188 \text{ m}^2\text{K/W}$.



Bild 6.10 Gemessene Wärmeübergangswiderstände im Großversuche 2 (v_f = 0 m/d)

Die Versuchsergebnisse weisen zum Teil eine relativ hohe Streuung auf (siehe Bild 6.9 und Bild 6.10). Sie ermöglichen jedoch trotzdem die Ableitung von allgemeinen Zusammenhängen. Vordergründig verdeutlicht sich der große Einfluss des Volumenstroms auf die mögliche Entzugsleistung sowie den Wärmeübergangswiderstand. Prinzipiell steigt die Entzugsleistung mit steigendem Volumenstrom an und der Wärmeübergangswiderstand nimmt entsprechend ab. Dabei ist vor allem bei hohen Volumenströmen außerhalb des laminaren Bereichs (hier ab ca. $Q_v = 200 \text{ l/h}$) ein deutlicher Sprung in den Leistungen bzw. den Widerständen zu verzeichnen. Der Verlauf ist dabei sowohl für die Leistung als auch für den Widerstand nicht linear. Einzelheiten zur Bedeutung des Volumenstroms können Kapitel 9.1 entnommen werden.

Der Einfluss des Rohrdurchmessers ist aus den Versuchen nicht eindeutig ablesbar. Prinzipiell ist er jedoch deutlich geringer als der Einfluss des Volumenstroms. Für kleine Volumenströme (bis $Q_v = 183 \text{ l/h}$) liefert das System 2.2 ($d_a = 25 \text{ mm}$; Mehrschichtrohr) die größten Entzugsleistungen pro Meter Rohrlänge. Für höhere Volumenströme liefert das System 1.2 ($d_a = 17 \text{ mm}$; Einschichtrohr) die höheren Werte, wobei sie wiederum durch eine große Streuung gekennzeichnet sind. Beim Vergleich der beiden Systeme ist jedoch zu beachten, dass durch den unterschiedlichen Rohrdurchmesser auch unterschiedliche Strömungsverhältnisse bzw. Strömungsgeschwindigkeiten im Rohr vorliegen. Prinzipiell sind größere Rohrdurchmesser hinsichtlich des Wärmeübergangs unempfindlicher gegenüber Schwankungen im Volumenstrom als kleinere Durchmesser (Ziegler & Kürten, 2011). Neben der Entzugsleistung sind die vorhandenen Druckverluste das maßgebende Bewertungskriterium für die Auswahl des Absorbersystems (vgl. Kapitel4.3.2). Die Druckverluste werden ebenfalls maßgeblich durch den vorhandenen Rohrdurchmesser beeinflusst. So sind die Druckverluste bei einem Rohraußendurchmesser von $d_a = 25$ mm um ungefähr den Faktor drei kleiner, als bei einem Durchmesser von $d_a = 17 \text{ mm}$ (vgl. Kapitel 4.3.1), sodass sich bei thermo-aktiven Bauteilen prinzipiell die Verwendung eines großen Rohrdurchmessers empfiehlt. Die Schwächung des Bauteils durch einen großen Rohrdurchmesser kann bei einer Anordnung in der Wandebene als vernachlässigbar angesehen werden. Für thermo-aktive Abdichtungselemente wird der maximale Rohrdurchmesser daher durch den vorhandenen Noppenabstand bestimmt. Weiterhin weist das hier verwendete Mehrschichtrohr eine höhere Robustheit auf, weshalb im dritten Großversuch nur noch der größere Rohrdurchmesser ($d_a = 25 \text{ mm}$; Mehrschichtrohr) verwendet wurde. Eine systematische Untersuchung des Einflusses des Rohrdurchmessers erfolgt im Rahmen der numerischen Parameterstudie (siehe Kapitel 9.1).

In den ersten beiden Großversuchen wurde die Wand senkrecht zur Strömungsrichtung angeordnet. In den Versuchsergebnissen konnte für diese Wandausrichtung keine Abhängigkeit zwischen Grundwasserströmung und Wärmeentzugsleistung ermittelt werden, wie beispielhaft für das System 2.2 in Bild 6.11 (links) dargestellt.



Bild 6.11 Ergebnisübersicht der Großversuche 1 und 2 ohne Grundwasserströmung

Die Unterschiede in den Ergebnissen für verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten liegen innerhalb der generellen Streuweite der Ergebnisse. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich durch eine Erhöhung der Einströmgeschwindigkeit die Strömungsgeschwindigkeit direkt an der Wand nicht im selben Umfang erhöht. Durch die Unterströmung des Bauteils und die begrenzten Platzverhältnisse im Versuchsstand bildet sich direkt vor der Wand eine Zone mit einer geringen Geschwindigkeit aus (vgl. Bild 6.5), die nur begrenzt von der Einströmgeschwindigkeit abhängt (siehe Bild 6.11, rechts). Somit liegt auch der Einfluss der Grundwasserströmung auf den Wärmeertrag außerhalb der vorhandenen Messgenauigkeit und ist somit nicht quantifizierbar. Für

den dritten Großversuch wurde daher die Wand parallel zur Strömung angeordnet. Somit konnte erreicht werden, dass durch einen größeren Potentialunterschied auch eine deutliche Erhöhung der Geschwindigkeit an der Wand vorliegt (siehe Bild 6.11, rechts).

Großversuch 3

Während die ersten beiden Großversuche dazu dienten, die generelle Wirksamkeit der thermoaktiven Abdichtungselemente zu zeigen, diente der dritte Großversuch vordergründig zur Verifizierung und Kalibrierung des neu entwickelten Berechnungsansatzes (siehe Kapitel 8). Daher wurden für diesen Versuch Temperatursensoren PT100 verwendet, die über eine höhere Genauigkeit von $\Delta T = \pm 0,1$ K verfügen. Die Genauigkeit der in den ersten beiden Großversuchen verwendeten Sensoren lag bei $\Delta T = \pm 0,5$ K und ist somit für eine Modellkalibrierung nicht geeignet. Zusätzlich zur Erfassung der Temperaturen im Boden und an der Wand wurden in diesem Großversuch auch Sensoren in die Wand einbetoniert. Diese wurden auf der Rohrachse positioniert, um die sich einstellende Kerntemperatur aufzuzeichnen (siehe Kapitel 8).

Auf die Einrichtung eines Sandauflagers unterhalb des Wandelements wurde auf Grund der strömungsparallelen Ausrichtung des Wandelements verzichtet. Dadurch konnte in diesem Großversuch auch eine größere Wandtiefe von 1,75 m thermisch aktiviert werden (siehe Bild 6.12), wodurch sich die thermisch aktivierte Wandfläche auf A = 4,73 m² vergrößerte. Die Absorberleitungen wurden so angeordnet, dass sich der Vorlauf stets im Anstrom der Grundwasserströmung befand, um einen thermischen Kurzschluss zu vermeiden.

Zur Ermittlung des Einflusses der Rohrlänge auf den Wärmeentzug wurden zwei U-Schleifen und zwei W-Schleifen wiederum in Parallelschaltung in der Wand angeordnet (siehe Bild 6.12). Als Absorberrohre wurden die Mehrschichtrohre mit einem Außendurchmesser von $d_a = 25$ mm der Systeme 2.2 und 1.2 des zweiten Großversuchs verwendet.



Bild 6.12 Rohrverlegung im Großversuch 3

Der Schenkelabstand wurde im dritten Großversuch aus Platzgründen auf den hinsichtlich des Biegeradius minimal möglichen Abstand von s = 25 cm reduziert. Die beiden Systeme wurden wiederum abwechselnd in der Wand angeordnet, um eine gegenseitige Beeinflussung der Systeme zu minimieren und die Redundanz zu erhöhen. Die resultierende Rohrlänge für die U-Schleife betrug $L_p = 3,4$ m und für die W-Schleife $L_p = 7,8$ m.

dritten Großversuch wurden der Volumenstrom, die Vorlauftemperatur, die Im Grundwasserströmung und die Bodentemperatur variiert. Die Standardwerte sowie die Spannweite der in den Versuchen variierten Parameter sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Prinzipiell wurden immer beide redundanten Teilsysteme gleichzeitig durchströmt. Lediglich für Volumenströme über 275 l/h konnte auf Grund der vorhandenen Pumpenleistung nur ein Rohrsystem durchströmt werden. Insgesamt wurden ca. 40 Einzelversuche durchgeführt, wobei wiederum einige Parametersätze doppelt getestet wurden, wenn große Ungenauigkeiten in der Versuchsdurchführung oder in den Messwerten vorlagen.

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	Т _в [°С]	10	9,5 - 19

Tabelle 6.4 Eigenschaften der getesteten Systeme im dritten Großversuch

In Bild 6.13 bis Bild 6.15 sind die auf die installierte Rohrlänge normierten Entzugsleistungen in Abhängigkeit der jeweiligen Parameter dargestellt. In Bild 6.13 (rechts) sind zusätzlich die Rücklauftemperaturen in Abhängigkeit des Volumenstroms angegeben. Die minimale Entzugsleistung betrug $P_{min} = 17,6$ W/m und der maximale Wert lag bei $P_{max} = 99,1$ W/m. Die ermittelten Werte entsprechen dabei in der Größenordnung denen aus den ersten beiden Großversuchen (vgl. Bild 6.9). Lediglich für hohe Volumenströme wurden im dritten Großversuch geringere maximale Leistungen registriert, was auf die höhere Messgenauigkeit im dritten Großversuch zurückzuführen ist.

Prinzipiell konnten durch die U-Schleifen größere bezogene Entzugsleistungen ermittelt werden. Absolut betrachtet, lieferten die W-Schleifen jedoch die größten Leistungen. Darüber hinaus sind die Ergebnisse der U-Schleifen durch größere Streuungen gekennzeichnet. Dies ist wiederum durch die relativ kurze Rohrlänge zu begründen, die die Einstellung stabiler Verhältnisse erschwert.

Der große Einfluss des Volumenstroms auf die Leistungsfähigkeit thermo-aktiver Abdichtungselemente wurde durch diese Versuchsreihe bestätigt (siehe Bild 6.13, links). So ist eine große Leistungssteigerung mit steigendem Durchfluss zu verzeichnen. Da auf Grund der kürzeren Kontaktzeit des Wärmeträgermediums im Rohr mit steigendem Durchfluss auch die Rücklauftemperatur sinkt (siehe Bild 6.13, rechts), stellt sich kein linearer Zusammenhang zwischen mittlerer Entzugsleistung und Volumenstrom ein.



Bild 6.13 Einfluss des Volumenstroms im Großversuch 3

Erwartungsgemäß steigt die ermittelte Entzugsleistung mit sinkender Vorlauftemperatur und steigender Untergrundtemperatur (siehe Bild 6.14). Der Einfluss der Temperaturen auf die bezogene Entzugsleistung fällt deutlich geringer aus, als der Einfluss des Volumenstroms. Der Einfluss der Vorlauftemperatur und der Untergrundtemperatur liegen dagegen in derselben Größenordnung. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch beide Parameter im Wesentlichen die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Absorber- und Bodensystem bestimmt wird.



Bild 6.14 Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Untergrundtemperatur (rechts) im Großversuch 3

Die thermisch aktivierte Wand wurde im dritten Großversuch parallel zur Strömungsrichtung des Grundwassers angeordnet. Überraschenderweise ist jedoch auch bei dieser Anordnung der Wand kein Einfluss der Grundwasserströmung auf die Leistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente erkennbar (siehe Bild 6.15). Einzelheiten Einfluss zum einer Grundwasserströmung auf die Leistungsfähigkeit thermo-aktiver Bauteile können Kapitel 8.4 und Kapitel 9.2.4 entnommen werden.



Bild 6.15 Einfluss der Grundwasserströmung im Großversuch 3

Zusätzlich zu den Entzugsleistungen wurden im Großversuch 3 auch die (effektiven) Wärmeübergangswiderstände wiederum vereinfacht nach Gleichung (4-33) ermittelt. Analog zum zweiten Großversuch wurden die Ergebnisse hierbei auf die äquivalente Rohrfläche ($A_p = s \cdot L_p$) bezogen. Die Werte variierten im dritten Großversuch zwischen $R_{eff,min} = 0,01 \text{ m}^2\text{K/W}$ und $R_{eff,max} = 0,31 \text{ m}^2\text{K/W}$ (siehe Bild 6.16 und Bild 6.17). Der Median lag bei $R_{eff,min} = 0,05 \text{ m}^2\text{K/W}$.



Bild 6.16 Effektive Wärmeübergangswiderstände im Großversuch 3 Einfluss des Volumenstroms (links) und der Untergrundtemperatur (rechts)



Bild 6.17 Effektive Wärmeübergangswiderstände im Großversuch 3 Einfluss der Vorlauftemperatur (links) und der Grundwasserströmung (rechts)

Die Werte weisen somit wiederum dieselbe Größenordnung wie im zweiten Großversuch auf. Prinzipiell weisen die U-Schlaufen entsprechend der Ergebnisse der relativen Entzugsleistungen geringe Wärmeübergangswiderstände auf, als die W-Schleifen. Eine klare Abhängigkeit der Wärmeübergangswiderstände zu den jeweiligen Parametern konnte dagegen nicht registriert werden (vgl. Bild 6.16 und Bild 6.17).

Neben der Entzugsleistung und des effektiven Widerstands wurde im Großversuch 3 zusätzlich die Temperatur in der Wand in Rohrebene (sogenannte Kerntemperatur) erfasst. Dazu wurden jeweils mittig zwischen den Rohrschleifen (halber Schenkelabstand) Temperatursensoren einbetoniert (siehe Bild 6.12). In Bild 6.18 und Bild 6.19 sind die über das jeweilige Einzugsgebiet gewichteten mittleren Kerntemperaturen in Abhängigkeit der getesteten Parameter dargestellt. Je nach eingestellter Randbedingung variieren die mittleren Kerntemperaturen zwischen T_{K,min} = 6,0 °C und T_{K,max} = 13,3 °C, bei einem Median von T_K = 7,3 °C.









Die Kerntemperatur ist vor allem von der Untergrundtemperatur abhängig (siehe Bild 6.18, rechts). Dabei ist ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Kerntemperatur und Untergrundtemperatur zu verzeichnen. Somit wird bestätigt, dass durch die niedrige Wärmeleitfähigkeit der Betonschutzplatte keine großen Beeinträchtigungen auf die

Leistungsfähigkeit des Systems zu verzeichnen sind. Die geringe Wärmeleitfähigkeit wird vielmehr durch die geringe Plattendicke kompensiert.

Für die Parameter Volumenstrom, Vorlauftemperatur und Grundwasserströmung konnte dagegen kein Einfluss auf die Kerntemperatur registriert werden (siehe Bild 6.18, links und Bild 6.19). Weiterhin stellen sich für die U-Schleife und die W-Schleife im Wesentlichen dieselben Kerntemperaturen ein. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Schenkelabstand der Systeme identisch ist.

6.3.4 Zusammenfassende Bewertung der Laborversuche

Die ersten beiden Großversuche dienten vordergründig der Ermittlung der Leistungsfähigkeit der thermo-aktiven Abdichtungselemente. Der dritte Großversuche diente neben einer detaillierteren Leistungsermittlung vor allem der Kalibrierung und Verifizierung des Berechnungsmoduls (vgl. Kapitel 8.4). Die Bewertung der Ergebnisse der Laborversuche erfolgt dabei sowohl über die Entzugsleistung als auch über den (effektiven) Wärmeübergangswiderstand. Im dritten Großversuch wurden zusätzlich die mittleren Kerntemperaturen erfasst.

Die Ergebnisse der Laborversuche sind zum Teil relativ großen Streuungen unterworfen, die auf die messtechnisch unvermeidbaren Ungenauigkeiten zurückzuführen sind. Die größte Schwierigkeit bei den Laborversuchen lag in der Schaffung konstanter bzw. einheitlicher Verhältnisse. So wiesen beispielsweise die Temperaturen innerhalb des Sandkörpers trotz einer kontinuierlichen Wärmezufuhr durch die Grundwasserströmung zu Versuchsbeginn Differenzen von bis zu $\Delta T_B = 3$ K auf. Weiterhin waren sowohl die Vorlauftemperatur als auch der Volumenstrom Schwankungen unterworfen, da eine ausreichend feine Anlagensteuerung zur Gewährleistung konstanter Verhältnisse mit der vorhandenen Messtechnik nicht möglich war. Weiterhin lagen die in den Laborversuchen gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen Vorund Rücklauf zum Teil unterhalb von $\Delta T = 0.5$ K, sodass sie, zu mindestens bei den ersten beiden Großversuchen, teilweise außerhalb der Messgenauigkeit lagen. Diese messtechnischen Probleme sowie schwankende Randbedingungen können jedoch auch in der praktischen Anwendung auftreten, weshalb die Ergebnisse der Laborversuche dennoch als repräsentative Werte für das System angesehen werden können. Die Auswirkungen einzelner Faktoren auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Abdichtungselementen konnte mit Hilfe der Laborversuche nur grob bzw. qualitativ aufgezeigt werden. Zur differenzierten Ermittlung der einzelnen Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit wurden daher zusätzlich numerische Parameterstudien durchgeführt, welche ausführlich in Kapitel 9 vorgestellt werden.

In Tabelle 6.5 sind die im Labor ermittelten Leistungen im Vergleich zu dokumentierten Werten für andere thermo-aktive Bauteile (vgl. Kapitel 3) gegenübergestellt. Die im Labor gemessenen Leistungen wurden hierbei auf die thermisch aktivierte Wandfläche bezogen. Für die ersten beiden Großversuche beträgt diese Fläche 4,56 m², für den dritten Großversuch lag die thermisch aktivierte Fläche bei 4,73 m². Hierbei ist anzumerken, dass die Fläche nicht maximal ausgenutzt
wurde, da jeweils nur ein System durchströmt wurde und somit jeweils ungefähr die halbe Wandfläche ungenutzt blieb.

Bauteil		Leistung (Richtwert)	Leistung (Dokumentiert)
Energiepfahl	D < 60 cm	40 W/m – 60 W/m	43 – 78 W/m
	D > 60 cm	35 W/m²	15 – 63 W/m²
Energiewand	beidseitiger Bodenkontakt	30 W/m²	27 – 100 W/m²
	einseitiger Bodenkontakt	20 - 35 W/m²	
Bodenplatte	einseitiger Luftkontakt	10 - 30 W/m²	
Energietunnel	Vlies	13 – 15 W/m²	4 – 66 W/m²
	Tübbing	10 – 20 W/m²	
Abdichtungselemente	Labor (GV 1+GV 2)	56 W/m² (Median)	25 - 300 W/m²
	Labor (GV 3)	80 W/m² (Median)	36 – 150 W/m²

Tabelle 6.5 Entzugsleistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente im Vergleich zu anderen Systemen

Die Ergebnisse der Laborversuche sind im Vergleich zu anderen thermo-aktiven Bauteilen äußerst vielversprechend. Beim Vergleich ist jedoch zu beachten, dass die Laborergebnisse Kurzzeitleistungen darstellen, da durch den äußeren Strömungskreislauf kontinuierlich Wärme zugeführt wird. Dies wurde auch durch die Tatsache bestätigt, dass die mittlere Abkühlung des Sandkörpers während des Versuchs bei maximal 0,8 K lag (Ziegler & Kürten, 2011). Für eine Anlagenauslegung sind jedoch die realen Lastkurven für das versorgende Gebäude sowie eine ausreichende Regeneration des Untergrunds zu beachten.

7 Thermische Berechnung von Erdwärmesonden und thermo-aktiven Bauteilen

Bei der Berechnung von geothermischen Systemen ist prinzipiell zwischen dem Wärmetransport im Umfeld des Bauteils und dem Wärmetransport im Bauteil zu unterscheiden. Dazu können analytische Ansätze, numerische Ansätze oder eine Kombination verwendet werden. Bei der Kopplung von Wärmetransport im Bauteil und im Umfeld des Bauteils sind die unterschiedlichen Betrachtungsmaßstäbe zu beachten. Während für die Vorgänge im Bauteil (und im Absorbersystem) ein sehr kleiner Maßstab (Zentimeterbereich) betrachtet werden muss, erstreckt sich die Temperaturfahne im Umfeld der geothermischen Anlagen über mehrere Meter. Dieses Problem kann vereinfacht dadurch gelöst werden, dass beide Aspekte getrennt voneinander betrachtet werden. Alternativ kann das jeweils andere Teilsystem als Randbedingung oder über einen vereinfachten Berechnungsansatz abgebildet werden.

Die Form der Wärmeübertragung ist bei geothermischen Systemen stark von der Geometrie des jeweiligen Bauteils abhängig (vgl. Kapitel 4.2). Während Erdwärmesonden und Energiepfähle durch einen rotationssymmetrischen Wärmeentzug gekennzeichnet sind, findet bei horizontalen und vertikalen Systemen (Erdwärmekollektor, thermische Eisfreihaltung, Energiewände oder Energietunnel) der Wärmeentzug über die Fläche statt. Aus diesem Grund sind für jedes System an die Verhältnisse angepasste Berechnungsansätze erforderlich. Während für Erdwärmesonden und in Grenzen für Energiepfähle und horizontale Systeme, eine Vielzahl von Berechnungsansätzen existieren (z. B. Liu, 2005; Florides & Kalogirou, 2007; Philippe et al., 2009; Yang et al., 2010; Lamarche et al., 2010; Philippe et al., 2011; Loveridge & Powrie, 2013), sind für Energiewände oder Energietunnel nur vereinzelte Ansätze vorhanden. Dies ist zum einem durch die komplexen Randbedingungen zu begründen. Zum anderen stellt die Verwendung von Energiewänden und Energietunneln noch eine "junge" Technik dar, sodass nur wenige Erfahrungen vorliegen.

Im Folgenden werden die wesentlichen Berechnungsansätze getrennt nach den geometrischen geothermischen Systemen kurz dargestellt (Kapitel 7.1 bis 7.4). Darauf aufbauend werden die Übertragbarkeit der Ansätze auf thermo-aktive Abdichtungselemente überprüft sowie die Anforderungen an ein Berechnungsmodell formuliert (Kapitel 7.5).

7.1 Berechnungsansätze für Erdwärmesonden

7.1.1 Analytische Ansätze zur Beschreibung der Temperaturantwort im Umfeld einer Erdwärmesonde

Die vorhandenen analytischen Ansätze zur Beschreibung einer Erdwärmesonde basieren im Wesentlichen auf der Lösung der Wärmeleitungsgleichung für den Fall einer sich in einem homogenen Medium befindenden Wärmequelle (vgl. Kapitel 4.2.1). Dabei ist zwischen der infiniten Linienquellentheorie (ILS), der infiniten Zylinderquellentheorie (ICS) und der finiten Linienquelle (FLS) zu unterscheiden. Eine schematische Darstellung der Ansätze ist in Bild 7.1 dargestellt.



Bild 7.1 Grundlegende Berechnungsansätze für Erdwärmesonden

Alle Ansätze beschreiben die radiale Ausbreitung des Temperaturfelds im Umfeld einer Erdwärmesonde infolge einer konstant aufgebrachten Heizleistung auf Basis der Wärmeleitung. Dabei wird stets ein homogenes Medium betrachtet und der Wärmetransport erfolgt vorrangig in horizontaler Richtung. In der Erdwärmesonde wird ein stationärer Zustand unterstellt, was bedeutet, dass die Temperaturdifferenz zwischen Wärmeträgermedium und Bohrlochrand konstant ist. Der Unterschied zwischen den drei Ansätzen liegt in der Abbildung der Erdwärmesonde selbst. Die infinite Linienquellentheorie nach Ingersoll et al. (1954), welche auf den Ausführungen von Lord Kelvin aus dem Jahr 1882 basiert, bildet die Erdwärmesonde als unendlich lange, nadelförmige Wärmequelle ab. Die Zylinderquellentheorie wurde von Carslaw & Jäger (1946) entwickelt und von Ingersoll et al. (1954) auf die Anwendung bei Erdwärmesonden übertragen. Hierbei wird die Erdwärmesonde als Hohlzylinder betrachtet, sodass auch der Einfluss des Bohrlochs abgebildet werden kann. Für lange Betrachtungszeiträume liefern die ILS und ICS identische Ergebnisse. Für kurze Betrachtungszeiträume liefert die Zylinderquelle jedoch die exakteren Ergebnisse, da dann der Einfluss des Bohrlochradius auf die Temperaturfahne auf Grund von Kapazitätseffekten ausgeprägter ist (Philippe et al., 2009).

Die ILS und ICS unterstellen einen Wärmetransport ausschließlich in horizontaler Richtung. Durch einen dauerhaften Wärmeentzug stellt sich im Umfeld der Erdwärmesonde jedoch ein Temperaturtrichter ein, sodass auch vertikale Wärmeströme auftreten. Zeng et al. (2002) entwickelten daher die Finite Linienquelle, die neben dem Einfluss aus der Sondenlänge auch den Einfluss der Erdoberfläche abbildet. Dazu wird eine "virtuelle" Sonde auf die Erdoberfläche gesetzt (vgl. Bild 7.1), die mit derselben Leistung (nur in umgekehrter Richtung) wie die reale Sonde beaufschlagt wird. Somit können auch vertikale Wärmeströme abgebildet werden, die eine Temperaturverteilung über die Sondenlänge verursachen. Für die praktische Anwendung wird die Temperaturverteilung in der Regel auf eine über die Tiefe gemittelte Bohrlochtemperatur übertragen (Lamarche & Beauchamp, 2007). Der Einfluss der vertikalen Wärmeströme ist vor allem bei kurzen Sonden oder langen Betrachtungszeiträumen spürbar, sodass dann die FLS die Temperaturausbreitung im Umfeld einer Erdwärmesonde am realistischsten beschreibt (Philippe et al., 2009; Kürten, 2012).

Die direkte Anwendung der drei Ansätze ist mathematisch komplex (vgl. Kapitel 4.2.1). Eine einfachere Darstellung der Berechnungsansätze kann auf Basis der sogenannten "g-Funktionen" (Antwortfunktion der Temperatur) erfolgen. Die allgemeine Formulierung für die Temperaturdifferenz zwischen Bohrlochrand und ungestörter Untergrundtemperatur über die g-Funktionen lautet dann (z. B. Cimmino & Bernier, 2014):

$$\Delta T = \frac{q'}{2\pi \cdot \lambda_{\rm B}} \cdot g(\text{Fo}, r_{\rm b}, \text{L}, \text{N})$$
(7-1)

Hierin ist q' [W/m] die entzogene Wärmemenge pro Meter Sondenlänge. Die Verwendung der g-Funktionen als "Antwortfunktion" basiert auf den Arbeiten von Eskilson (1987), welcher mit Hilfe von numerischen Simulationen für Einzelsonden und Sondenfelder für verschiedene Randbedingungen passende g-Funktionen ermittelt hat. Die g-Funktion hängt im Wesentlichen vom gewählten Berechnungsansatz, von der Fourier-Zahl Fo (dimensionslose Zeit), und den geometrischen Randbedingungen der Sonde (Bohrlochdurchmesser rb, Sondenlänge L, Anzahl der Absorberrohre N, etc.) ab und ist somit für jede Systemkonfiguration separat zu bestimmen. Das Konzept der g-Funktionen wurde seitdem vielfach aufgegriffen und weiterentwickelt (z. B. Lamarche & Beauchamp, 2007; Fossa, 2011; Monteyne et al., 2014). Die g-Funktionen fanden auch Eingang in eine Reihe von Berechnungsprogrammen für Erdwärmesonden, wie z. B. EED (Hellström & Sanner, 1994), EWS (Huber & Schuler, 1997) oder GLHEPRO (Spitler, 2000). Nachteilig an der Verwendung der g-Funktionen ist die Inflexibilität des Ansatzes, da für bisher nicht dokumentierte Anlagenkonfiguration stets separate g-Funktionen aufgestellt werden müssen.

Die oben genannten Ansätze gelten nur für lange Zeiträume, da sie einen stationären Zustand in der Erdwärmesonde unterstellen. Dieser kann nach Eskilson (1987) wie folgt abgeschätzt werden:

$$t > \frac{5 \cdot r_b^2}{a_T}$$
(7-2)

Für übliche Bohrlochradien und Temperaturleitfähigkeiten des Bodens liegt die minimale Zeitspanne zwischen zwei und sechs Stunden (Yang et al., 2010). Für Böden mit einer geringen Wärmeleitfähigkeit kann die Zeitspanne auch deutlich größer ausfallen (Kürten, 2012). Zur Betrachtung von kurzfristigen Belastungsansätzen bzw. Spitzenlasten wurden von Yavuzturk & Spitler (1999) Kurzzeit g-Funktionen entwickelt. Weitere Ansätze zur Berücksichtigung von Kurzzeiteffekten finden sich beispielsweise in Bandos et al. (2009), Zarella et al. (2011),

Javed (2012) oder Li & Lai (2013). Ansätze für geneigte Sonden wurden z. B. von Cui et al. (2006), Marcotte & Pasquier (2009) oder Lamarche (2011) entwickelt.

Die Berechnung von Erdwärmesondenfeldern oder Erdwärmespeichern kann mathematisch am einfachsten nach dem Superpositionsprinzip erfolgen (Eskilson, 1987). Dies bedeutet, dass die Temperaturantworten der einzelnen Sonden zu einer Gesamtantwort überlagert werden. Speziell für Sondenfelder entwickelte g-Funktionen finden sich beispielsweise auch in Fossa (2011), Zanchini & Lazzari (2013) oder Cimmino & Bernier (2014). Marcotte & Pasquier (2014) berücksichtigen in den aufgestellten g-Funktionen neben der Anordnung der Erdwärmesonden auch eine Reihen- oder Parallelschaltung der Sonden. Alternativ kann die Berechnung von Erdwärmesondenfeldern mit Hilfe des "Duct-Storage-Model" nach Hellström (1991) erfolgen. Hierbei wird die Sondengruppe (lokale Region) als Einheit betrachtet, die wiederum eine Temperaturantwort im umliegenden Untergrund (globale Region) erzeugt. Die Berechnung der Temperatur am Rand der Sondengruppe erfolgt separat über eine Abbildung der Einzelsonden als Linienquelle bzw. deren Überlagerung. Die Kopplung der beiden Regionen erfolgt in der Regel über thermische Widerstände (siehe Kapitel 7.1.2), mit deren Hilfe die gegenseitige Beeinflussung der beiden Regionen innerhalb eines Zeitschritts abgebildet werden kann. Das Duct-Storage-Modell eignet sich somit gut für eine numerische Umsetzung, da für die beiden Regionen unterschiedliche Abbildungsmaßstäbe gewählt werden können (siehe Kapitel 7.1.3) und bildet auch die Basis für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Modell-im-Modell-Ansatz.

7.1.2 Thermische Widerstände für Erdwärmesonden

Die Beschreibung des Wärmeübergangs zwischen Boden und Erdwärmesonde bzw. des Wärmetransports in der Erdwärmesonde erfolgt oft über die Formulierung von thermischen Widerständen. Für die Betrachtung des Gesamtsystems ist wiederum zwischen dem thermischen Widerstand des Bodens, welcher die Temperaturausbreitung im Boden beschreibt, und dem thermischen Widerstand der Sonde, welcher entsprechend den Wärmetransport in der Sonde beschreibt, zu unterscheiden.

Für den Bodenwiderstand R_B [mK/W] gilt:

$$R_{\rm B} = \frac{\Delta T}{q'} = \frac{T_{\rm bW} - T_{\rm B}}{q'} \tag{7-3}$$

Hierin ist q' [W/m] wiederum der Wärmestrom pro Meter Sondenlänge und ΔT die Temperaturdifferenz zwischen Bohrlochrand T_{bW} und Untergrundtemperatur T_B. Der Widerstand R_B kann auf Basis der in Kapitel 7.1.1 vorgestellten Berechnungsansätze sowohl für den stationären, als auch für den instationären Zustand ermittelt werden.

Für den Gesamtwiderstand der Erdwärmesonde R_{Sonde} [mK/W] gilt in analoger Form:

$$R_{\text{Sonde}} = \frac{\Delta T}{q'} = \frac{T_F - T_{bW}}{q'}$$
(7-4)

Die maßgebende Temperaturdifferenz ist hier die Differenz zwischen Bohrlochrand und Wärmeträgerfluid. Dabei wird in der Regel die mittlere Fluidtemperatur T_F zwischen Vor- und Rücklauf verwendet. Thermische Widerstände von Erdwärmesonden liegen in der Regel zwischen $R_{Sonde} = 0,08 \text{ mK/W}$ und $R_{Sonde} = 0,15 \text{ mK/W}$, wobei der Median in Deutschland bei ca. 0,1 mK/W liegt (Grimm, 2014). Wird ein thermisch verbessertes Verfüllmaterial verwendet, können auch Werte deutlich unter $R_{Sonde} = 0,11 \text{ mK/W}$ erreicht werden (z. B. Sanner et al., 2005).

Durch die Kopplung von Gleichung (7-3) und (7-4) kann eine Verbindung zwischen der Temperatur des Wärmeträgerfluids und dem Untergrund erfolgen. Anschaulich entspricht dies einer Reihenschaltung von Widerständen:

$$T_{\rm F} - T_{\rm B} = q' \cdot (R_{\rm Sonde} + R_{\rm B}) \tag{7-5}$$

Gleichung (7-5) bildet auch die Grundlage für die Bestimmung des (effektiven) Sondenwiderstands aus den Ergebnissen eines Thermal Response Tests (vgl. Kapitel 4.4). Beim TRT wird eine effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} für den stationären Zustand auf Basis der Linienquellentheorie ermittelt (vgl. Gleichung (4-89)). Ist zusätzlich die Temperaturleitfähigkeit des Bodens $a_{T,B}$ bekannt, kann der thermische Widerstand nach Gleichung (7-6) ermittelt werden.

$$R_{\text{Sonde,eff}} = \frac{1}{q'} \cdot \left[(T_F - T_0) - \frac{1}{4\pi \cdot \lambda_{\text{eff}}} \cdot \left(\ln \left(\frac{4 \cdot a_{T,B} \cdot t}{r_b^2} \right) - \gamma \right) \right]$$
(7-6)

Analog zur Bestimmung der effektiven Wärmeleitfähigkeit handelt es sich hierbei auch um einen "effektiven" Widerstand, der neben den Betriebsbedingungen im durchgeführten TRT (Koenigsdorff & Feuerstein, 2012) auch durch Umgebungseinflüsse (Grundwasser, Temperatur, etc.) beeinflusst wird. Dies ist bei der Übertragung der Ergebnisse aus TRTs auf andere Standorte oder den tatsächlichen Anlagenbetrieb zu beachten.

Alternativ kann der Widerstand der Erdwärmesonde auch mit analytischen Ansätzen ermittelt werden. Klassischerweise setzen die vorhandenen Ansätze zur Berechnung des thermischen Widerstands der Erdwärmesonde voraus, dass sich die Erdwärmesonde im stationären Zustand befindet. Weiterhin wird in der Regel eine zweidimensionale horizontale Temperaturausbreitung im Untergrund unterstellt. Axiale Effekte aus vertikalen Wärmeströmen werden dadurch vernachlässigt. Dies wird meistens damit begründet, dass die vertikale Temperaturänderung im Vergleich zur horizontalen Änderung deutlich geringer ist (z. B. Mottaghy & Dijkshoorn, 2012).

Der Widerstand für eine Erdwärmesonde setzt sich aus der Summe der Widerstände aus der Rohrströmung R_p , dem Verfüllmaterial R_b (Bohrlochwiderstand) und dem Rohrabstand R_s (innerer Widerstand) zusammen. Anschaulich lassen sich die Widerstände in Analogie zur Elektrotechnik als Verschaltung der einzelnen Widerstände darstellen (siehe Bild 7.2). Während die Widerstände aus der Rohrströmung (Konvektion und Advektion) eindeutig nach den allgemeinen Grundsätzen der Rohrströmung beschrieben werden können (vgl. Kapitel 4.3), ist die Formulierung des Bohrlochwiderstands und des inneren Widerstands deutlich komplexer, da diese sowohl von der Rohranzahl als auch von der Lage der Rohre in der Sonde abhängen. Eine Übersicht über vorhandene Ansätze zur Bestimmung der thermischen Widerstände für Erdwärmesonden findet sich beispielsweise in Lamarche et al. (2010) oder Yang et al. (2010).



Bild 7.2 Thermische Widerstände für Erdwärmesonden (nach He, 2012) sowie Detaildarstellung der Rohrwiderstände

Die einfachsten Ansätze basieren auf dem Prinzip des Ersatzrohres. Hier werden die einzelnen U-Rohre zu einem fiktiven Einzelrohr zusammengefasst, welches dieselbe Oberfläche wie die Summe der Einzelrohre besitzt (Shonder & Beck, 2000; Zeng et al., 2003). Der Widerstand für N Absorberrohre ergibt sich dann wie folgt:

$$R_{b} = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_{c}} \cdot \ln\left(\frac{r_{b}}{r_{a}\sqrt{N}}\right)$$
(7-7)

Hierin ist λ_c die Wärmeleitfähigkeit des Verfüllmaterials, r_b der Bohrlochradius und r_a der Außenradius der Absorberrohre.

Alternativ kann der Bohrlochwiderstand über Formfaktoren S_c definiert werden (Remund, 1999; Bauer, 2011):

$$R_{b} = \frac{1}{S_{c} \cdot \lambda_{c}}$$
(7-8)

Die Verwendung von Formfaktoren führt zu einer sehr einfachen Formulierung des thermischen Widerstands. Nachteilig ist jedoch, dass für jede Sondenkonfiguration eigene Formfaktoren auf Basis von Feldversuchen oder numerischen Berechnungen ermittelt werden müssen.

Der am weitesten verbreitet Ansatz zur Berechnung des Bohrlochwiderstands wurde von Hellström (1991) auf Basis der Linienquellentheorie und mit Hilfe einer Reihenentwicklung (Multipolentwicklung) publiziert. Hierbei wird jedes Rohr als einzelnen Linienquelle betrachtet und die Bestimmung des Bohrlochwiderstands erfolgt nach dem Superpositionsprinzip. Für eine Einzel-U-Sonde gilt dann:

$$R_{b} = \frac{1}{4\pi \cdot \lambda_{c}} \left[\ln\left(\frac{r_{b}}{r_{a}}\right) + \ln\left(\frac{r_{b}}{2s}\right) + \frac{\lambda_{c} - \lambda_{B}}{\lambda_{c} + \lambda_{B}} \left(\frac{(r_{b}/s)^{4}}{(r_{b}/s)^{4} - 1}\right) \right]$$
(7-9)

Entsprechende Formulierungen für eine Doppel-U-Sonde, für eine koaxiale Sonde sowie für die inneren Widerstände R_S finden sich ebenfalls in Hellström (1991) bzw. Bennet et al. (1987). Auf Grund der Komplexität der Ansätze wird auf eine explizite Darstellung an dieser Stelle verzichtet. Die hohe Genauigkeit der Multipolentwicklung für die Berechnung von Erdwärmesonden wurde z. B. durch Lamarche et al. (2010) mit Hilfe von numerischen Untersuchungen bestätigt. Die Multipolentwicklung bildet daher auch die Grundlage für eine Vielzahl von Weiterentwicklungen und die Implementierung in numerische Modelle (z. B. Nagano et al., 2006b; Hu et al., 2013; Li et al., 2014; Liang et al., 2014).

Ansätze für den Sondenwiderstand unter Berücksichtigung von axialen Effekten (z. B. Temperaturverlauf im Fluid, vertikale Wärmeströme in der Sonde) wurden beispielsweise von Hellström (1991), Zeng et al. (2003) (bzw. in korrigierter Form in Diao et al., 2004), Pasquier & Marcotte (2012), Bauer (2011), De Carli et al. (2010), Shirazi & Bernier (2013), Hu et al. (2013) oder Beier (2014) veröffentlicht.

7.1.3 Numerische Ansätze für Erdwärmesonden

Numerische Modelle ermöglichen die Abbildung aller am Wärmetransport beteiligten Aspekte innerhalb der Sonde und im Untergrund. Daher sind in der Vergangenheit eine Reihe von numerischen Modellen für Einzelsonden publiziert worden (z. B. Muraya, 1994; Rottmayer, 1997; Li & Zheng, 2009; Shang et al., 2011; He, 2012; Bouhacina et al. 2013). Dabei finden sowohl die Finite-Elemente-Methode, die Finite-Differenzen-Methode und die Finite-Volumen-Methode Verwendung. Das größte Problem bei der numerischen Simulation von Erdwärmesonden liegt in den unterschiedlichen Abbildungsmaßstäben für die Sonde und den Untergrund. Während für das Bohrloch Abmessungen im Zentimeterbereich abgebildet werden müssen, liegt der Betrachtungsmaßstab für den Untergrund im Meterbereich. Dieser Effekt wird bei der Abbildung von Erdwärmesondenfeldern noch zusätzlich verstärkt. Dies führt in einem "rein" numerischen Modell zu einer großen erforderlichen Anzahl von Zellen und somit zu unrealistisch hohen Rechenzeiten.

Zur Reduzierung der Rechenzeiten werden daher oft Vereinfachungen getroffen. Für Einzelsonden wird beispielsweise auf die explizite Abbildung der Rohrströmung verzichtet und ein konstanter Wärmestrom (Neumann-Randbedingung) oder eine konstante Temperatur (Dirichlet-Randbedingung) an der Innenseite des Absorberrohrs vorgegeben (z. B. Cui et al., 2008; Kim, 2011; Li, 2012). Eine noch gröbere Vereinfachung besteht darin, die komplette Erdwärmesonde oder das Sondenfeld als Wärmestrom- oder Temperatur-Randbedingung abzubilden (z. B. Li et al., 2005; Zanchini et al., 2010; Koohi-Fayegh & Rosen, 2012; Wang et al., 2013). Nachteilig an dieser Methode ist, dass alle Einflüsse aus der Erdwärmesonde nicht explizit abgebildet werden können, sodass lediglich Aussagen über die Temperaturausbreitung im Boden infolge des Anlagenbetriebs möglich sind. Eine genaue Anlagenauslegung ist mit der Abbildung der Erdwärmesonde als (konstante) Randbedingung nicht möglich.

Eine weitere Möglichkeit zur Reduzierung der Modellgröße für eine numerische Berechnung ist die Implementierung von analytischen Ansätzen in numerische Programme. Ein weit verbreitetes Beispiel sind die in Kapitel 7.1.1 vorgestellten g-Funktionen. Nachteilig ist hierbei, dass die g-Funktionen stets für jeden Anwendungsfall separat bestimmt werden müssen, wenn sie nicht in einer Modell-Datenbank bereits vorhanden sind. Die Verwendung von thermischen Widerständen in numerischen Modellen hingegen ermöglicht eine größere Flexibilität und findet somit verstärkt Verbreitung (vgl. Kapitel 7.1.2). Ein Ansatz basierend auf dem Duct-Storage-Modell wurde von Al-Khoury et al. (2005) bzw. Al-Khoury & Bonnier (2006) entwickelt. In diesem werden alle Vorgänge in der Sonde mit Hilfe von thermischen Widerständen in einem eindimensionalen Linienelement zusammengefasst (siehe Bild 7.3). Dieses Linienelement wird dann über den Kräftevektor an ein 3D-Finite-Elemente Untergrund-Modell gekoppelt.



Bild 7.3 Schematische Darstellung des Modell-in-Modell-Ansatzes (nach Al-Khoury et al., 2005)

Der große Vorteil an diesem Ansatz liegt darin, dass er nicht auf die Anwendung bei reiner Wärmeleitung beschränkt ist. In dem Untergrund-Modell kann vielmehr eine gekoppelte Betrachtung von Wärme- und Stofftransport (Strömung) erfolgen. Daher wurde der Modell-in-Modell-Ansatz auch in andere Programme, welche einen gekoppelten Wärme- und Stofftransport abbilden können, implementiert. So wurde beispielsweise von Bauer (2011) bzw. Diersch et al. (2011) für das Finite-Elemente Programm FEFLOW und von Signorelli (2004) für das Finite-Elemente Programm FRACTure ein entsprechender Ansatz entwickelt. Der Modell-in-Modell-Ansatz wurde von Mottaghy & Dijkshoorn (2012) sowohl für Doppel-U-Sonden als auch für Koaxialsonden in das Finite-Differenzen Programm SHEMAT-Suite implementiert. Dieser Ansatz stellt auch die Basis für das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmodul für flächige Bauteile dar (siehe Kapitel 8). Einzelheiten zum Programm SHEMAT-Suite werden in Kapitel 8.3.1 dargestellt. Analog zum Ansatz von Al-Khoury et al. (2005) wird die Erdwärmesonde als eindimensionales Finite-Differenzen-Gitter abgebildet (Erdwärmesondenmodul). Dabei wird die Tatsache genutzt, dass sich die Geometrie der Erdwärmesonde (und die Temperaturen im

Umfeld der Sonde) vor allem in horizontaler Ebene ändern, während sie in vertikaler Richtung nahezu konstant sind. Daher wird der horizontale Wärmetransport in der Sonde durch thermische Widerstände beschrieben, während in vertikaler Richtung die Lösung der Wärmetransportgleichung mit der Methode der Finite-Differenzen erfolgt. Die Kopplung des eindimensionalen Sondenmodells an die Software SHEMAT-Suite erfolgt durch die Übergabe von Wärmeströmen (Quellterm). Diese bewirken wiederum eine Temperaturänderung im Untergrund und am Rand der Erdwärmesonde. Die in SHEMAT-Suite ermittelte Bohrlochrandtemperatur wird im Gegenzug an das Erdwärmesondenmodul als Eingangsgröße für die Berechnung des Wärmetransports in der Sonde übergeben.

7.1.4 Einfluss einer Grundwasserströmung

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, hat diese einen großen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit der geothermischen Anlage sowie auf die sich einstellende Temperaturfahne. Durch den erhöhten Wärmetranssport im Untergrund (vgl. Kapitel 4.1) wird auch die mögliche Entzugsleistung (im Heizbetrieb) bzw. Einspeiseleistung (im Kühlbetrieb) erhöht, wodurch eine Grundwasserströmung einen positiven Effekt auf den Heiz- oder Kühlbetrieb der geothermischen Anlage ausübt. Bei einer Wärmespeicherung wird die Effektivität der Anlage durch eine Grundwasserströmung dagegen verringert, da die im Sommer eingespeiste Wärme durch die Strömung von der Sonde weg transportiert wird, und somit im Winter nicht mehr zur Verfügung steht (z. B. Fan et al., 2007; Bauer, 2011).

Obwohl die Bedeutung einer Grundwasserströmung für die Auslegung einer Erdwärmesonde weitestgehend bekannt ist, existieren in der Literatur nur relativ wenige Beispiele für eine explizite Berücksichtigung der Grundwasserströmung. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zur mathematischen Beschreibung einer Grundwasserströmung ein gekoppeltes Wärme- und Massentransportproblem gelöst werden muss. Dies ist detailliert nur mit Hilfe von numerischen Methoden möglich. Darüber hinaus existieren nur wenige (ausreichend dokumentierte) Feld- oder Laborversuche, die zur Validierung und Kalibrierung von Modellen verwendet werden könnten (z. B. Witte, 2001; Wang et al., 2009; Huber, 2013).

Zur Beurteilung des Einflusses einer Grundwasserströmung auf die Leistungsfähigkeit einer geothermischen Anlage wird oftmals die dimensionslose Péclet-Zahl verwendet (vgl. Kapitel 4.3.1). Für Erdwärmesonden wird dabei der Bohrlochradius als charakteristische Länge gewählt:

$$Pe = \frac{v_f \cdot c_{v,W} \cdot r_b}{\lambda_B}$$
(7-10)

Prinzipiell bildet die Péclet-Zahl das Verhältnis zwischen advektiven und diffusiven Flüssen, sodass Péclet-Zahlen größer als eins einen überwiegend konvektiven Wärmetransport bedeuten, während für Péclet-Zahlen kleiner als eins die Wärmeleitung im Untergrund überwiegt (Chiasson, 1999). Die Größe der Péclet-Zahl ist jedoch stark von der Wahl der charakteristischen

Länge abhängig. So zeigen verschiedene Untersuchungen, dass bei Verwendung des Bohrlochradius als charakteristische Länge (siehe Gleichung (7-10)) auch bei deutlich kleineren Péclet-Zahlen (ca. Pe = 0,1) eine Grundwasserströmung einen nennenswerten Einfluss auf die Leistung einer Erdwärmesonde besitzt (z. B. Fujii et al., 2005; Angelotti et al., 2014). Für eine effektive Wärmespeicherung wird als kritischer Wert sogar eine maximale Péclet-Zahl von Pe = 0,01angegeben (Bauer, 2011).

Der erste Ansatz zur Berechnung einer Erdwärmesonde unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung wurde bereits von Eskilson (1987) veröffentlicht. Hierbei wird der Einfluss der Grundwasserströmung jedoch lediglich durch einen Korrekturfaktor P_w berücksichtigt:

$$\Delta T = \frac{q'}{2\pi\lambda_{\rm B}} \left(\ln\left(\frac{\rm L}{2r_{\rm b}}\right) - P_{\rm w}\left(\frac{\rm L}{\rm l}\right) \right)$$
(7-11)

Mit:

$$P_{w}\left(\frac{L}{a}\right) = \ln\left(\frac{L}{2a}\right) + \gamma \cdot 0,549 \quad \text{und} \quad a = \frac{2\lambda_{B}}{c_{v,w} \cdot v_{f}}$$
(7-12)

Die Verwendung von Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung einer Grundwasserströmung ist bis heute weit verbreitet. Eine vorhandene Grundwasserströmung ergibt eine hohe effektive Wärmeleitfähigkeit in Thermal Response Tests (z. B. Huber, 2013), sodass in Berechnungen für die grundwasserführenden Schichten oftmals eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit oder eine erhöhte spezifische Entzugsleistung angesetzt werden (z. B. EED, VDI 4640-2:2001). Dies stellt jedoch eine sehr starke Vereinfachung der physikalischen Zusammenhänge dar und ist somit für eine effiziente Anlagenauslegung nicht empfehlenswert.

Eine genauere (analytische) Abbildung einer Grundwasserströmung kann über die Theorie der "Moving Heat Source" (MHS) erfolgen (vgl. Kapitel 4.2.3). Sutton et al. (2002) sowie in einer parallelen Arbeit Diao et al. (2004) leiten aus der MHS für eine infinite Linienquelle einen konvektiven Wärmeübergangswiderstand $R_{conv,B}$ für den Boden ab. Für den instationären Fall gilt (vgl. Kapitel 4.2.3):

$$R_{\text{conv},B}(t) = \frac{1}{4\pi \cdot \lambda_B} \cdot I_0\left(\frac{v_T \cdot r_b}{2a_T}\right) \cdot \Gamma\left(0, \frac{r_b^2}{4a_T \cdot t}, \frac{v_T^2 \cdot r_b^2}{16 \cdot a_T^2}\right)$$
(7-13)

I₀ ist die modifizierte Besselfunktion erster Art, nullter Ordnung. Lösungen für die unvollständige Gamma-Funktion $\Gamma(a,x,b)$ finden sich beispielsweise in Chaudhry & Zubair (1994). Für den stationären Zustand kann die Gamma-Funktion durch die modifizierte Besselfunktion zweiter Art, nullter Ordnung K₀ ersetzt werden (Sutton et al., 2002):

$$R_{\text{conv,B}} = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_{B}} I_{0} \left(\frac{v_{T} \cdot r_{b}}{2a_{T}} \right) \cdot K_{0} \left(\frac{v_{T} \cdot r_{b}}{2a_{T}} \right)$$
(7-14)

Eine Erweiterung des Ansatzes auf eine Finite Linienquelle findet sich in Molina-Giraldo (2011). Die Anwendung der MHS-Theorie für die Berechnung von Erdwärmesonden bzw. die Eine alternative Ermittlung des konvektiven Wärmeübergangswiderstands kann auf Basis der Nusselt-Zahl (vgl. Kapitel 4.2.3) erfolgen. Der Bohrlochwiderstand ergibt sich dann zu:

$$R_{\text{conv,B}} = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_{\text{B}} \cdot \text{Nu}}$$
(7-15)

Durch Sharqawy et al. (2010) wurden empirische Funktionen für die Nusselt-Zahl im Falle einer freien Konvektion bei Erdwärmesonden entwickelt. Für die Abbildung einer erzwungenen Konvektion können die in Kapitel 4.2.3 vorgestellten Zusammenhänge verwendet werden.

Die mittlere Fluidtemperatur einer Erdwärmesonde unter Einbeziehung des (stationären) Bohrlochwiderstands der Sonde und dem konvektiven Wärmetransport im Grundwasser ergibt sich dann zu (vgl. auch Gleichung (7-7)):

$$T_F(t) = q' \cdot \left(R_{\text{conv},B}(t) + R_{\text{Sonde}} \right) + T_B$$
(7-16)

In den meisten Fällen wird der Einfluss einer Grundwasserströmung auf das (thermische) Verhalten einer Erdwärmesonde jedoch mit Hilfe von numerischen Modellen untersucht. Die erste systematische (numerische) Untersuchung mit der Finite-Elemente-Methode erfolgte durch Chiasson (1999). Die Simulationen verdeutlichen den großen Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Leistungsfähigkeit einer Erdwärmesonde bzw. ein Sondenfeld vor allem in grobkörnigen Böden. Aufbauend auf diesen Untersuchungen wurden in den letzten Jahren weitere numerische Simulationen zur Ermittlung des Einflusses eine Grundwasserströmung auf verschiedene Sondenkonfigurationen publiziert (z. B. Fujii et al., 2005; Fan et al., 2007; Lee & Lam, 2007; Bauer, 2011; Lee & Lam, 2012; Choi et al., 2013; Piller & Scorpo, 2013). Dabei konnte sowohl eine erhöhte Leistung der Erdwärmesonden im reinen Heizbetrieb und Kühlbetrieb als auch eine negative Beeinflussung der Speicherwirkung bei einem gekoppelten Betrieb nachgewiesen werden.

Bei Erdwärmesondenfeldern ist neben dem Betrag der Grundwasserströmung auch die Strömungsrichtung in Abhängigkeit der Form des Sondenfeldes von Bedeutung. So ist der Einfluss einer Strömung auf die resultierende mittlere Fluidtemperatur bei rechteckigen, in Strömungsrichtung lang gezogenen Sondenfeldern größer als bei quadratischen bzw. kompakten Feldern (z. B. Lee & Lam, 2007, Choi et al., 2013). Weiterhin hängt auch die gegenseitige Beeinflussung der Sonden von der Strömungsrichtung ab. So findet durch Sonden im Anstrom eine Abschirmung statt, wodurch die Sonden im Abstrom eine geringere Leistung als die im Anstrom aufweisen (z. B. Fujii et al., 2005).

Durch eine Grundwasserströmung wird neben der thermischen Leistung der Erdwärmesonden auch die sich einstellende Temperaturfahne im Untergrund beeinflusst. Durch die Strömung bildet sich kein rotationssymmetrisches Temperaturfeld im Umfeld der Erdwärmesonde aus. Vielmehr vergrößert sich die Temperaturfahne im Abstrom bei einer gleichzeitigen Verkleinerung der Ausbreitung im Anstrom und quer zur Strömungsrichtung (siehe Bild 7.4).



Bild 7.4 Ausbreitung der Temperaturfahne in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit

Die genaue Kenntnis der sich einstellenden Temperaturfahne ist vor allem aus genehmigungsrechtlichen Aspekten von Bedeutung (vgl. Kapitel 2.1). Der Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Ausbreitung der Temperaturfahne im Umfeld einer Erdwärmesonde wurde systematisch Pannike et al. (2006) untersucht. Hierin wurde gezeigt, von dass die resultierende Temperaturfahne zum einem von der Bodenart und zum anderen von der Strömungsgeschwindigkeit abhängt. Prinzipiell vergrößert sich die Temperaturausbreitung in Strömungsrichtung mit steigender Strömungsgeschwindigkeit, während sie in Querrichtung abnimmt (Bild 7.4). Daher ist der Einfluss einer Grundwasserströmung vor allem bei grobkörnigen Böden, die durch ihre hohe Durchlässigkeit das Vorhandensein einer großen Strömungsgeschwindigkeit erst ermöglichen, von Bedeutung. Übersteigt die Geschwindigkeit einen "kritischen" Wert wird die Temperaturfahne reduziert. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch die große Geschwindigkeit so viel Wärme transportiert wird, dass sich das durch die Sonde abgekühlte Wasser schnell wieder erwärmen kann (Pannike et al., 2006).

7.2 Berechnungsansätze für Energiepfähle

7.2.1 Analytische Ansätze

Während für die Berechnung von Erdwärmesonden, wie in Kapitel 7.1 gezeigt, mittlerweile eine Vielzahl von Berechnungsansätzen existiert, sind für Energiepfähle nur vereinzelte Ansätze vorhanden. Die einfachsten Ansätze für Energiepfähle basieren auf den Ansätzen für

Erdwärmesonden und damit auf Linienbzw. Zylinderquellentheorie der (z. B. Katsura et al., 2008; Bozis et al., 2011). Dieses Vorgehen wird auch in Deutschland durch die VDI 4640-2:2001 ermöglicht. Pfähle weisen jedoch im Vergleich zu Erdwärmesonden ein deutlich kleineres Verhältnis von Pfahllänge zu Pfahldurchmesser L/D auf. Während Energiepfähle in der Praxis im Mittel ein Verhältnis von L/D = 20 bei einer Spannweite von ca. L/D = 5 - 55 aufweisen (vgl. Tabelle 3.1), werden in Deutschland für Erdwärmesonden typischerweise Werte von L/D < 600 erreicht. Darüber hinaus sind die erhöhte Anzahl von Absorberrohren im Pfahl und deren gegenseitige Beeinflussung zu beachten. Die Gültigkeit des Linien- oder Zylinderquellenansatzes ist somit nicht mehr per se gegeben. Durch das vorhandene (große) Betonvolumen sind auch zusätzliche Wärmetransportvorgänge bzw. Wärmespeichereffekte (Kapazitätseffekte) im Pfahl zu berücksichtigen. So ist beispielsweise für das Erreichen eines stationären Zustands im Pfahl eine größere Zeitspanne im Vergleich zu Erdwärmesonden erforderlich (GSHPA, 2012; Loveridge & Powrie, 2013). Untersuchungen von Man et al. (2010) und Loveridge & Powrie (2013) zeigen, dass die reale Temperaturausbreitung im Umfeld eines Energiepfahls zwischen dem Ansatz der Linienquelle und dem der Zylinderquelle liegt. Während die ILS die Temperaturantwort im Boden überschätzt, führt die ICS zu einer Unterschätzung der Temperaturausbreitung.

Für die Berechnung von Energiepfählen wurde von Man et al. (2010) der Ansatz der "solid cylindrical heat source" publiziert. Dieser bildet im Gegensatz zur klassischen Zylinderquellentheorie (vgl. Bild 7.1) den Energiepfahl nicht als Hohlquerschnitt sondern als Vollquerschnitt ab. Der Ansatz wurde sowohl für eine infinite als auch eine finite Pfahllänge aufgestellt. Für Pfähle mit kleinem L/D-Verhältnis, sowie für die Betrachtung von langen Zeiträumen sollte analog zu Erdwärmesonden der Ansatz der Finiten Wärmequelle gewählt werden (Man et al., 2011). Der Ansatz wurde von Cui et al. (2011) ("ring-coil heat source") und Man et al. (2011) ("spiral heat source") für eine spiralförmige Rohranordnung weiterentwickelt. Darin werden die Absorberrohre als gleichmäßig über die Pfahllänge verteilte Ringe ohne vertikale (Cui et al., 2011) bzw. als eine Aneinanderreihung Verbindung von Punktquellen (Man et al., 2011) abgebildet. Man et al. (2011) berücksichtigen zusätzlich den Einfluss der Rohrströmung über thermische Widerstände. Die mathematische Lösung erfolgt bei allen drei Ansätzen über die Greensche Funktion (Überlagerungsfunktion). Nachteilig an den Ansätzen ist, dass für den Pfahl dasselbe Material wie für das umgebene Medium (Boden) angesetzt wird. Die thermischen Eigenschaften von Beton und Boden können je nach vorliegenden Bedingungen jedoch deutlich abweichende Werte aufweisen (vgl. Tabelle 4.4). Zhang et al. (2013b) bzw. Zhang et al. (2014) erweitern den Ansatz von Cui et al. (2011) um die Kopplung mit der Moving Heat Source Theorie zur Berücksichtigung einer Grundwasserströmung. Die Autoren konnten zeigen, dass auch bei Energiepfählen ein großer Einfluss auf die Leitungsfähigkeit der Anlage besteht, wenn eine Grundwasserströmung vorhanden ist.

Li & Lai (2012) und Loveridge & Powrie (2013) entwickelten aufbauend auf dem Ansatz von Eskilson (1987) g-Funktionen für Energiepfähle. In beiden Ansätzen werden die Temperaturantwort des Bodens, des Betons sowie der Einfluss aus der Rohrströmung (thermische Widerstände) separat betrachtet und anschließend überlagert. Während der Ansatz von Li & Lai (2012) auf rein analytischen Methoden basiert und nur für kurze Betrachtungszeiträume gilt, entwickelten Loveridge & Powrie (2013) g-Funktionen für verschiedene Randbedingungen in Form von oberen und unteren Grenzwerten mit Hilfe von numerischen Simulationen. Der Ansatz ist im Vergleich zum Ansatz von Li & Lai (2013) einfacher in der Handhabung und eignet sich auch für eine Implementierung in Berechnungsprogramme (Loveridge & Powrie, 2013).

Energiepfähle werden in der Regel in Pfahlgruppen ausgeführt, sodass eine gegenseitige thermische Beeinflussung der Pfähle zu berücksichtigen ist. Im Allgemeinen kann dies mit Hilfe des Superpositionsprinzips erfolgen (Eskilson, 1997; Katsura et al., 2009). Loveridge & Powrie (2014b) publizierten darüber hinaus g-Funktionen für Energiepfahlgruppen. Entsprechend dem Vorgehen bei Erdwärmesonden können Energiepfahlgruppen auch über das "Duct Storage Model" (vgl. Kapitel 7.1.1) abgebildet werden. Pahud (1999) implementierten diesen Ansatz in die Software PILESIM, welches für die Berechnung von kreisförmigen, großen, regelmäßigen Energiepfahlgruppen gute Ergebnisse liefert (Loveridge & Powrie, 2014b). Ungleichmäßige Pfahlraster können in ein äquivalentes gleichmäßiges Raster überführt werden, wenn der mittlere Pfahlabstand und die Grundfläche der Pfahlgruppe in beiden Modellen gleich sind. Der Fehler in der Temperaturberechnung liegt dann unterhalb von 1 °C (Teza et al., 2012).

7.2.2 Thermische Widerstände für Energiepfähle

Der Wärmetransport im Pfahl kann entsprechend dem Vorgehen bei Erdwärmesonden auch über die Formulierung von thermischen Widerständen erfolgen. Der Gesamtwiderstand setzt sich analog wie bei den Erdwärmesonden aus der Summe der Rohrwiderstände R_p und des Betonwiderstands R_c zusammen. Der Betonwiderstand ist dabei vom Pfahldurchmesser, von der Rohranzahl, vom Rohrdurchmesser und von der Betonüberdeckung abhängig.

Loveridge & Powrie (2014a) entwickeln eine Formulierung für den Betonwiderstand mit Hilfe eines Formfaktoren S_c :

$$R_{c} = \frac{1}{S_{c} \cdot \lambda_{c}}$$
(7-17)

Der Formfaktor wurde mit Hilfe von numerischen Simulationen für verschiedene Pfahlkonfigurationen bestimmt. Dabei wurde ausschließlich ein zweidimensionaler Widerstand in Folge eines horizontalen Wärmetransports betrachtet. Eine Berücksichtigung von vertikalen Wärmeströmen findet nicht statt.

Zarella et al. (2013) entwickelten ein Modell für den thermischen Pfahlwiderstand in Analogie zu den Erdwärmesonden durch eine Verschaltung von Widerständen (siehe Bild 7.5). Die inneren Widerstände $R_{s,i}$ werden dabei mit Hilfe von Finite-Elemente Simulationen bestimmt und zu einem Ersatzwiderstand für einen äquivalenten Ersatzpfahl (bestückt mit einem U-Rohr) zusammengefasst. Die Betrachtung von vertikalen Wärmeströmen erfolgt durch die zusätzliche Integration eines vertikalen Widerstandsanteils innerhalb einer Finite-Differenzen Formulierung. Ein Vergleich der Ergebnisse aus dem Widerstandsmodell mit Messwerten zeigt eine gute

Übereinstimmung (Zarella et al., 2013), sodass sich dieser Ansatz ebenfalls für eine Implementierung in Berechnungsmodelle eignet.

Thermische Widerstände von Energiepfählen liegen mit $R_{Pfahl} < 0.2 \text{ mK/W}$ in derselben Größenordnung wie bei Erdwärmesonden. Werte unterhalb von $R_{Pfahl} = 0.1 \text{ mK/W}$ werden dabei lediglich bei Verwendung von mehr als zwei U-Rohren im Pfahl erreicht (SIA D0190:2005; Loveridge & Powrie, 2014a).



Bild 7.5 Thermische Widerstände eines Energiepfahls mit 3 U-Rohren (nach Zarella et al., 2013)

Eine systematische Untersuchung zur Bestimmung der Einflussfaktoren auf den Pfahlwiderstand wurde von Loveridge & Powrie (2014a) durchgeführt. Erwartungsgemäß sinkt der Betonwiderstand mit steigender Rohranzahl und sinkender Betonüberdeckung der Rohre. Dabei ist der Einfluss der Rohranzahl vor allem bei kleinen Betonüberdeckungen vorhanden und sinkt mit steigender Überdeckung. Weiterhin ist der Pfahlwiderstand nahezu unabhängig vom Pfahldurchmesser, wenn die gleiche Anzahl an Rohren im Pfahl platziert wird. Große Pfahle in Summe energetisch günstiger sind (Loveridge & Powrie, 2014a). Weiterhin zeigen die Autoren, dass sich der Steady-State-Zustand je nach Pfahldurchmesser erst nach ein bis fünf Stunden einstellt. Somit sollte bei der Betrachtung von kurzen Belastungsintervallen mit einem instationären Wärmeübergangswiderstand gerechnet werden. Während die Temperaturantwort im Untergrund bei Energiepfahlgruppen deutlich von der gegenseitigen Beeinflussung der Pfähle abhängt, ist der Pfahlwiderstand unabhängig von der Anordnung der Pfähle und kann somit für eine Pfahlgruppe und einen Einzelpfahl gleichermaßen bestimmt werden (Loveridge & Powrie, 2014a).

7.2.3 Numerische Ansätze für Energiepfähle

Energiepfähle können alternativ auch mit numerischen Modellen berechnet werden. Prinzipiell gelten hierbei dieselben Einschränkungen und Voraussetzungen wie bei Erdwärmesonden (siehe

Kapitel 7.1.3). Ebenso wie bei Erdwärmesonden, wird der Energiepfahl oder die Energiepfahlanlage oftmals als (konstante) Temperaturrandbedingung erfasst (z. B. Laloui et al., 2006; Infante Sedano et al., 2012; Suryatriyastuti et al., 2014).

Obwohl Energiepfähle mittlerweile in der Praxis eine weite Verbreitung finden, sind derzeit nur wenige numerische Modelle oder Ansätze dokumentiert. Von Pahud (1999) wurde das Programm PILESIM auf Basis des Duct Storage Ansatzes entwickelt. Dieses kann jedoch nur für regelmäßig angeordnete (runde) Pfahlgruppen verwendet werden. Lee & Lam (2013) stellen eine Finite Differenzen Lösung vor. Der Untergrund und der Beton werden auf Basis der zweidimensionalen Wärmeleitung in eine Finite Differenzen-Lösung überführt. Das Rohrsystem wird über die Widerstände der Rohrströmung abgebildet. Die Kopplung der beiden Teilsysteme erfolgt über eine iterative Berechnung des vorhandenen Wärmestroms, sodass dieser Ansatz eine Variante des Modell-im-Modell-Ansatzes darstellt (siehe Kapitel 7.1.3). Weitere Finite-Differenzen Lösungen wurden von Rouissi et al. (2012) oder Ghasemi-Fare & Basu (2013) vorgestellt, die jedoch ebenfalls durch Vereinfachungen gekennzeichnet sind. So wird in Rouissi et al. (2012) beispielsweise nur ein einzelnes U-Rohr im Pfahl betrachtet. Der Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Leistungsfähigkeit von Energiepfählen wurde erstmalig von Dupray et al. (2014) untersucht. Hier wird der Energiepfahl ebenfalls als Wärmequelle (Randbedingung) abgebildet. Die Ergebnisse zeigen, dass durch eine Grundwasserströmung ein deutlicher Einfluss auf die Temperaturantwort des Untergrunds ausgeübt wird.

7.3 Berechnungsansätze für horizontale Systeme

Bei der Verwendung von Erdwärmekollektoren und Systemen zur Eisfreihaltung werden die Absorberrohre horizontal in die oberflächennahen Bodenschichten oder den Straßenbelag eingebracht. Im Vergleich zu den vertikalen Erdwärmesonden oder Energiepfählen sind bei diesen Systemen somit andere Randbedingungen zu beachten. Zum einem sind horizontale Systeme durch ihre oberflächennahe Lage durch zeitliche Temperaturschwankungen im Untergrund beeinflusst (vgl. Kapitel 5). Daher ist für eine Berechnung der Systeme die Energiebilanz an der Oberfläche eine maßgebende Randbedingung. Diese wird in der Regel durch eine Temperaturrandbedingung im Modell berücksichtigt. Alternativ kann die Energiebilanz an der Oberfläche selbst als Neumann-Randbedingung verwendet werden (vgl. Kapitel 5). Durch die oberflächennahe Lage der Systeme sind weiterhin der Phasenwechsel beim Gefrieren und die Frostausbreitung im Untergrund zu beachten (vgl. Kapitel 2.3.2). Der Einfluss einer Grundwasserströmung ist dagegen in der Regel vernachlässigbar, da die Absorberrohre üblicherweise oberhalb des Grundwasserspiegels liegen.

Neben den anderen äußeren Randbedingungen ist auch die Art des Wärmeentzugs abweichend von den Verhältnissen von Erdwärmesonden. Während Erdwärmesonden im Wesentlichen als nadelförmige Wärmequelle im Untergrund angesehen werden können (vgl. Kapitel 4.2.1), wirken horizontale Systeme auf Grund der Vielzahl von Absorberleitungen vor allem in der Fläche. Eine gegenseitige Beeinflussung der Leitungen ist daher in der Berechnung zu berücksichtigen.

In der Literatur existieren für horizontale Systeme analog zu vertikalen Systeme verschiedene analytische, semi-analytische oder numerische Ansätze, die durch eine unterschiedliche Genauigkeit in der Systemabbildung gekennzeichnet sind. Im Folgenden werden die grundlegenden Zusammenhänge kurz dargestellt. Eine ausführliche Literaturübersicht zur Berechnung von Erdwärmekollektoren findet sich beispielsweise in Philippe et al. (2011) oder Florides & Kalogirou (2007). Für die Systeme zur Eisfreihaltung findet sich eine entsprechende Zusammenstellung beispielsweise in Liu (2005).

7.3.1 Berechnung von Erdwärmekollektoren

Bei Erdwärmekollektoren stehen die Absorberleitungen normalerweise im direkten Kontakt zum Boden. Viele analytische Ansätze basieren daher auf der Abbildung der einzelnen Absorberrohre als Linienquelle (vgl. Kapitel 7.1). Die gegenseitige Beeinflussung der Rohrschleifen eines Flächenkollektors wird dann analog zum Vorgehen bei Erdwärmesonden nach dem Superpositionsprinzip erfasst. Der erste Ansatz diesbezüglich wurde von Ingersoll & Plass (1948) publiziert. Hierin wird die ILS in ein semi-infinites Medium mit einer konstanten Oberflächentemperatur überführt. Dies wird analog zum Ansatz der Finiten Linienquelle (vgl. Bild 7.1) durch das Aufbringen einer zweiten (gespiegelten) Wärmequelle erreicht. Der Ansatz wurde seitdem oftmals aufgegriffen und erweitert (z. B. von Cube et al., 1980; Claesson & Dunand, 1983; Fontaine et al., 2011; Philippe et al., 2011). Nachteilig an diesen Ansätzen ist die fehlende Berücksichtigung der Frostausbreitung sowie des Jahresgangs der Untergrundtemperatur.

Alternativ kann die Berechnung von Erdwärmekollektoren mit Hilfe von Formfaktoren (vgl. Gleichung (7-8)) erfolgen, mit deren Hilfe der thermische Widerstand des Systems bestimmt werden kann (z. B. Chung et al., 1999; Said et al., 2009; Ramming, 2007; Sanaya & Niroomand, 2010;). Hierbei sind im Wesentlichen die Widerstände aus der Rohrströmung sowie aus der Wärmeübertragung zwischen Rohr und Erdboden zu berücksichtigen. Durch die Abbildung des Gesamtsystems über thermische Widerstände ist die Betrachtung von allen Randbedingungen möglich. Der erste (vollständige) Ansatz zur Berechnung von Erdwärmekollektoren wurde von Ramming (2007) entwickelt, welcher auch die Frostausbreitung um die Absorberrohre mit Hilfe von Formfaktoren bzw. thermischen Widerständen berücksichtigt.

Neben analytischen Ansätzen existiert auch für Erdwärmekollektoren eine Reihe von numerischen Ansätzen. Der erste rein numerische Ansatz wurde in Deutschland von Neiß & Winter (1976) entwickelt. Auf internationaler Ebene gilt das Modell von Mei (1986) als eine der "Pionierarbeiten" in der numerischen Simulation von Erdwärmekollektoren. Bei der numerischen Simulation von Erdwärmekollektoren sind dieselben Einschränkungen hinsichtlich Modellgröße und Rechenzeit, wie bei den Erdwärmesonden zu beachten. Daher werden auch für Erdwärmekollektoren oft vereinfachte Modelle betrachtet, bei denen vor allem die Einflüsse aus der Rohrströmung zusammengefasst bzw. vernachlässigt werden. Dies kann entweder über die Definition Randbedingungen an der Rohraußenseite (z. B. von Wu et al., 2010: Chong et al., 2013) oder über die Definition eines Gesamtwärmeübergangskoeffizienten für das Absorberrohr (z. B. Tarnawski & Leong, 1993; Piechowski, 1996; Demir et al., 2009;) erfolgen. Ein umfangreiches numerisches Modell für Erdwärmekollektoren wurde von Glück (2007) entwickelt und in ein Berechnungsprogramm implementiert, welches auch online zum freien Download zur Verfügung steht. Der Ansatz basiert auf der instationären Wärmeleitungsgleichung und dem Grundsatz der Energieerhaltung.

7.3.2 Berechnung von Systemen zur Eisfreihaltung

Geothermische Systeme zur Eisfreihaltung von Oberflächen unterscheiden sich von Erdwärmekollektoren vor allem dadurch, dass die Absorberrohre nicht im direkten Kontakt zum Erdreich stehen, sondern in die Fahrbahn bzw. in das Bauteil integriert sind. Darüber hinaus liegt der Schwerpunkt der Berechnungsansätze auf der Bestimmung der Oberflächentemperatur bzw. auf der Bestimmung der verbleibenden Schneedecke, da diese das maßgebende Kriterium für die Eisfreihaltung sind.

Ein vereinfachter eindimensionaler Ansatz zur Ermittlung des erforderlichen Wärmebedarfs q zur Gewährleistung der Eisfreiheit (Oberflächentemperatur größer Null Grad) wurde von Chapman & Katunich (1956) entwickelt (siehe Gleichung (7-18)). Dieser Ansatz basiert auf der Energiebilanz an der Oberfläche und vernachlässigt die Transportvorgänge in der Platte. Als Auslegungskriterium wird dabei das "eisfreie Flächenverhältnis" A_i verwendet, welches das Verhältnis zwischen eisfreier Fläche und Gesamtfläche beschreibt (siehe Gleichung (7-18)).

$$q = q_{\rm H} + q_{\rm m} + A_{\rm i} \cdot (q_{\rm E} + q_{\rm h+S})$$
(7-18)

Weiterhin sind in Gleichung (7-18) q_H der fühlbare Wärmestrom, q_m die Schmelzwärme des Schnees, q_E die Wärmemenge aus Evaporation und q_{H+S} der Wärmetransport durch Konvektion und Strahlung, wobei die letzten beiden vor allem von der Windgeschwindigkeit abhängen. Bei diesem Ansatz wird unterstellt, dass eine Schneeüberdeckung als perfekter Isolator wirkt, sodass die Einflüsse aus Konvektion, Strahlung und Evaporation nur auf der schneefreien Fläche wirken (Rees et al., 2002).

Zweidimensionale Modelle auf Basis der Energiebilanz an der Oberfläche unter Berücksichtigung des Wärmetransports durch Wärmeleitung in der Fahrbahn finden sich beispielsweise auch in Chiasson (1999), Rees et al. (2002), Liu (2005), Wang & Chen (2009) oder Chen et al. (2011). Die Weiterentwicklungen in den neuen Ansätzen liegen vor allem in der verbesserten Abbildung der auftretenden Frost-Tau-Wechsel-Prozesse.

Das eigentliche Wärmeerzeugersystem (Erdwärmekollektor, Erdwärmesonden, etc.) sowie die Temperaturausbreitung im Umfeld des Erzeugers werden bei den meisten Ansätzen nicht betrachtet. Eine ganzheitliche Systemabbildung in Form eines numerischen modular aufgebauten Models in der TRNSYS Umgebung erfolgte von Chiasson & Spitler (2000). Dabei wird das Rohrsystem als zweidimensionales Modell auf Basis der Wärmeleitung mit den Randbedingungen aus der Energiebilanz an der Oberfläche nach dem Ansatz von Chiasson (1999) abgebildet. Die damit ermittelte erforderliche Heizenergie stellt dann die Randbedingung für die Modelle der Wärmepumpe und der Erdwärmesonden (als Wärmeerzeuger) dar. Die Berechnung der Erdwärmesonden erfolgt auf Basis der g-Funktionen nach dem Ansatz von Spitler (2000) (vgl. Kapitel 7.1).

Ein ähnlicher Ansatz, welcher unter dem Namen BRIDGESIM geführt wird, wurde von Pahud (2007) entwickelt. Hierbei werden die Erdwärmesonden auf Basis des Duct-Storage-Ansatzes (vgl. Kapitel 7.1), welcher auch in PILESIM (Pahud, 1999) integriert ist, abgebildet. Für die Berechnung des Wärmetransports in der Fahrbahn werden thermische Widerstände verwendet. Das verwendete Widerstandsmodell wurde von Koschenz & Dorer (1999) ursprünglich für die Betonkernaktivierung entwickelt. Die Arbeiten von Koschenz & Dorer (1999) bilden auch die Basis für das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte thermische Widerstands-Modell für die thermo-aktiven Abdichtungselemente. Einzelheiten hierzu können Kapitel 8 entnommen werden.

7.4 Berechnungsansätze für Energiewände und Energietunnel

Für Energiewände ist analog zu den anderen geothermischen Systemen zwischen dem Wärmetransport im Boden sowie dem Wärmetransport in der Wand zu unterscheiden, welche bildlich als eine Reihenschaltung von Widerständen aufgefasst werden können (siehe Gleichung (7-5)).

Liegt eine ausreichende Innendämmung der Wand vor, kann das System vereinfacht als halbunendlicher Körper abgebildet werden (vgl. Kapitel 4.2.1), sodass im Wesentlichen ein eindimensionaler Wärmetransport erfolgt. Für diesen Fall kann der Bodenwiderstand mit Hilfe der in Kapitel 4.2.1 vorgestellten Ansätze beschrieben werden. Der (effektive) thermische Widerstand für die Wand R_{Wand} kann in diesem einfachen Fall analog zu Erdwärmesonden aus den Ergebnissen von Thermal Response Tests abgeleitet werden (Koenigsdorff, 2009). Unter der Voraussetzung einer konstanten Heizleistung gilt für den Wandwiderstand unter Berücksichtigung der Gleichungen (4-30) und (4-33) folgender Zusammenhang:

$$R_{\text{Wand}} = \frac{1}{q} \cdot \left[(T_F(t) - T_0) - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{q}{\sqrt{\lambda_{\text{eff}} \cdot c_v}} \cdot \sqrt{t} \right]$$
(7-19)

Hierbei handelt es sich analog zu den Auswertungen für Erdwärmsonden um einen effektiven Widerstand, in dem alle Einflüsse aus dem Bauteil und dem Anlagenbetrieb zusammengefasst sind. Die größte Vereinfachung bei dieser Betrachtung besteht darin, dass in Gleichung (7-19) der Wärmestrom in den Innenraum vernachlässigt wird. Treten jedoch in beide Richtungen der Wand nennenswerte Wärmeströme auf (wie beispielsweise bei Energieschlitzwänden), ist die Definition eines einzelnen Gesamtwiderstands nicht mehr möglich. In diesem Fall sind die entsprechenden thermischen Widerstände bauteilspezifisch zu bestimmen. Einzelheiten hierzu können Kapitel 8 entnommen werden.

Die Abbildung einer Grundwasserströmung im Widerstandsmodell ist analog zu den linienförmigen Bauteilen über eine "Moving Heat Source" möglich. Muzychka & Yovanovich (2001) entwickeln für rechteckige Wärmequellen Wärmeübergangswiderstände. Der

vorhandene Widerstand ist dabei sowohl von der Strömungsgeschwindigkeit als auch von der Form der Wärmequelle (Verhältnis von Länge und Breite) und der Strömungsrichtung abhängig. Werden vertikale Wärmeströme vernachlässigt, können diese Ansätze auch für eine Abschätzung des Einflusses einer Grundwasserströmung auf die Leistung einer Energiewand verwendet werden (Kürten et al., 2013c).

Speziell für Energiewände entwickelte allgemeine Berechnungsansätze sind in der Literatur quasi nicht vorhanden. Lediglich Sun et al. (2013) publizierten einen analytischen Ansatz für eine Energieschlitzwand, bei dem die Absorberrohre als einzelne Punktquellen betrachtet werden. Die Lösung der DGL erfolgt dabei mit Hilfe der Greenschen Funktion (Überlagerungsfunktion). Die Validierung des Ansatzes erfolgte durch numerische Simulationen und durch Feldversuche. Der Ansatz liefert zwar relative gute Übereinstimmungen für Zeitpunkte größer als 10 Stunden, ist jedoch äußerst komplex und schwer handhabbar. Darüber hinaus werden die Einflüsse aus dem Rohrsystem (Rohrströmung) nicht betrachtet (Sun et al., 2013). Weiterhin wird die Schlitzwand als homogenes Bauteil (Einschichtsystem) modelliert. Mehrschichtige Systeme können mit diesen Ansatz somit nicht abgebildet werden.

Ein vereinfachter analytischer Ansatz zur Berechnung des Temperaturfelds im Umfeld eines thermisch aktivierten Tunnels auf Basis der zweidimensionalen Wärmeleitung (vgl. Kapitel 4.2.1) wurde von Zhang et al. (2013a) entwickelt. Die Absorberleitungen werden hierbei als einzelne Linienquelle abgebildet, die nach dem Superpositionsprinzip überlagert werden. Der Einfluss der Rohrströmung wurde über thermische Widerstände abgebildet (vgl. Kapitel 4.3). Der Einfluss der Tunnelluft und der Felstemperatur wird über die Vorgabe von zeitlichen Temperaturrandbedingungen berücksichtigt. Der Ansatz wurde durch den Vergleich mit Ergebnissen aus Thermal Response Tests, welche im Lichang Tunnel (Innere Mongolei, China) durchgeführt wurden, für Zeitpunkte größer als 10 Stunden verifiziert und eignet sich somit für Langzeitbetrachtungen. Der Ansatz basiert wiederum lediglich auf der Wärmeleitung, sodass Einflüsse aus einer Grundwasserströmung nicht abgebildet werden können.

Für die numerische Berechnung von Energiewänden oder Energietunneln gelten wiederum dieselben Einschränkungen hinsichtlich Modellgröße und Rechenzeiten wie bei Erdwärmesonden (vgl. Kapitel 7.1.3). Durch die zum Teil großen Bauteilflächen und zum Teil komplexen Geometrien wird dieses Problem bei Energiewänden oder Tunneln noch verstärkt (Adam & Markiewicz, 2010). Daher wird oft nur ein Detailprozess (z. B. einzelne Absorberrohre) abgebildet. Für die Abbildung komplexer Geometrien, werden die Absorberrohre bzw. das thermo-aktive Bauteil in der Regel als Temperaturrandbedingung vorgegeben (Adam & Markiewicz, 2010; Mayer & Franzius, 2010) oder der umgebende Untergrund wird vereinfacht als homogener Körper abgebildet (Hofinger & Kohlböck, 2005). Oberhauser & Adam (2005) publizierten eine vereinfachte, gekoppelte Berechnung, die prinzipiell auf den Modell-in-Modell-Ansatz zurückzuführen ist. Das Absorberrohr wird dabei durch ein Finite-Elemente-Modell in der COMSOL-Umgebung abgebildet, wodurch eine explizite Berechnung der Rohrströmung möglich wird (siehe Kapitel 8.4). Durch die Ermittlung der über die Oberfläche entzogenen Wärme konnte somit eine optimale Anlagenkonfiguration ermittelt werden (Oberhauser & Adam, 2005). Ein

analoges Vorgehen wurde auch von Hofinger & Kohlböck (2005) für die Ermittlung der optimalen Rohranordnung für eine Energieschlitzwand und einer Energiebodenplatte beim Lainzertunnel in Wien gewählt (siehe Kapitel 3.3). Oberhauser & Adam (2005) binden das COMSOL-Subsystem auch in ein Analgenmodell in der Simulink Umgebung (MATLAB) ein. Somit können verschiedene (jahreszeitliche) Betriebszustände oder Außentemperaturen abgebildet werden, für die FEMLAB dann aktuelle Wärmeentzugswerte für jeden Zeitpunkt berechnet (Oberhauser & Adam, 2005). Nachteilig an diesem Vorgehen ist, dass der Untergrund als "Festkörper" abgebildet wird. Eine explizierte Simulation des Bodens (z. B. Grundwasserströmung) kann mit diesem Ansatz nicht erfolgen.

Schneider (2013) führte zur Berechnung der Energieblöcke (vgl. Kapitel 3.4.2) Finite Elemente Simulationen mit der Software FEFLOW durch. Einflüsse aus einer Grundwasserströmung werden hier ebenfalls vernachlässigt. Die Abbildung des Absorbersystems erfolgt über ein Ersatzsystem (Discrete Feature Elements - DFE), welches sowohl konzeptionell als auch räumlich nur eine grobe Näherung der realen Verhältnisse wiedergeben kann (Schneider, 2013), sodass zum Teil große Abweichungen zwischen dem numerischen Modell und den Messwerten bestehen (Schneider, 2013). Der Einfluss der Tunnelluft wurde über Temperaturrandbedingungen abgebildet.

7.5 Anforderungen an ein Berechnungsmodell für flächige thermoaktive Bauteile

Wie in den vorangehenden Ausführungen gezeigt, fehlen derzeit für die Berechnung von flächigen (vertikalen) thermo-aktiven Bauteilen geeignete Berechnungsansätze, die in der Lage sind, alle vorhandenen Aspekte zu berücksichtigen. Die existierenden Ansätze für Erdwärmesonden oder Energiepfähle können auf Grund der fehlenden Rotationssymmetrie nicht direkt auf flächige Bauteile übertragen werden. Eine Übertragung der Ansätze für Erdwärmekollektoren auf thermo-aktive Bauteile ist nicht uneingeschränkt möglich, da die Absorberrohre nicht im direkten Kontakt zum Erdreich stehen. Die vorhandenen Ansätze zur thermischen Eis- bzw. Schneefreihaltung legen den Schwerpunkt auf die Berechnung der Oberflächentemperatur als maßgebendes Bewertungskriterium und nicht auf den Wärmetransport im Untergrund. Für Energiewände und Energietunnel existieren auf Grund der relativ "jungen" Technologie nur vereinzelte Ansätze, die in der Regel für ein konkretes Projekt aufgestellt wurden. Die Allgemeingültigkeit dieser Ansätze ist daher nicht im vollen Umfang gegeben.

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

- Kopplung von Wärmetransport im Untergrund und im Bauteil; dabei sind die unterschiedlichen Betrachtungsmaßstäbe zu beachten;
- Betrachtung aller relevanten Transportvorgänge 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 maßgebenden Materialeigenschaften;
- Abbildung der Einflüsse aus dem Gebäude bzw. verschiedener Betriebszustände für das thermo-aktive Bauteil.

8 Berechnungsmodell und numerische Umsetzung für flächige thermo-aktive Bauteile

8.1 Allgemeine Hinweise und Grundlagen

Das in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmodell zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen wurde auf Basis des Modell-im-Modell-Ansatzes erstellt (vgl. Kapitel 7.1.3). Dazu wurde für die Beschreibung des Wärmetransports im Bauteil ein Widerstandsmodell entwickelt, welches alle Einflüsse aus dem Bauteil sowie alle vorhandenen Wärmeströme abbilden kann (siehe Kapitel 8.2). Dabei stellt der sogenannte Bauteilwiderstand den Kern des Ansatzes dar. Die Ermittlung des Bauteilwiderstands für ein mehrschichtiges thermo-aktives Bauteil erfolgt in Anlehnung zum Vorgehen von Koschenz & Lehmann (2000), welche einen Ansatz zur Berechnung von Betonkernaktivierungen (Einschichtsystem) publizierten. Thermo-aktive Bauteile, wie z. B. die thermo-aktiven Abdichtungselemente sind jedoch oftmals durch einen mehrschichtigen Aufbau gekennzeichnet, sodass der Ansatz von Koschenz & Lehmann (2000) im Rahmen dieser Arbeit entsprechend angepasst und weiterentwickelt wurde. Dabei wurde das Mehrschichtmodell für ein "eingelegtes Rohrregister" von Glück (1982) als Grundlage verwendet.

Analog zum Bauteilwiderstand werden auch die Einflüsse aus dem Rohrsystem über thermische Widerstände abgebildet (siehe Kapitel 8.2.4). Durch die Approximation des Systems als halbunendlicher Körper kann das Bauteilmodell analytisch über einen Bodenwiderstand an ein Untergrundmodell gekoppelt werden (siehe Kapitel 8.2.5). Somit können auch die Einflüsse aus dem Untergrund, wie beispielsweise die Temperaturausbreitung im Untergrund und in Grenzen eine Grundwasserströmung, abgebildet werden.

Zur besseren Handhabung des Ansatzes wurde das Bauteilmodell durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH (Aachen) in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT-Suite implementiert (Kapitel 8.3). Durch die Kombination des semi-analytischen Berechnungsansatzes für das Bauteil mit einem 3D-Untergrundmodell können die vorhandenen Maßstabsunterschiede ausgeglichen werden und trotzdem alle entscheidenden Faktoren abgebildet werden. So ist beispielsweise die detailliere Betrachtung einer Grundwasserströmung (sowohl in Richtung und Betrag) sowie die Abbildung einer jahreszeitliche Temperaturschwankungen im Untergrund möglich. Darüber hinaus können instationäre Vorgänge, verschiedene Betriebszustände sowie temperaturabhängige Materialeigenschaften berücksichtigt werden.

Das Berechnungsmodell und dessen numerische Umsetzung wurden durch Finite-Elemente-Simulationen mit dem Programm COMSOL Multiphysics, bei denen das System vollständig diskretisiert wurde, verifiziert. Zusätzlich wurde der Berechnungsansatz mit Hilfe der durchgeführten Laborversuche verifiziert und kalibriert (siehe Kapitel 8.4).

8.2 Widerstandsmodell für flächige thermo-aktive Bauteile

8.2.1 Aufbau des System

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten thermo-aktiven Abdichtungselemente sind durch einen mehrschichtigen Aufbau gekennzeichnet (siehe Bild 8.1). Der entwickelte Berechnungsansatz beruht auf den Ausführungen von Glück (1982). Hier wurden erstmals Gleichungen für den Temperaturverlauf in einem mehrschichtigen Bauteil mit eingelegten Rohrregistern aufgestellt, wenn mehrere Bauteilschichten an einem zweidimensionalen Wärmetransport beteiligt sind. Die Übertragung in ein Widerstandsmodell erfolgt in Anlehnung an das Vorgehen von Koschenz & Lehmann (2000). Die im Folgenden verwendeten Bezeichnungen basieren daher auf den Ausführungen von Glück (1982) bzw. Koschenz & Lehmann (2000).



Bild 8.1 Aufbau des Mehrschichtmodells und Bezeichnungen

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. Bauteilschichten, in denen analog zur Rohrschicht ein zweidimensionaler Wärmetransport stattfindet, werden als "Wärmeleitlamelle" bezeichnet. Diese ist stets als eigene Schicht im Modell zu berücksichtigen. Nach Glück (1999) findet in Schichten, die entweder sehr dünn sind und / oder eine in Relation zur Rohrschicht geringe Wärmeleitfähigkeit besitzen (z. B. Dämmschichten), nur ein eindimensionaler Wärmetransport statt. Diese "Überlagerungsschichten" können in der Formulierung des Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt werden und müssen nicht als separate Schicht im Modell abgebildet werden.

Für den Fall der thermo-aktiven Abdichtungselemente scheint somit auch der Ansatz eines Einschichtsystems gerechtfertigt, da die Betonschutzplatte aus PE-HD durch eine geringe Dicke und eine geringe Wärmeleitfähigkeit gekennzeichnet ist (vgl. Kapitel 6). Zur Gewährleistung einer Allgemeingültigkeit und einer höheren Flexibilität des Berechnungsansatzes wird das thermoaktive Bauteil im Folgenden jedoch als Mehrschichtmodell abgebildet. Dabei wird unterstellt, dass im Beton (Rohrschicht) und in der Abdichtungsebene (Wärmeleitlamelle) ein zweidimensionaler Wärmetransport vorliegt. In der inneren Dämmschicht auf der erdabgewandten Seite (Überlagerungsschicht) wird das Vorliegen eines eindimensionalen Wärmetransports angenommen, sodass diese Schicht lediglich im Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt wird. Durch die Annahme eines Mehrschichtsystems können somit auch thermo-aktive Bauteile mit einer größeren Wärmeleitlamelle realitätsnah abgebildet werden. Für Bauteile ohne Wärmeleitlamelle behalten die im Folgenden vorgestellten Gleichungen bzw. Formulierungen ebenfalls ihre Gültigkeit, da für diese Fälle die Schichtdicke der Wärmeleitlamelle zu $d_L = 0$ m gesetzt werden kann bzw. die Eigenschaften der Wärmeleitlamelle analog zur Rohrschicht definiert werden.

8.2.2 Widerstandsanalogie

Die Abbildung von Wärmetransportvorgängen über thermische Widerstände findet bei der Berechnung von geothermischen Anlagen immer weitere Verbreitung (vgl. Kapitel 7), da mit diesem Vorgehen verschiedene Wärmetransportvorgänge zusammengefasst werden können. Die verschiedenen Widerstände können in Analogie zur Elektrotechnik miteinander gekoppelt werden (Widerstandsschaltung), wodurch eine einfachere Beschreibung des Gesamtsystems ermöglicht wird.

Für flächige thermo-aktive Bauteile kann das System über die in Bild 8.2a dargestellte Dreiecksschaltung abgebildet werden (z. B. Koschenz & Lehmann, 2000). Ausgehend von der Temperatur an der Außenseite des Absorberrohrs T₃ findet sowohl ein Wärmetransport nach innen (q₂) als auch nach außen (q₁) statt, welche durch die entsprechenden Widerstände R_b und R_a beschrieben werden. Liegen an den beiden Außenseiten des Bauteils unterschiedliche Temperaturen T₁ und T₂ vor, findet zusätzlich ein (eindimensionaler) Wärmetransport zwischen den Bauteilrändern statt, der durch den Widerstand R_c abgebildet wird. Alle drei Widerstände hängen dabei im Wesentlichen vom Aufbau des Systems ab.



Bild 8.2 Widerstandsanalogie (erweitert nach Koschenz & Lehmann, 2000)

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

$$q_1 = \frac{1}{R_c} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{R_a} \cdot (T_3 - T_1)$$
(8-1)

$$q_2 = -\frac{1}{R_c} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{R_b} \cdot (T_3 - T_2)$$
(8-2)

Die Dreieckschaltung kann in eine äquivalente Sternschaltung übertragen werden (siehe Bild 8.2b), welche besser für eine mathematische bzw. numerische Umsetzung geeignet ist. Dazu können die Widerstände wie folgt ineinander umgerechnet werden:

$$R_{1} = \frac{R_{a} \cdot R_{c}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}}$$

$$R_{2} = \frac{R_{b} \cdot R_{c}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}}$$

$$R_{x} = \frac{R_{a} \cdot R_{b}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}}$$
(8-3)

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:

$$q_{1} = \frac{1}{R_{1}} \cdot (T_{K} - T_{1}) = U_{1} \cdot (T_{K} - T_{1})$$

$$q_{2} = \frac{1}{R_{2}} \cdot (T_{K} - T_{2}) = U_{2} \cdot (T_{K} - T_{2})$$
(8-5)

Die Wärmeübergangskoeffizienten U_i berechnen sich für das hier unterstellte mehrschichtige Bauteil in Analogie zu Gleichung (4-37) wie folgt:

$$U_1 = \left[R_{s,e} + \frac{d_L}{\lambda_L} + \frac{d_1}{\lambda_C}\right]^{-1}$$
(8-6)

$$U_{2} = \left[R_{s,i} + \frac{d_{D}}{\lambda_{D}} + \frac{d_{2}}{\lambda_{C}}\right]^{-1}$$
(8-7)

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

$$\overline{U}_1 = \frac{1}{R_{s,e}}$$
(8-8)

$$\overline{U}_2 = \left[R_{s,i} + \frac{d_D}{\lambda_D} \right]^{-1}$$
(8-9)

Die Temperatur an der Außenseite des Rohres kann für beide Varianten über eine zusätzliche Reihenschaltung der Rohrwiderstände aus Wärmeleitung $R_{p,cond}$ und Konvektion $R_{p,conv}$ aus der (mittleren) Fluidtemperatur T_F ermittelt werden (vgl. Kapitel 4.3 und 8.2.4).

Mit Hilfe der Sternschaltung und den jeweiligen Wärmeströmen können die Temperaturen an den Bauteiloberflächen berechnet werden. Diese bilden die Schnittstelle zum Wärmetransport im Boden. Dieser kann analytisch über einen Bodenwiderstand auf Basis eines halbunendlichen Körpers abgebildet werden (vgl. Kapitel 8.2.5). Für eine numerische Umsetzung können die Temperaturen als Randbedingung verwendet werden, wodurch keine explizite Formulierung des Bodenwiderstands erforderlich ist (vgl. Kapitel 8.3).

8.2.3 Bauteilwiderstand

Der Bauteilwiderstand R_x bildet den maßgebenden Teil des Berechnungsmodells, da in diesem die geometrischen Randbedingungen der am Wärmetransport beteiligten Schichten sowie des Absorbersystems einfließen. Der Bauteilwiderstand R_x lässt sich aus den beiden Wärmeströmen q_1 und q_2 (nach außen und nach innen) ableiten. Diese können auf Grund der Energieerhaltung auch über die Temperaturen an der Bauteiloberfläche wie folgt beschrieben werden:

$$q_1 = \overline{U}_1 \cdot (T(d_1 + d_L) - T_1)$$
(8-10)

$$q_2 = \overline{U}_2 \cdot (T(d_2) - T_2) \tag{8-11}$$

Das heißt für die Bestimmung des Wärmestroms q_1 (nach außen) ist die mittlere Temperatur an der Außenseite der Wärmeleitlamelle und für den Wärmestrom q_2 (nach innen) ist die mittlere Temperatur an der Unterkante der Rohrschicht maßgebend. Deren Ableitung wird im Folgenden kurz dargestellt.

Die Temperaturverteilung in der Rohrschicht im Falle eines Zweischichtsystems lässt sich nach Glück (1999) für den Fall, dass die äußeren Temperaturen T_1 und T_2 gleich sind wie folgt beschreiben:

$$T(x,y) = T_{1} - \Gamma(T_{3} - T_{1}) \left[\frac{\pi}{a} [G_{1}y + G_{2} + |y|] - \sum_{s=1}^{\infty} \frac{1}{s} \cdot \left(e^{-\frac{2\pi s}{a}|y|} + g_{1}(s) \cdot e^{-\frac{2\pi s}{a}y} + g_{2}(s) \cdot e^{\frac{2\pi s}{a}y} \right)$$

$$\cdot \cos\left(2\pi s \frac{x}{a}\right) \right]$$
(8-12)

mit:

$$\Gamma = \left[\ln\left(\frac{a}{\pi \cdot d_{a}}\right) + \frac{2\pi\lambda_{C}}{a \cdot (U_{1} + U_{2})} + \sum_{s=1}^{\infty} \frac{g_{1}(s) + g_{2}(s)}{s} \right]^{-1}$$
(8-13)

$$G_1 = \frac{U_1 - U_2}{U_1 + U_2} \tag{8-14}$$

$$G_2 = \frac{-2\lambda_C}{U_1 + U_2}$$
(8-15)

$$g_1(s) = -\frac{\frac{\overline{U}_2}{\lambda_c}a - 2\pi s}{\frac{\overline{U}_2}{\lambda_c}a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a}d_2} \cdot [1 + g_2(s)]$$
(8-16)

$$g_{2}(s) = \frac{\left(\lambda_{C} + \frac{\lambda_{L}}{N_{1}} - \frac{\lambda_{L}}{N_{2}}\right) \left(e^{-\frac{4\pi s}{a}d_{1}} - R\right)}{\lambda_{C}(1+R) + \left(\frac{\lambda_{L}}{N_{2}} - \frac{\lambda_{L}}{N_{1}}\right)(1-R)}$$
(8-17)

und:

_

$$N_{1} = 1 - \frac{\overline{U}_{1}}{\overline{U}_{1}} a + 2\pi s}{\frac{\overline{U}_{1}}{\overline{\lambda}_{L}} a - 2\pi s} \cdot e^{\frac{4\pi s}{a}d_{L}}$$

$$(8-18)$$

$$N_{2} = 1 - \frac{\overline{U}_{1}}{\frac{\overline{U}_{1}}{\lambda_{L}}a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a}d_{L}}$$

$$(8-19)$$

$$R = -\frac{\frac{U_2}{\lambda_c}a - 2\pi s}{\frac{U_2}{\lambda_c}a + 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a}(d_1 + d_2)}$$
(8-20)

Die Summe in Gleichung (8-13) ist durch ein gutes Konvergenzverhalten gekennzeichnet, sodass mit hinreichender Genauigkeit eine endliche Summationsgrenze gewählt werden kann, welche auch für eine numerische Umsetzung geeignet ist.

Liegen unterschiedliche Temperaturen an den Bauteiloberflächen vor, ist ein zusätzlicher Wärmestrom zu berücksichtigen. Dieser entspricht dem Wärmestrom, der sich ausbilden würde, wenn die Rohre nicht vorhanden wären. Die Überlagerung der Wärmeströme kann nach dem Superpositionsprinzip erfolgen. Der Temperaturverlauf an der Unterkante der Rohrschicht $(y = -d_2)$ ergibt sich dann bezogen auf die Innentemperatur T₂ zu:

$$T(x,y) = T_{2} - \left(\frac{1}{\overline{U}_{2}} + \frac{d_{2} + y}{\lambda_{C}}\right) \cdot \frac{U_{1} \cdot U_{2}}{U_{1} + U_{2}} \cdot (T_{2} - T_{1}) - \Gamma\left(T_{3} - T_{2} + \frac{U_{1}}{U_{1} + U_{2}}(T_{2} - T_{1})\right) \cdot \left[\frac{\pi}{a}[G_{1} \cdot y + G_{2} + |y|] - \sum_{s=1}^{\infty} \frac{1}{s} \cdot \left(e^{-\frac{2\pi s}{a}|y|} + g_{1}(s) \cdot e^{-\frac{2\pi s}{a}y} + g_{2}(s) \cdot e^{\frac{2\pi s}{a}y}\right) \cdot \cos\left(2\pi s\frac{x}{a}\right)\right]$$
(8-21)

Der sich einstellende Temperaturverlauf in der Rohrachse ist in Bild 8.3 dargestellt. Als Eingangsgrößen wurden die Abmessungen der thermo-aktiven Abdichtungselemente aus den Laborversuchen (Großversuch 1 und 2) verwendet (vgl. Kapitel 6). Die mittlere Fluidtemperatur wurde zu $T_F = 2 \ ^{\circ}C$ gewählt, während die Außen- und Innentemperatur auf $T_1 = 10 \ ^{\circ}C$ und $T_2 = 18 \ ^{\circ}C$ gesetzt wurde. Es zeigt sich, dass die Funktion der Temperaturverteilung für den Ursprung nicht exakt definiert ist (Glück, 1982). Als Konsequenz ergeben sich in Ursprungsnähe unrealistische Temperaturen.



Bild 8.3 Temperaturverlauf in der Rohrachse nach Gleichung (8-21)

Nach Aussage von Glück (1982) kann die Ungenauigkeit in der Temperaturverteilung generell vernachlässigt werden, wenn die Rohrüberdeckung größer als der 1,5-fache Rohrdurchmesser ist. Dies wird für das hier definierte System jedoch nicht eingehalten, da im Extremfall der thermo-aktiven Abdichtungselemente keine Überdeckung vorhanden ist ($d_1 = r_a$). Aus Bild 8.3

wird jedoch auch ersichtlich, dass sich an den Stützstellen $x = r_a = 0,0125 \text{ m}$ bzw. $x = a - r_a = 0,2875 \text{ m}$ im Wesentlichen die Temperatur am Rohrrand einstellt, wodurch der Temperaturverlauf zwischen den Rohren realistisch abgebildet werden kann.

Um einen Einfluss der unrealistischen Temperaturen auf den ermittelten Wärmeübergangswiderstand auszuschließen, wird für die Bestimmung der mittleren Temperatur eine modifizierte Temperaturverteilung angenommen (vgl. Bild 8.4). Dazu wird im Bereich zwischen $x = r_a$ und $x = a - r_a$ der Temperaturverlauf nach Gleichung (8-21) zu Grunde gelegt. Im Bereich des Rohrradius wird dagegen die Temperatur T* verwendet, die sich einstellen würde, wenn ein eindimensionaler Wärmetransport zwischen Rohr und Erdreich vorliegen würde. Diese Annahme ist gerechtfertigt, da auf der y-Achse der Einfluss aus dem zweidimensionalen Wärmetransport vernachlässigbar ist und somit im Wesentlichen ein eindimensionaler Transport vorliegt. Für die Temperatur an der Unterkante der Rohrschicht gilt für die Temperatur T*:



Bild 8.4 Modifizierter Temperaturverlauf in der Rohrachse

Die mittlere Temperatur in der Rohrschicht in x-Richtung berechnet sich nach dem Mittelwertsatz der Integralrechnung:

$$\overline{T}(y) = \frac{1}{a} \cdot \left(2 \cdot T^* \cdot r_a + \int_{r_a}^{a-r_a} T(x, y) dx \right)$$
(8-23)

Nach Einsetzen von Gleichung (8-21) und Gleichung (8-22) ergibt sich die mittlere Temperatur an der Unterkante der Rohrschicht ($y = -d_2$) zu:

$$\begin{split} \overline{T}_{2} &= \frac{a - d_{a}}{a} \bigg(T_{2} - \frac{1}{\overline{U_{2}}} \cdot \frac{U_{1} \cdot U_{2}}{U_{1} + U_{2}} (T_{2} - T_{1}) \\ &- \Gamma \frac{\pi}{a} \bigg(T_{3} - T_{2} + \frac{U_{1}}{U_{1} + U_{2}} (T_{2} - T_{1}) \bigg) \cdot [-G_{1} \cdot d_{2} + G_{2} + d_{2}] \bigg) \\ &+ \frac{d_{a}}{a} \bigg(T_{2} + \frac{U_{2}}{\overline{U_{2}}} \cdot (T_{3} - T_{2}) \bigg) \end{split}$$
(8-24)

Da im verwendeten (symmetrischen) Integrationsintervall nur vielfache von 2π auftreten, entfällt der Summenausdruck in Gleichung (8-21) bei der Integration, wodurch sich die resultierende Gleichung (8-24) entsprechend vereinfacht.

Der Wärmestrom in den Innenraum q_2 ermittelt sich durch Einsetzen von Gleichung (8-24) in Gleichung (8-11). Nach entsprechenden Umformungen ergibt sich der Wärmestrom q_2 zu:

$$q_{2} = \frac{a - d_{a}}{a} \cdot (1 - \Phi) \cdot \frac{U_{1} \cdot U_{2}}{U_{1} + U_{2}} (T_{1} - T_{2}) + U_{2} \cdot (T_{3} - T_{2}) \cdot \left(\frac{d_{a}}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi\right)$$
(8-25)

mit:

$$\phi = \frac{2\pi \cdot \lambda_{\rm C} \cdot \Gamma}{a \cdot (U_1 + U_2)} \tag{8-26}$$

Für die Ermittlung des Wärmestroms q_1 nach außen ist die Temperatur an Außenseite der Wärmeleitlamelle maßgebend. Der Temperaturverlauf in der Wärmeleitlamelle für den Fall, dass die Temperaturen innen und außen gleich sind, lässt sich nach Gleichung (8-27) beschreiben (Glück, 1999). Der Index L kennzeichnet im Folgenden die Wärmeleitlamelle.

$$T_{L}(x,y) = T_{1} - \Gamma(T_{3} - T_{1}) \left[\frac{\pi}{a} [G_{L,1}y + G_{L,2} + y] - \sum_{s=1}^{\infty} \frac{1}{s} \cdot \left(g_{L,1}(s) \cdot e^{-\frac{2\pi s}{a}y} + g_{L,2}(s) \cdot e^{\frac{2\pi s}{a}y} \right) \cdot \cos\left(2\pi s \frac{x}{a}\right) \right]$$
(8-27)

Die Konstante Γ kann analog zur Rohrschicht nach Gleichung (8-13) berechnet werden. Die übrigen Konstanten ergeben sich durch Auswertung der vorherrschenden Randbedingungen (vgl. Glück, 1997) zu:

$$G_{L,1} = \frac{\lambda_C}{\lambda_L} (G_1 + 1) - 1 = \frac{\lambda_C}{\lambda_L} \left(\frac{U_1 - U_2}{U_1 + U_2} + 1 \right) - 1$$
(8-28)

$$G_{L,2} = d_1 (G_1 - G_{L,1}) + G_2 = d_1 \left[\frac{U_1 - U_2}{U_1 + U_2} \left(1 - \frac{\lambda_C}{\lambda_L} \right) - \frac{\lambda_C - \lambda_L}{\lambda_L} \right] - \frac{2\lambda_C}{U_1 + U_2}$$
(8-29)

$$g_{L.1}(s) = -\frac{\frac{U_1}{\lambda_L}a + 2\pi s}{\frac{\overline{U}_1}{\lambda_L}a - 2\pi s} \cdot e^{-\frac{4\pi s}{a}(d_1 + d_L)} \cdot g_{L,2}(s)$$
(8-30)

$$g_{L,2}(s) = \frac{g_2(s) \cdot e^{\frac{4\pi s}{a}d_1} + g_1(s) + 1}{e^{\frac{4\pi s}{a}d_1} - R_L}$$
(8-31)

TT

mit:

$$R_{L} = \frac{\overline{U}_{1}}{\overline{U}_{1}} a + 2\pi s}{\frac{\overline{U}_{1}}{\lambda_{L}} a - 2\pi s} \cdot e^{\frac{4\pi s}{a}(d_{1} + d_{L})}$$
(8-32)

Der zusätzliche Wärmestrom, der aus den unterschiedlichen Umgebungstemperaturen resultiert, kann wiederum nach dem Superpositionsprinzip berücksichtigt werden. Die Funktion der Temperaturverteilung in der Wärmeleitlamelle ist analog zur Rohrschicht im Ursprung nicht exakt definiert. Daher wird hier dieselbe Modifikation, wie für die Rohrschicht vorgenommen und für den Bereich außerhalb von $x = r_a$ und $x = a - r_a$ eine korrigierte Temperatur verwendet. Für die Oberkante der Wärmeleitlamelle ($y = d_1 + d_L$) gilt dann:

$$T_{L}^{*} = T_{1} + \frac{U_{1}}{\overline{U}_{1}} \cdot (T_{3} - T_{1})$$
 (8-33)

Unter diesen Voraussetzungen lässt sich die mittlere Temperatur an der Oberkante der Wärmeleitlamelle analog zur mittleren Temperatur an der Unterkante der Rohrschicht berechnen:

$$\begin{split} \overline{T}_{1} &= \frac{a - d_{a}}{a} \Biggl(T_{1} + R_{s,e} \cdot \frac{U_{1} \cdot U_{2}}{U_{1} + U_{2}} (T_{2} - T_{1}) \\ &- \Gamma \frac{\pi}{a} \Biggl(T_{3} - T_{1} - \frac{U_{2}}{U_{1} + U_{2}} (T_{2} - T_{1}) \Biggr) \\ &\cdot [G_{1} \cdot (d_{1} + d_{L}) + G_{2} + (d_{1} + d_{L})] \Biggr) \\ &+ \frac{d_{a}}{a} \Biggl(T_{1} + \frac{U_{1}}{\overline{U}_{1}} \cdot (T_{3} - T_{1}) \Biggr) \end{split}$$
(8-34)

Der Wärmestrom q_1 ergibt sich dann wiederum nach Einsetzen von Gleichung (8-34) in Gleichung (8-10). Nach entsprechenden Umformungen lässt sich der Wärmestrom q_1 wie folgt formulieren.

$$q_{1} = \frac{a - d_{a}}{a} \cdot (1 - \Phi) \frac{U_{1} \cdot U_{2}}{U_{1} + U_{2}} (T_{2} - T_{1}) + U_{1} \cdot (T_{3} - T_{1}) \cdot \left(\frac{d_{a}}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi\right)$$
(8-35)

Ein Vergleich von Gleichung (8-1) mit Gleichung (8-35) und von Gleichung (8-2) mit Gleichung (8-25) liefert die Widerstände für eine Dreiecksschaltung (siehe Bild 8.2a). Diese lauten dann:

$$R_a = \left[U_1 \cdot \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \right]^{-1}$$
(8-36)

$$R_{b} = \left[U_{2} \cdot \left(\frac{d_{a}}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi \right) \right]^{-1}$$
(8-37)

$$R_{c} = \frac{a \cdot (U_{1} + U_{2})}{(a - d_{a}) \cdot U_{1} \cdot U_{2} \cdot (1 - \Phi)}$$
(8-38)

Durch die Transformation in eine Sternschaltung (siehe Bild 8.2b) wird letztendlich der gesuchte Bauteilwiderstand R_x erhalten:

$$R_{x} = \frac{R_{a} \cdot R_{b}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}} = \frac{(a - d_{a})(1 - \Phi)}{(U_{1} + U_{2})(d_{a} \cdot (1 - \Phi) + a \cdot \Phi)}$$
(8-39)

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.

Für die Widerstände R_1 und R_2 ergeben sich nach der Transformation wiederum die "eindimensionalen" Wärmeübergangswiderstände:

$$R_{1} = \frac{R_{a} \cdot R_{c}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}} = \frac{1}{U_{1}}$$
(8-40)

$$R_{2} = \frac{R_{b} \cdot R_{c}}{R_{a} + R_{b} + R_{c}} = \frac{1}{U_{2}}$$
(8-41)

Der gesamte Wärmestrom ergibt sich durch Addition der beiden Teilwärmeströme q1 und q2:

$$q_1 + q_2 = \left(\frac{d_a}{a} \cdot (1 - \Phi) + \Phi\right) \cdot \left[U_1 \cdot (T_3 - T_1) + U_2 \cdot (T_3 - T_2)\right]$$
(8-42)

bzw.:

$$q_1 + q_2 = \Phi' \cdot [U_1 \cdot (T_3 - T_1) + U_2 \cdot (T_3 - T_2)]$$
(8-43)

mit:

$$\Phi' = \left(\frac{\mathrm{d}_{\mathrm{a}}}{\mathrm{a}} \cdot (1 - \Phi) + \Phi\right) \tag{8-44}$$

8.2.4 Widerstände für das Rohrsystem

Die Temperatur an der Außenseite des Rohres T₃ kann aus der Vorlauftemperatur T_{ein} über eine Reihenschaltung der Widerstände aus Konvektion $R_{p,conv}$, Wärmeleitung $R_{p,cond}$ und aus der Rohrströmung $R_{p,Z}$ berechnet werden. Der gesamte Rohrwiderstand R_p ergibt sich dann aus der Summe der einzelnen Teilwiderstände:

$$R_{p} = R_{p,conv} + R_{p,cond} + R_{p,Z}$$

$$(8-45)$$

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

$$T_3 = T_{ein} - (q_1 + q_2) \cdot R_p \tag{8-46}$$

Wird dieser Ausdruck in Gleichung (8-42) bzw. (8-43) eingesetzt, ergibt sich der gesamte Wärmestrom für das System in Abhängigkeit der Vorlauftemperatur T_{ein} , den äußeren Temperaturen T_1 und T_2 und den (konstanten) geometrischen Randbedingungen zu:

$$q_1 + q_2 = \frac{\Phi'}{1 + \Phi' \cdot R_p \cdot (U_1 + U_2)} \cdot [U_1 \cdot (T_{ein} - T_1) + U_2 \cdot (T_{ein} - T_2)]$$
(8-47)

Die Rohrwiderstände aus Wärmeleitung und Konvektion können prinzipiell nach Gleichung (4-69) und Gleichung (4-73) berechnet werden. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass die Widerstände aus dem Rohrsystem für den hier betrachteten Fall als flächenbezogene Widerstände zu formulieren sind. Daher werden die Rohrwiderstände auf die äquivalente Rohrfläche $A_p = a \cdot L_p$ bezogen, worin a [m] der Rohr bzw. Schenkelabstand und L_p [m] die Rohrlänge sind. Die Widerstände R_i [m²K/W] lauten dann wie folgt (Koschenz & Lehmann, 2000):

$$R_{p,cond} = \frac{a \cdot L_p}{2\pi \cdot \lambda_p \cdot L_p} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)$$
(8-48)

$$R_{p,conv} = \frac{a \cdot L_p}{d_i \cdot \pi \cdot \alpha \cdot L_p} = \frac{a \cdot L_p}{\pi \cdot \lambda_p \cdot Nu \cdot L_p}$$
(8-49)

Das Wärmeträgerfluid erwärmt sich in Folge der Durchströmung und des Temperaturunterschieds nach außen von der Vorlauftemperatur T_{ein} auf die Rücklauftemperatur T_{aus} . Der Verlauf zwischen der Vor- und Rücklauftemperatur ist von den vorliegenden Randbedingung abhängig (vgl. Kapitel 4.3.1). Für den Fall einer konstanten Wärmestromdichte ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen Vor- und Rücklauftemperatur, während sich unter der Annahme einer konstanten Wandtemperatur ein exponentieller Verlauf einstellt (siehe Bild 4.6). Für die Annahme einer konstanten Wärmestromdichte ergibt sich die mittlere Fluidtemperatur aus dem arithmetischen Mittel zwischen Vor- und Rücklauftemperatur:

$$T_{F,m} = \frac{T_{ein} + T_{aus}}{2}$$

$$(8-50)$$

Für den Ansatz einer konstanten Wandtemperatur kann die mittlere Fluidtemperatur mit Hilfe der logarithmischen Temperaturdifferenz berechnet werden (z. B. Marek & Nitsche, 2010):

$$T_{F,m} = \frac{T_{aus} - T_{ein}}{\ln\left(\frac{T_3 - T_{aus}}{T_3 - T_{ein}}\right)}$$
(8-51)
Unter Einbeziehung der oben dargestellten Zusammenhänge für die Rohrwandtemperatur $T_{3,}$ berechnet sich die mittlere Fluidtemperatur dann wie folgt (Koschenz & Lehmann, 2000):

$$T_{F,m} = \frac{U_1 \cdot T_1 + U_2 \cdot T_2}{U_1 + U_2} + \frac{T_{ein} - T_{aus}}{\ln\left(\frac{(U_1 + U_2) \cdot T_{ein} - (U_1 \cdot T_1 + U_2 \cdot T_2)}{(U_1 + U_2) \cdot T_{aus} - (U_1 \cdot T_1 + U_2 \cdot T_2)}\right)}$$
(8-52)

Der Zusammenhang zwischen (mittlerer) Fluidtemperatur und der Vorlauftemperatur kann durch einen zusätzlichen Strömungswiderstand $R_{p,Z}$ abgebildet werden. Dieser kann wiederum aus der Energieerhaltung abgeleitet werden, da sich der gesamte Wärmestrom aus der Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauftemperatur sowie dem vorhandenen Volumenstrom berechnen lässt (vgl. Gleichung (2-3)).

Unter dem Ansatz einer konstanten Wärmestromdichte gilt dann für die Leistung des Systems durch einsetzen von Gleichung (8-50) in Gleichung (2-3):

$$P = Q_v \cdot c_{v,w} \cdot (T_{ein} - T_{aus}) = 2 \cdot Q_v \cdot c_{v,w} \cdot (T_{ein} - T_{F,m})$$
(8-53)

Der Strömungswiderstand berechnet sich dann, wiederum bezogen auf die äquivalente Rohrfläche, wie folgt:

$$R_{p,Z} = \frac{a \cdot L_p}{2 \cdot Q_v \cdot c_{v,w}}$$
(8-54)

Wird der logarithmische Zusammenhang zwischen Vor- und Rücklauftemperatur angesetzt (Gleichung (8-52)), ergibt sich der Widerstand nach einigen Umformungen zu (vgl. Koschenz & Lehmann, 2000):

$$R_{p,Z} = \left(\frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{\tilde{\Phi} \cdot a \cdot L_p}{Q_v \cdot c_{v,w}} \cdot (U_1 + U_2)\right)} - \frac{1}{\frac{\tilde{\Phi} \cdot a \cdot L_p}{Q_v \cdot c_{v,w}} \cdot (U_1 + U_2)}\right)$$

$$\cdot \frac{1}{Q_v \cdot c_{v,w}}$$
(8-55)

mit

$$\widetilde{\Phi} = \frac{\Phi'}{1 + \Phi' \cdot \left(R_{p,conv} + R_{p,cond}\right) \cdot \left(U_1 + U_2\right)}$$
(8-56)

Die Annahme der Rohrwandrandbedingung beeinflusst neben der Formulierung der mittleren Fluidtemperatur auch die Größe der Nusselt-Zahl im laminaren Strömungsbereich (siehe Kapitel 4.3.4). Dabei liefert der Ansatz einer konstanten Wandtemperatur niedrigere Nusselt-Zahlen als der Ansatz einer konstanten Wärmestromdichte. Die maximalen Abweichungen zwischen den Ansätzen betragen ca. 25 % für Reynolds-Zahlen unterhalb von Re = 2.300 (siehe Bild 8.5, links), während sich die Nusselt-Zahlen für Strömungszustände im Übergangsbereich einander annähern.



Bild 8.5 Einfluss der Rohrwandrandbedingung auf die Nusselt-Zahl (links) und den Wärmestrom (rechts)

Die Auswirkungen des Ansatzes der Rohrwandrandbedingung auf den Gesamtwärmestrom eines thermo-aktiven Bauteils sind in Bild 8.5 (rechts) beispielhaft für eine Energieschlitzwand ("Betonwand") und ein thermo-aktives Abdichtungselement ("Abdichtung") jeweils für eine Rohrlänge von $L_p = 10 \text{ m}$ dargestellt. Betrachtet wird hier das Verhältnis zwischen den berechneten Wärmeströmen für den Ansatz einer konstanten Wärmestromdichte und einer konstanten Wandtemperatur. Prinzipiell ist der Einfluss der Rohrwandrandbedingung bei den thermo-aktiven Abdichtungselementen leicht größer als bei einer Energieschlitzwand. Für beide Bauteile verschwindet der Einfluss mit steigender Reynolds-Zahl jedoch nahezu vollkommen. Generell ist der Einfluss mit maximal 8 % im laminaren Strömungsbereich und 1 % im Übergangsbereich vernachlässigbar gering. Die vorhandenen Unterschiede sind vordergründig in der Definition der Nusselt-Zahl begründet, da der Strömungswiderstand um circa eine Zehnerpotenz kleiner ist, als die anderen vorliegenden Widerstände. Somit ist auch die Auswirkung der Berechnungsart der mittleren Fluidtemperatur gering, sodass vereinfacht ein linearer Zusammenhang zwischen Vor- und Rücklauf angenommen werden kann (siehe Bild 8.6). Erst für Temperaturdifferenzen ab ca. $\Delta T = 5$ K zwischen Vor- und Rücklauf sind nennenswerte Unterschiede zwischen den resultierenden mittleren Fluidtemperaturen zu verzeichnen. Diese treten in der Praxis eher selten auf, sodass durch den Ansatz einer mittleren Fluidtemperatur keine gravierenden Auswirkungen zu erwarten sind.





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. Da der Einfluss der Rohrwandrandbedingung auf die mittlere Fluidtemperatur gering ausfällt, ist lediglich für die Formulierung der Nusselt-Zahl eine entsprechende Entscheidung zu treffen. In der Literatur wird oftmals ein exponentieller Temperaturverlauf im Fluid unterstellt und damit der Ansatz einer konstanten Wandtemperatur gewählt (Koschenz & Lehmann, 2000; Fontaine et al., 2011). Dieser Ansatz wird auch in dieser Arbeit für die Formulierung der Nusselt-Zahl gewählt.

Die Rohrwiderstände hängen maßgeblich von den Eigenschaften des Wärmeträgermediums ab. In der Praxis werden thermo-aktive Bauteile entweder mit reinem Wasser oder mit einem Wasser-Glykol-Gemisch betrieben. Der konvektive Rohrwiderstand (sowie der Strömungswiderstand) hängen maßgeblich von den Eigenschaften des Wärmeträgermediums ab. So sind die physikalischen Eigenschaften des Fluids, wie die Dichte, die Viskosität, die Wärmeleitfähigkeit, die Wärmekapazität und der Gefrierpunkt sowohl vom Glykol-Gehalt als auch von der Temperatur abhängig (vgl. Kapitel 4.4). Im Rahmen dieser Arbeit wurden auf Basis der Daten der Firma proKÜHLSOLE GmbH für das Produkt GLYKOLSOL N Funktionen in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts und der Temperatur für die wesentlichen Fluideigenschaften abgeleitet. 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. Die aufgestellten Funktionen können somit als herstellerunabhängig angesehen werden. Lediglich die Wärmeleitfähigkeit ist für GLYKOLSOL-N leicht höher als bei anderen Fluiden, was auf eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit des "Grundmaterials" (100 % Frostschutzmittel bei GLYKOLSOL N) zurückzuführen ist.

8.2.5 Bodenwiderstand

Die Kopplung des Bauteilmodells mit dem Untergrund kann entweder numerisch oder analytisch erfolgen, wobei die numerische Umsetzung die größte Flexibilität und Genauigkeit bildet und somit prinzipiell zu empfehlen ist.

In der praktischen Anwendung kann, z. B. für die Auswertung von TRTs, jedoch auch die Kopplung mit analytischen Untergrundmodellen erforderlich und hilfreich sein. Flächige thermoaktive Bauteile können dazu als halbunendlicher Körper (Wärmequelle) angesehen werden, welcher eine Temperaturausbreitung im Untergrund bewirkt (siehe Kapitel 4.2). Bei der Abbildung des Systems als halbunendlicher Körper wird analog zum Vorgehen bei Erdwärmesonden (Linienquelle) unterstellt, dass sich die Wärme nur horizontal im Untergrund ausbildet. Temperaturänderungen in vertikaler Richtung werden vernachlässigt. Diese Annahme ist gerechtfertigt, da die vorhandenen Systemunterschiede in vertikaler Richtung deutlich geringer sind als in horizontaler Richtung (z. B. Mottaghy & Dijkshoorn, 2012).

Bei der Durchführung eines TRTs wird der geothermischen Anlage in der Regel eine konstante Heizleistung aufgeprägt und die Temperaturantwort des Systems wird gemessen. Dabei wird vereinfacht die mittlere Fluidtemperatur T_F nach Gleichung (8-50) verwendet und auf die explizite Abbildung eines Strömungswiderstands verzichtet. Diese Annahme kann auch bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen getroffen werden, da für kleine Temperaturdifferenzen zwischen Vorund Rücklauf der Unterschied in der resultierenden mittleren Fluidtemperatur gering ausfällt (siehe Bild 8.6). Gleichung (8-47) ändert sich dadurch wie folgt:

$$q_{1} + q_{2} = \frac{\Phi' \cdot [U_{1} \cdot (T_{F} - T_{1}) + U_{2} \cdot (T_{F} - T_{2})]}{1 + \Phi' \cdot (R_{p,conv} + R_{p,cond}) \cdot (U_{1} + U_{2})}$$
(8-57)

Zur besseren Übersicht wird in den folgenden Ausführungen eine weitere Substitution vorgenommen:

$$\Phi^* = \frac{\Phi'}{1 + \Phi' \cdot \left(R_{p,conv} + R_{p,cond}\right)}$$
(8-58)

Die Kopplung des Untergrunds an das Bauteilmodell erfolgt über die Temperatur an der Bauteiloberfläche T_{bW} , welche für den unendlichen Körper nach Gleichung (4-30) bestimmt werden kann. Für das Bauteilmodell (Gleichung (8-57)) entspricht T_{bW} der Temperatur T_1 . Durch die Kopplung von Bauteil- und Bodenwiderstand, kann auf eine explizite Abbildung des äußeren Wärmeübergangswiderstands $R_{s,e}$ verzichtet werden, da die in diesem Fall Effekte aus beispielsweise Konvektion direkt über das Bodenmodell erfasst werden. Für den Widerstand kann dann $R_{s,e} \rightarrow \infty$ gewählt werden.

Weiterhin ist zu beachten, dass durch Gleichung (4-30) lediglich der Wärmestrom q_1 berechnet wird. Durch das Einsetzen von Gleichung (4-30) in Gleichung (8-57) ergibt sich dann folgender (zeitabhängiger) Verlauf der mittleren Fluidtemperatur:

$$T_{F}(t) = \frac{U_{1}}{U_{1} + U_{2}} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{q_{1}}{\sqrt{\lambda_{B} \cdot c_{v,B}}} \cdot \sqrt{t} + \frac{q_{1} + q_{2}}{\Phi^{*}} + \frac{U_{1} \cdot T_{B} + U_{2} \cdot T_{2}}{U_{1} + U_{2}}$$
(8-59)

Somit kann ein Zusammenhang zwischen (mittlerer) Fluidtemperatur und den äußeren Temperaturen im Boden und der erdabgewandten Seite hergestellt werden.

Gleichung (8-59) kann auch durch folgende Approximation dargestellt werden:

$$T_{\rm F}(t) = s \cdot \sqrt{t} + m \tag{8-60}$$

Hierin ist s die Steigung und m der Achsenabschnitt der Geraden, die sich ergibt, wenn der Verlauf der Fluidtemperatur über die Wurzel der Zeit aufgetragen wird (vgl. Koenigsdorff, 2009). Wird die Steigung der Geraden im TRT ermittelt, kann analog zu Erdwärmesonden eine effektive, über die Wärmeübertragungsfläche gemittelte, Wärmeleitfähigkeit für flächige thermo-aktive Bauteile abgeleitet werden:

$$\lambda_{\text{eff}} = \frac{4}{\pi \cdot c_{\text{v,B}}} \cdot \left(\frac{U_1 \cdot q_1}{(U_1 + U_2) \cdot s}\right)^2 \tag{8-61}$$

Die im TRT aufgeprägte Heizleistung entspricht dem gesamten Wärmestrom $q_1 + q_2$. Zur Ableitung der effektiven Wärmeleitfähigkeit muss somit das Verhältnis zwischen den Wärmeströmen q_1 und q_2 bekannt sein. Das Verhältnis ist starken Streuungen unterworfen und hängt von den geometrischen Randbedingungen des Bauteils ab. Dabei spielen vor allem die thermischen Eigenschaften der verschiedenen Bauteilschichten, die Schichtdicken sowie die Position der Rohre eine entscheidende Rolle (siehe Kapitel 9). Prinzipiell sollte bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen der Wärmestrom q_2 durch einen entsprechenden Systemaufbau soweit wie möglich reduziert werden, um einen thermischen Kurzschluss des Systems zu vermeiden. Für thermo-aktive Bauteile mit $q_2 \rightarrow 0$ kann in Gleichung (8-61) der Wärmestrom q_1 durch den aufgeprägten Gesamtwärmestrom q ersetzt werden, sodass direkt eine effektive Wärmeleitfähigkeit abgeleitet werden kann. Für Bauteile, bei denen der Wärmestrom q_2 einen nennenswerten Beitrag zum Gesamtwärmestrom liefert (z. B. ungedämmte Wände oder Tunnelbauwerke), ist erst das Verhältnis der Wärmeströme aus den geometrischen Randbedingungen abzuleiten, bevor eine

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, kann das Bauteilmodell theoretisch über die Theorie der Moving-Heat-Source an den Untergrund gekoppelt werden (siehe Gleichung (4-46) bzw. Gleichung (4-47)). Die Schnittstelle zwischen Bauteil und Untergrund bildet wiederum die Temperatur an der Bauteiloberfläche. Die MHS ist vor allem dann vorteilhaft, wenn das Temperaturfeld im Untergrund analytisch bestimmt werden soll. Die Kopplung des Bauteilmodells mit der MHS führt jedoch zu äußerst komplexen mathematischen Zusammenhängen, für die eine reine analytische Lösung nicht mehr möglich ist, oder sehr starken Vereinfachungen unterliegt. Daher empfiehlt sich für diesen Anwendungsfall stets die direkte Verwendung numerischer Methoden, die durch eine einfachere Handhabung und eine größere Genauigkeit gekennzeichnet sind.

effektive Wärmeleitfähigkeit für das System bestimmt werden kann.

Eine vereinfachte (analytische) Berücksichtigung des Einflusses einer Grundwasserströmung kann mit Hilfe der Nusselt-Zahl und dem damit resultierenden konvektivem Bodenwiderstand $R_{conv,B}$ erfolgen (siehe Gleichung (4-49) bzw. Gleichung (4-39)). Dieser zusätzliche Bodenwiderstand kann mit dem (advektiven) Bodenwiderstand und dem Bauteilwiderstand in Reihe geschaltet werden. Für ein flächiges Bauteil gilt dann:

$$q = \left(\frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{\sqrt{\lambda_{B} \cdot c_{v,B}}}{\sqrt{t}} + 1,128 \cdot \sqrt{\frac{L \cdot v_{f,Wand}}{a_{T}}}\right) \cdot (T_{bW} - T_{B}) = \frac{1}{R_{B}} \cdot (T_{bW} - T_{B})$$
(8-62)

Als charakteristische Länge L ist die Länge der zur Strömung parallelen Wandseite einzusetzen. Für parallel angeströmte Wände entspricht dies der Wandlänge. Für querangeströmte Bauteile ist zwischen unter- und umströmten Bauteilen zu unterscheiden (vgl. Bild 8.9). Liegt hauptsächlich eine Unterströmung der Wand vor, kann die charakteristische Länge zur Wandtiefe, die mit dem Grundwasser im Kontakt steht, gewählt werden (vgl. Bild 8.9). Für umströmte Bauteile kann die Symmetrie des Systems genutzt werden und somit die charakteristische Länge zu halben Wandlänge gewählt werden (vgl. Bild 8.9). In diesen Bereichen liegt wiederum eine Geschwindigkeit parallel zur Wandfläche vor, sodass in erster Näherung die Berechnung der Nusselt-Zahl weiterhin nach Gleichung (4-49) erfolgen kann. Für sowohl unter- als auch umströmte Bauteile ist auf Basis des Strömungsbilds eine angepasste charakteristische Länge zu definieren. Die Strömungsgeschwindigkeit an der Wand $v_{f,Wand}$ ist ebenfalls aus hydraulischen bzw. strömungstechnischen Berechnungen abzuleiten.



Bild 8.7 Charakteristische Länge bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen

Der Einfluss der Grundwasserströmung wird somit im (zeitabhängigen) Gesamtbodenwiderstand $R_B(t)$ berücksichtigt. Durch einsetzen von Gleichung (8-62) in Gleichung (8-57) ergibt sich:

$$T_{F}(t) = \frac{U_{1} \cdot q_{1}}{U_{1} + U_{2}} \cdot R_{B}(t) + \frac{q_{1} + q_{2}}{\Phi^{*}} + \frac{U_{1} \cdot T_{B} + U_{2} \cdot T_{2}}{U_{1} + U_{2}}$$
(8-63)

Durch den zusätzlichen Widerstand aus der Grundwasserströmung stellt sich kein linearer Zusammenhang zwischen der mittleren Fluidtemperatur und der Wurzel der Zeit ein. Der Verlauf kann eher durch einen quadratischen Verlauf approximiert werden. Die Auswertung des TRTs bzw. die Ermittlung einer effektiven Wärmeleitfähigkeit kann in diesem Fall nur über eine Parameterschätzung bzw. nach dem "Best-Fit"-Prinzip erfolgen.

Durch die Abbildung einer Grundwasserströmung über thermische Widerstände kann eine Abschätzung des Einflusses der Grundwasserströmung bei flächigen Bauteilen erfolgen. In Bild 8.8 sind dazu der konvektive Bodenwiderstand sowie ein "effektiver" Gesamtwiderstand in Abhängigkeit der Grundwassergeschwindigkeit für eine Energiewand (L = 5 m) mit paralleler Anströmung dargestellt. Hierbei ist zu beachten, dass für die Berechnung des konvektiven Bodenwiderstands die Strömungsgeschwindigkeit in Wandnähe maßgebend ist. Diese wurde hier vereinfacht zu $v_{f,Wand} = 0.5 \cdot v_f$ gewählt (vgl. Bild 6.11).

Der Bauteilwiderstand wurde auf Basis der Laborversuche vereinfacht zu $R_{Wand} = 0,05 \text{ m}^2\text{K/W}$ gewählt. Für die Temperaturleitfähigkeit des Bodens wurde ein Wert von $a_T = 1,1\cdot10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ gewählt. Zur Abschätzung der Einflussfaktoren wurde zusätzlich aufbauend auf dem Basissystem ein erhöhter Bauteilwiderstand von $R_{Wand} = 0,10 \text{ m}^2\text{K/W}$, eine größere Bauteilläng von L = 10 m und eine geringe Temperaturleitfähigkeit von $a_T = 8,2\cdot10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ betrachtet.



Es zeigt sich, dass der konvektive Widerstand sowie der Gesamtwiderstand erwartungsgemäß mit steigender Grundwassergeschwindigkeit abnehmen. Dies geht einher mit einer Vergrößerung der Leistungsfähigkeit. Prinzipiell ist die Auswirkung der Grundwasserströmung bei langen Bauteilen und Böden mit einer kleineren Temperaturleitfähigkeit geringer. Für kurze Bauteile und größere Wandwiderstände steigt der Einfluss entsprechend. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Anteil Wärmetransport für große Bauteile der Konvektion am gesamten und kleinere Temperaturleitfähigkeit sinkt, während er für kurze Bauteile und große Bauteilwiderstände entsprechend ansteigt. Der Einfluss einer Grundwasserströmung auf die Leistungsfähigkeit von flächigen thermo-aktiven Bauteilen die parallel angeströmt werden liegt somit in der Größenordnung zwischen 5 % und 20 %.

Für querangeströmte Bauteile ändert sich im Wesentlichen die Größe der Strömungsgeschwindigkeit an der Wand. Weiterhin ist ggf. die charakteristische Länge anzupassen (siehe Bild 8.9). Da das Bauteil bei querangeströmten Wänden ein Hindernis darstellt, wird die Strömung umgelenkt und es bildet sich eine "Totzone" vor der Wand aus. Somit wird ersichtlich, dass auf Grund der geringen Strömungsgeschwindigkeit an der Wand, der Einfluss einer Grundwasserströmung bei querangeströmten Bauteilen äußerst gering ausfällt. Bereits für den Ansatz von $v_{f,Wand} = 0,1 \cdot v_f$ reduziert sich der Einfluss auf ca. 5 %, während ab $v_{f,Wand} = 0.01 \cdot v_f$ der Einfluss unterhalb von einem Prozent liegt.

8.3 Numerische Umsetzung

8.3.1 Das Finite Differenzen Programm SHEMAT bzw. SHEMAT-Suite

Das entwickelte Widerstandsmodell wurde durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH in das Finite-Differenzen-Programm SHEMAT (Clauser, 2003) bzw. SHEMAT-Suite (Rath et al., 2006) implementiert. SHEMAT steht für "Simulator for **He**at and **Ma**ss Transport", sodass mit diesem Programmsystem die gekoppelte Berechnung von Wärme- und Stofftransport in einem beliebigen heterogenen Untergrund möglich ist. Darüber hinaus ist auch die Betrachtung von chemischen Transportvorgängen möglich (Clauser, 2003).

Das Modellgebiet wird bei der Methode der Finiten Differenzen (FDM) durch rechtwinklige Zellen diskretisiert. Die Berechnung der Unbekannten erfolgt stets in Zellmitte (Knoten). Bei der FDM wird die zu lösende DGL (hier die Wärmetransportgleichung) in Differenzenquotienten überführt. Dies entspricht im Falle des Wärmetransports einer Energiebilanzierung für jeden Knoten. Die Informationen zwischen den Knoten werden dann durch Taylorreihenentwicklungen angenähert (Kinzelbach, 1987). Der große Nachteil der FDM gegenüber beispielsweise der Finite-Elemente-Methode (FEM) liegt in der eingeschränkten Flexibilität der räumlichen Diskretisierung auf Grund der ausschließlich rechtwinkligen Zellen. Dafür sind die Netz- und Zeitabhängigkeit der numerischen Modelle im Vergleich zu Finite-Elemente-Modellen deutlich geringer, sodass Finite-Differenzen-Modelle in der Regel durch eine hohe Stabilität gekennzeichnet sind.

Das Programmsystem SHEMAT-Suite wurde ursprünglich für die Modellierung von Vorgängen in Tiefengesteinen entwickelt. Durch den modularen Aufbau des Programmcodes ist jedoch die Anpassung an verschiedene Problemstellungen möglich. So wurde z. B. durch Baier (2008) bzw. in Weiterführung von Ziegler & Schüller (2014) ein "freezing"-modul" entwickelt, welches zur Abbildung einer Baugrundvereisung genutzt werden kann. In diesem Modul wurden die physikalischen Zusammenhänge auch an die Verhältnisse für oberflächennahe Böden angepasst. Die Wärmeleitfähigkeit des Mehrphasensystems Boden wird beispielsweise nach dem Ansatz von Johansen (1975) und die Wärmekapazität nach dem Ansatz von Winter & Saari (1969) berechnet. Durch Mottaghy & Dijkshoorn (2012) wurde ein Berechnungsansatz für Erdwärmesonden auf Basis des Modell-im-Modell-Ansatzes in SHEMAT-Suite implementiert. Die Erdwärmesonde wird dabei als 1D-Finite-Differenzen-Modell abgebildet. Die Berechnung des Wärmetransports in der Sonde erfolgt über thermische Widerstände. Die Kopplung des 1D-Elementes mit SHEMAT-Suite erfolgt über die berechneten Wärmeströme (Quellterm). Im Gegenzug dazu werden die Temperaturen aus SHEMAT-Suite als Randbedingungen in das Berechnungsmodul für die Erdwärmesonde übergeben.

SHEMAT-Suite berechnet den Wärmetransport auf Basis der Wärmeleitung und der Konvektion (freie und erzwungene Konvektion). Eine Auffächerung der Temperaturfahne durch Dispersion wird dagegen, ebenso wie in vielen anderen kommerziellen numerischen Programmen, vernachlässigt (Mottaghy & Dijkshoorn, 2012). Da im Rahmen dieser Arbeit die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen im Vordergrund steht, stellt die Vernachlässigung der Dispersion jedoch keine entscheidende Einschränkung dar (vgl. Kapitel 4.1.4).

8.3.2 Integration des Berechnungsansatzes in SHEMAT-Suite

Die Implementierung des neuen Berechnungsansatzes in die Software SHEMAT-Suite erfolgte auf Basis des Modell-in-Modell-Ansatzes (vgl. Kapitel 7.1) durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH. Durch die Kombination des semi-analytischen Bauteilmodells mit numerischen Methoden können die Maßstabunterschiede zwischen dem Bauteil und dem Untergrund ausgeglichen werden, wodurch die Modellgröße und damit die Rechenzeiten im Vergleich zu vollständig diskretisierten numerischen Modellen deutlich reduziert werden können. Der numerische Ansatz folgt im Wesentlichen dem Prinzip des Berechnungsansatzes für Erdwärmesonden nach Mottaghy & Dijkshoorn (2012), wobei eine Anpassung auf die Verhältnisse bei flächigen Bauteilen vorgenommen wurde. Das thermo-aktive Bauteil wird dabei als 2D-Flächenelement abgebildet. Die Berechnung der Vorgänge im Bauteil erfolgt wiederum auf Basis des in Kapitel 8.2 vorgestellten Widerstandsmodells. Bei diesem Vorgehen wird die Tatsache ausgenutzt, dass sich die (Bauteil-)Verhältnisse zwar in horizontaler Richtung auf einem kleinen Maßstab ändern. In vertikaler Richtung können sie jedoch als nahezu konstant angesehen werden. Zur Vermeidung der feinen Diskretisierung in horizontaler Richtung wird der entsprechende horizontale Wärmestrom daher mit Hilfe des vorgestellten Widerstandsmodells berechnet, während in vertikaler Richtung die FDM genutzt wird.

Innerhalb des Moduls werden für jede Zelle i folgende Berechnungsschritte durchgeführt (siehe Bild 8.9): 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 temperaturabhängig 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 die Stoffdaten Abhängigkeit des Glykol-Gehalts, wobei des Wärmeträgermediums GLYKOLSOL-N der Firma proKÜHLSOLE verwendet werden. Die Nusselt-Zahl wird nach Kapitel 4.3.4 für den Fall einer konstanten Wandtemperatur und für eine hydrodynamisch vollausgebildete Strömung mit thermischem Anlauf in Abhängigkeit des vorliegenden Strömungszustands berechnet. Dabei wird eine mittlere Nusselt-Zahl verwendet. Auf die Berechnung einer lokalen Nusselt-Zahl wird verzichtet, da die Änderung der Verhältnisse in Rohrlängs- und Querrichtung für den Anwendungsfall der thermo-aktiven Bauteile gering ist. Somit ist auch die Differenz zwischen lokaler und mittlerer Nusselt-Zahl vernachlässigbar gering.



Bild 8.9 Prinzip der numerischen Umsetzung (Kürten et al., 2014)

Mit Hilfe der Kerntemperatur können wiederum die Wärmeströme q_1 und q_2 in die benachbarten Räume bzw. Zellen nach Gleichung (8-4) und (8-5) berechnet werden. Diese Wärmeströme werden an das 3D-Bodenmodell in SHEMAT-Suite in Form von Quelltermen übergeben. Durch die Übergabe von beiden Wärmeströmen kann die Richtungsabhängigkeit der Vorgänge und damit der unsymmetrische Wärmetransport bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen abgebildet werden. In umgekehrter Weise werden die in SHEMAT-Suite berechneten Temperaturen (T₁ und T₂) als Randbedingung an das 2D-Flächenmodul (Bauteilmodell) übergeben und die Berechnung startet für einen neuen Zeitschritt erneut.

Durch die Kopplung des Bauteilmodells an das Untergrundmodell kann für den äußeren Wärmeübergangswiderstand $R_{s,e} \rightarrow \infty$ angenommen werden, da die Effekte aus Konvektion (und Strahlung) in SHEMAT-Suite berücksichtigt werden. Die Temperatur an der Bauteiloberfläche entspricht damit der Temperatur T₁.

Durch die Nutzung der Finiten-Differenzen-Methode in vertikaler Richtung im 2D-Flächenmodul wird die Rücklauftemperatur direkt aus der Vorlauftemperatur berechnet. Auf die Berechnung eines Strömungswiderstands bzw. einer mittleren Fluidtemperatur kann im numerischen Modell somit verzichtet werden. Aus der Differenz zwischen Vorlauf- und Rücklauftemperatur und dem vorhandenen Volumenstrom wird die Leistung des Systems nach Gleichung (2-3) berechnet. Die sich einstellende Rücklauftemperatur kann darüber hinaus als Eingangsgröße für die Berechnung des Sekundärkreislaufs bzw. der Wärmepumpe verwendet werden.

Alternativ zur Vorgabe einer (zeitlich variablen) Vorlauftemperatur kann auch eine (zeitlich variable) Heizleistung für das System vorgegeben werden. Dabei ist sowohl die Betrachtung eines Dauerbetriebs als auch eines intermittierenden Betriebs (on/off) möglich. Für den off-Zustand wird der Widerstand der Rohrströmung nur auf Basis der Wärmeleitung sowohl im Fluid als auch in der Rohrwand berechnet (Mottaghy & Dijkshoorn, 2012).

Mit dem numerischen Berechnungsmodul kann sowohl eine lange Rohrschlaufe mit beliebiger Anzahl an Umlenkungspunkten (Reihenschaltung) als auch eine Parallelschaltung von mehreren Teilsystemen abgebildet werden. Bei einer Reihenschaltung werden dabei alle Teilsysteme mit dem gleichen Volumenstrom und der gleichen Vorlauftemperatur bzw. der gleichen Heizleistung beaufschlagt. Verschiedene Betriebszustände in den Teilsystemen können somit 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.

Durch die Kopplung des Berechnungsansatzes (Widerstandsmodell) mit dem Finite-Differenzen-Programm SHEMAT-Suite können nun alle Einflussfaktoren auf den Wärmeübergang bei flächigen Bauteilen berücksichtigt werden. Dabei können sowohl die kleinmaßstäblichen Einflüsse aus dem Bauteil (Bauteilschichten, Rohrströmung, Geometrie des Absorbersystems, etc.) als auch die großflächigen Einflüsse aus dem Untergrund (Grundwasser, Temperaturen, thermische Bodeneigenschaften, Bodenschichtung, etc.) abgebildet werden. Die Rechenzeiten fallen im Vergleich zu vollständig diskretisierten Modellen jedoch deutlich geringer aus (siehe Kapitel 8.4).

8.4 Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsansatzes

Die Verifizierung und Kalibrierung des Berechnungsansatzes sowie der numerischen Implementierung erfolgte in zwei Schritten. Die entsprechenden Untersuchungen wurden dabei zusammen mit der Geophysica Beratungsgesellschaft mbH durchgeführt. Zur Verifizierung des mathematischen Ansatzes und dessen numerischer Umsetzung wurde im ersten Schritt ein Benchmark-Test durchgeführt. Dazu wurde der entwickelte numerische Ansatz mit einem vollständig diskretisierten Finite-Elemente-Modell verglichen (siehe Kapitel 8.4.1). Im zweiten Schritt wurden die numerische Ergebnisse den Resultaten aus den Laborversuchen gegenübergestellt und bewertet (siehe Kapitel 8.4.2).

8.4.1 Benchmark-Test

Zur Verifizierung des Berechnungsansatzes und dessen numerischer Implementierung wurde zuerst ein Benchmark-Test mit dem Finite-Elemente Programm COMSOL Multiphysics (im Folgenden COMSOL) durchgeführt. Dazu wurde ein homogener Betonkörper betrachtet, in dem sich mittig eine durchströmte Rohrschlaufe (U-Rohr) befindet. Die Abmessungen des Betonkörpers betrugen 10 m x 10 m x15 m. Die Geometrie des Absorbersystems wurde in Anlehnung an die Laborversuche bzw. an die thermo-aktiven Abdichtungselemente gewählt. Die Eingangsparameter für das Modell sind in Tabelle 8.1 dargestellt. Für diesen ersten Benchmark-Test wurden die physikalischen Eigenschaften des Fluids in beiden numerischen Modellen als temperaturunabhängig definiert.

Parameter	Symbol	Wert
Rohrdurchmesser (außen)	da [mm]	25
Wandstärke des Rohres	tw [mm]	1,0
Rohrabstand	a [m]	0,30
Rohrlänge (gesamt)	L _p [m]	20,3
Wärmeleitfähigkeit Rohr	$\lambda_p \left[W/(mK) \right]$	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	$\lambda_c [W/(mK)]$	2,3
Simulationszeit	t [d]	300

Tabelle 8.1	Eigenschaften	des Benchmark-Tests	\$
	Ligonoonarton		•

Die Ergebnisse des Benchmark-Tests sind in Bild 8.10 dargestellt. Abgebildet sind die resultierenden Temperaturverteilungen aus dem SHEMAT-Suite-Modell und dem COMSOL-Modell. Die modellierte Rücklauftemperatur in SHEMAT-Suite betrug im stationären Zustand $T_{aus} = 1,57$ °C. Die mit COMSOL berechnete Temperatur lag bei $T_{aus} = 1,59$ °C, sodass die beiden Modelle sehr gute Übereinstimmungen liefern. Durch den Benchmark-Test konnte somit die Gültigkeit des mathematischen Ansatzes nachgewiesen werden.

Die im Bild 8.10 dargestellten Temperaturen sind für beide Modelle trotzdem unterschiedlich, da in SHEMAT-Suite die Temperaturen im Bauteil in einem separaten Modul berechnet werden. Die dargestellten Temperaturen (Bild 8.10, links) entsprechen daher den Temperaturen an der Bauteiloberfläche (T_1 bzw. T_2) und nicht der minimalen Absorbertemperatur (Vorlauftemperatur), wie im COMSOL-Modell (Bild 8.10, rechts).



Bild 8.10 Ergebnisse des Benchmark-Tests (Kürten et al., 2014)

8.4.2 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 6.3). Dazu wurden numerische Modelle auf Basis der Laborversuche sowohl in COMSOL als auch in SHEMAT-Suite aufgesetzt. Somit kann zwischen Ungenauigkeiten im mathematischen Ansatz und Messungenauigkeiten in den Laborversuchen unterschieden werden.

Die Materialeigenschaften sowie die Modellgröße wurden auf Basis der durchgeführten Laborversuche gewählt (siehe Kapitel 6.3). Dabei wurden die Ergebnisse aus allen drei Großversuchen verwendet. Bei der Abbildung der ersten beiden Großversuche, bei denen eine senkrechte Anströmung der Wand stattfand, musste das Modell aus numerischen Gründen jedoch insofern abgeändert werden, dass die Wand in Modellmitte platziert wurde. Einzelheiten zu den ersten Vergleichsrechnungen können Kürten et al. (2014) entnommen werden.

Ein Vergleich der mit SHEMAT-Suite simulierten Ergebnisse und den Ergebnissen aus den Laborversuchen auf Basis des Systems 2.2 und einer Grundwasserströmung von $v_f = 1$ m/d ist in Tabelle 8.2 dargestellt. Die mit SHEMAT-Suite simulierten Temperaturen und Leistungen liegen demnach innerhalb der Streuweite der Laborergebnisse. In Anbetracht der geringen Messgenauigkeit in den ersten Großversuchen ($\Delta T = \pm 0,5$ K) und der leicht abweichenden Anordnung der Wand im Modell und im Labor zeigen die Ergebnisse jedoch gute Übereinstimmungen.

Parameter	Symbol	Labor	SHEMAT-Suite	
Q _v = 100 l/h				
Vorlauftemperatur	T _{ein} [°C]	2,5 – 2,8	2,5	
Rücklauftemperatur	T _{aus} [°C]	2,8 - 3,3	3,2	
Leistung	P [W]	61,5 – 85,3	80	
Q _v = 183 l/h				
Vorlauftemperatur	T _{ein} [°C]	2,4 - 2,7	2,5	
Rücklauftemperatur	T _{aus} [°C]	2,7 – 3,2	2,9	
Leistung	P [W]	85,2 - 94,5	85	

 Tabelle 8.2
 Vergleich der numerischen Simulationen mit den Ergebnissen aus den ersten beiden Großversuchen

Ein detaillierterer und genauerer Vergleich ist für die Ergebnisse des dritten Großversuchs möglich. Hierbei wurden zum einem Temperatursensoren des Typs PT 100 verwendet, die über eine höhere Messgenauigkeit von $\Delta T = \pm 0,1$ K verfügen. Zum anderen wurde die Wand parallel zur Strömung angeordnet, sodass ein realitätsnahes numerisches Modell verwendet werden konnte. Der dritte Großversuch wurde sowohl in SHEMAT-Suite mit dem neuem Berechnungsansatz als auch in COMSOL als 3D-Modell abgebildet. In COMSOL wurde dabei wiederum ein vollständig diskretisiertes Modell verwendet.

Die Vorlauftemperatur, die Grundwassergeschwindigkeit, der Volumenstrom und die Untergrundtemperatur wurden für jeden Teilversuch entsprechend der Laborwerte gewählt. Die numerische Berechnung erfolgte in beiden Modellen instationär, sodass auch schwankende Vorlauftemperaturen berücksichtigt werden konnten. Die Eigenschaften der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Modelle sind in Tabelle 8.3 dargestellt.

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

Tabelle 8.3 Eigenschaften der zum Vergleich verwendeten Teilversuche

Der Volumenstrom und die Grundwassergeschwindigkeit wurden während der Simulation konstant gehalten. Die mittlere Bodentemperatur wurde als Anfangs- und Randbedingung verwendet. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass durch die Vorgabe einer konstanten (mittleren) Vorlauftemperatur die Verhältnisse nicht 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.

Die Abmessungen der numerischen Modelle entsprachen denen der Versuchsgrube. Eventuell vorhandene Randeinflüsse waren somit sowohl in den numerischen Modellen als auch im Labor vorhanden. In COMSOL wurde die Rohranordnung in der Wand identisch zum Labor abgebildet (siehe Bild 6.12), sodass sowohl die U-Schlaufen, als auch die W-Schlaufen im Modell gleichzeitig vorhanden waren. In SHEMAT-Suite wurde auf eine explizite Abbildung aller vier Teilsysteme verzichtet und je nach Versuch nur die durchströmten Rohre in der Wand angeordnet. Die Eigenschaften der numerischen Modelle sind in Tabelle 8.4 zusammengefasst.

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∟ [m]	0,002	
Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle	λ _L [W/(mK)]	0,4	
Dicke der Rohrschicht	d2 [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/m²K]	0,001	
innerer Wärmeübergangswiderstand	R _{s,i} [W/m²K]	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	

 Tabelle 8.4
 Eigenschaften und Abmessungen des numerischen Modells auf Basis des dritten Großversuchs

Die Temperatur an der Außenseite des Versuchsstands (Innenraumtemperatur) wurde messtechnisch nicht erfasst, da durch die umlaufende Dämmung im Versuchsstand Einflüsse aus dem Innenraum (Labor) ausgeschlossen werden konnten. In Bild 8.11 sind die numerisch simulierten Rücklauftemperaturen für eine Temperaturrandbedingung an der Innenseite der Wand

(Modellaußenseite) von $T_2 = 10$ °C und $T_2 = 20$ °C dargestellt. Erwartungsgemäß zeigt sich kein maßgeblicher Einfluss aus der Temperaturrandbedingung. Auf Grund der Trägheit des Systems (Kapazitätseffekte) 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.



Bild 8.11 Sensitivitätsanalyse für die Temperaturrandbedingung an der Innenseite T₂

In Bild 8.12 sind die Vor- und Rücklauftemperaturen aus beiden numerischen Modellen und dem Labor dargestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung in den Ergebnissen. Die beiden numerischen Ansätze liefern analog zum Benchmark-Test ähnliche Ergebnisse. Die Rechenzeiten variieren jedoch zwischen beiden Modellen deutlich. Während in COMSOL die Simulation eines sechsstündigen Versuchs ca. acht Stunden in Anspruch nahm, konnte das vergleichbare Modell durch SHEMAT-Suite in 10 - 20 Minuten berechnet werden.

Im Rahmen der Laborversuche wurden ca. 40 Einzelversuche durchgeführt, deren Ergebnisse zum Teil deutlichen Streuungen unterworfen waren (vgl. Bild 6.13 bis Bild 6.15). Dementsprechend zeigten auch die numerisch berechneten Versuche teilweise deutliche Abweichungen zu den Laborversuchen (vgl. z. B. Versuch W.1.2.1 in Bild 8.12), 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 vergleichbare bzw. ähnliche Ergebnisse, sodass die Abweichungen auf Messungenauigkeiten im Labor zurückzuführen sind. So konnte beispielsweise ein hundertprozentig konstanter Volumenstrom während des Versuchs mit der vorhandenen Steuerungstechnik nicht erreicht werden. Der genaue zeitliche Verlauf des Volumenstroms im Versuch ist jedoch nicht bekannt. Weiterhin war auch die Temperatur im Bodenkörper zu Versuchsbeginn nicht konstant. Zum Teil wurden Temperaturunterschiede innerhalb des Sandkörpers von bis zu $\Delta T = 3$ K zu Versuchsbeginn gemessen.



Bild 8.12 Vergleich der Ergebnisse aus dem Labor und den numerischen Modellen

Zur Abschätzung des Einflusses dieser beiden Parameter wurden Sensitivitätsanalysen auf Basis des Versuchs W.1.4.1 durchgeführt. Der Volumenstrom wurde dabei um ± 10 % und die Untergrundtemperatur um ± 1 K variiert, wodurch die Messungenauigkeit im Labor abgebildet werden konnte. In Bild 8.13 sind die resultierenden Rücklauftemperaturen für die durchgeführte Sensitivitätsanalyse dargestellt.



Bild 8.13 Sensitivitätsanalyse für die Bodentemperatur und den Volumenstrom

Es zeigt sich, dass auch kleine Änderungen in den beiden Parametern bereits einen deutlichen Einfluss auf die Ergebnisse bewirken. Tendenziell wirkt sich eine Änderung der Bodentemperatur etwas stärker auf die Rücklauftemperatur aus als eine Variation des Volumenstroms. Für den hier verwendeten Referenzversuch betragen die Abweichungen 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.

In den Laborversuchen wurde kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Grundwassergeschwindigkeit und der Entzugsleistung festgestellt (vgl. Kapitel 6.3). Zur Überprüfung dieser Tendenz sind in Bild 8.14 die sich ergebenen Rücklauftemperaturen für eine weitere Sensitivitätsanalyse dargestellt. Hierbei wurden verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten wiederum für den Versuch W.1.4.1 simuliert.



Bild 8.14 Sensitivitätsanalyse für die Grundwasserströmung

Die Rücklauftemperaturen weichen erst ab einer Grundwassergeschwindigkeit von $v_f = 2 \text{ m/d}$ leicht voneinander ab, wobei 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 Bild 8.15). Die Temperaturdifferenzen für die verschiedenen Grundwasserströmungen sind sehr gering, sodass die Tendenzen aus den Laborversuchen wiederum bestätigt werden können. Aus Bild 8.15 wird zusätzlich deutlich, dass eine gegenseitige Beeinflussung der Systeme in den Laborversuchen nicht zu erwarten ist, sodass die Abbildung von nur einem Teilsystem in SHEMAT-Suite keinen Genauigkeitsverlust darstellt.



Bild 8.15 Temperaturfahnen im Laborversuch für verschiedene Grundwassergeschwindigkeit

Mit Hilfe des Benchmark-Tests und dem Vergleich 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 gut geeignet.

9 Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von Energiewänden

Die Leistungsfähigkeit einer Energiewand ist von verschiedenen Faktoren abhängig. Prinzipiell ist hierbei zwischen Einflüssen aus dem Bauteil und dem Untergrund zu unterscheiden. Während die Einflüsse aus dem Bauteil durch geeignete (konstruktive) Maßnahmen beeinflusst werden können, stellen die Untergrundeigenschaften standortspezifische Randbedingungen dar, auf die aktiv kein Einfluss genommen werden kann.

Die den Wärmetransport beeinflussenden Boden- bzw. Standortparameter sind:

- Wärmeleitfähigkeit des Untergrunds,
- 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 Abschätzung des Einflusses der einzelnen Komponenten wurden numerische Simulationen mit dem neu entwickelten Berechnungsmodul durchgeführt. Als Basissystem für die numerische Parameterstudie wurde das Modell der Laborversuche verwendet (vgl. Kapitel 8.4.2). Da die dort auftretenden Temperaturdifferenzen zwischen Vor- und Rücklauf jedoch relativ gering ausfallen, wurde das Modell bzw. die thermisch aktivierte Wand auf eine Länge von L = 5 m (davon die mittleren 3 m thermisch aktiviert) und auf eine Wandtiefe von $H_{Wand} = 5$ 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 sind in Tabelle 9.1 zusammengefasst. Darüber hinaus ist die in der Parameterstudie verwendete Spannweite bzw. Variation der Komponenten angegeben.

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 _{ein} [°C]	2,5	1 – 5
Dicke der Wärmeleitlamelle	d∟ [m]	0,002	0,002 - 0,06
Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle	λ∟ [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⊳ [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/(m ³ K)]	2,7	1,5 – 2,9
Porenanteil des Bodens	n [-]	0,35	
Untergrundtemperatur	Т _в [°С]	10	8 - 13
Grundwassergeschwindigkeit	v _f [m/d]	0	0 – 1,5
Strömungsrichtung	-	parallel	quer

 Tabelle 9.1
 Eigenschaften und Abmessungen des Referenzmodells und deren Variation in der Parameterstudie

Zur Berücksichtigung des Einflusses des Strömungszustands im Absorberrohr wurden die Simulationen jeweils für einen Volumenstrom im Übergangsbereich ($Q_v = 350 \text{ l/h}$) und für eine laminare Rohrströmung ($Q_v = 180 \text{ l/h}$) durchgeführt. Der zeitliche Verlauf der Entzugsleistungen

und der Rücklauftemperaturen ist in Bild 9.1 dargestellt. Die Simulationsdauer wurde zu 720 h gewählt, da sich zu diesem Zeitpunkt ein stationärer Zustand im System einstellt (siehe Bild 9.1). Die sich einstellende Rücklauftemperatur für eine Rohrströmung im Übergangsbereich $(Q_v = 350 \text{ l/h})$ liegt im stationären Zustand bei $T_{aus} = 4,61$ °C. Dies entspricht einer Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf von $\Delta T = 2,11$ K, was zu einer Entzugsleistung von P = 863,2 W führt. Für eine laminare Rohrströmung ergibt sich eine Rücklauftemperatur von $T_{aus} = 5,89$ °C bzw. eine Temperaturdifferenz von $\Delta T = 3,39$ K, was einer Leistung von P = 712,7 W entspricht.



Bild 9.1 Rücklauftemperatur (links) und Entzugsleistung (rechts) im Basismodell

Bei der Auswertung der Parameterstudie werden sowohl die resultierenden Rücklauftemperaturen als auch die sich ergebenen Entzugsleistung in Abhängigkeit der Parameter für den stationären Zustand betrachtet. Während die Entzugsleistung im Wesentlichen ein Kriterium für den effizienten Wärmeentzug aus dem Untergrund darstellt, bildet die Rücklauftemperatur die Eingangsgröße in den Sekundärkreislauf bzw. das Heizsystem. Prinzipiell sind somit hohe Entzugsleistungen bei einer möglichst hohen Rücklauftemperatur wünschenswert.

Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse und der Parameter zu ermöglichen, wird im Folgenden die Entzugsleistung auf die Leistung des Basismodells bezogen. Die Rücklauftemperatur wird über die resultierende Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauftemperatur ΔT dargestellt, sodass hierbei ebenfalls eine Form von Normierung vorgenommen wird und die Ergebnisse untereinander vergleichbar werden.

9.1 Betriebsparameter

9.1.1 Volumenstrom

Der Volumenstrom wurde innerhalb der Parameterstudie zwischen $Q_v = 100 \text{ l/h}$ und $Q_v = 1.000 \text{ l/h}$ variiert. Dies entspricht bei dem hier verwendeten Rohrdurchmesser von $d_i = 20 \text{ mm}$ einer Variation der Reynolds-Zahl von Re = 1.118 bis Re = 11.180. Somit wurden Betriebszustände in allen drei Strömungsbereichen (laminar, Übergangsbereich und turbulent) simuliert. Der laminare Strömungszustand wird ab einem Volumenstrom von ca. $Q_v = 210 \text{ l/h}$

(Re > 2.300) verlassen, während der Übergang zu einer vollausgeprägten turbulenten Strömung bei ca. $Q_v = 900 \text{ l/h}$ (Re > 10.000) liegt (siehe Bild 9.2).

Die normierte Entzugsleistung und die Temperaturdifferenz in Abhängigkeit des Volumenstroms sind in Bild 9.2 dargestellt. Prinzipiell zeigen sich die erwarteten Tendenzen. Mit steigendem Volumenstrom steigt auch die Entzugsleistung durch den erhöhten Energieeintrag aus der Rohrströmung an, während die sich einstellende Temperaturdifferenz sinkt. Durch einen großen Volumenstrom wird die Kontaktzeit des Wärmeträgermediums im Absorberrohr reduziert, wodurch sich die Rücklauftemperatur verringert. Die Entzugsleistung ergibt sich nach Gleichung (2-3) aus dem Produkt von Volumenstrom, Temperaturdifferenz und Wärmekapazität des Wärmeträgermediums. Die Abnahme der Rücklauftemperatur kann durch eine Potenzfunktion approximiert werden (siehe Bild 9.2, rechts). Die Abnahme der Rücklauftemperatur ist jedoch betragsmäßig stets kleiner als die Zunahme des Volumenstroms, sodass sich in Summe eine Vergrößerung der Leistung mit steigendem Volumenstrom einstellt. Da die Abnahme der Rücklauftemperatur nicht linear verläuft, folgt auch die Zunahme der Entzugsleistung keinem linearen Verlauf (siehe Bild 9.2, links).



Bild 9.2 Einfluss des Volumenstroms auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Weiterhin verdeutlicht Bild 9.2 den Einfluss der verschiedenen Strömungszustände im Rohr auf die Entzugsleistung. Während beim Verlassen des laminaren Bereichs ($Q_v = 210 \text{ l/h}$) ein deutlicher Knick im Verlauf der Leistung zu erkennen ist, verläuft der Übergang in den turbulenten Bereich fließend. Beim Verlassen des laminaren Strömungsbereichs tritt eine deutliche Vergrößerung der Nusselt-Zahl und damit des Wärmeübergangskoeffizienten auf (siehe Bild 4.7). Der Übergang in den turbulenten Bereich ist dagegen nicht mit einem ausgeprägten Sprung in der Nusselt-Zahl verbunden. Der Abfall der Temperaturdifferenz erfolgt dagegen kontinuierlich mit steigendem Volumenstrom, sodass hierbei kein Unterschied zwischen den Strömungszuständen vorliegt.

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. Die Druckverluste für das hier verwendete System in Abhängigkeit des Volumenstroms sind in Bild 9.3 dargestellt. Hierbei wurden sowohl die Verluste aus Rohrreibung als auch die örtlichen Verluste aus der Rohrumlenkung betrachtet (vgl. Kapitel 4.3.2).



Bild 9.3 Druckverluste in Abhängigkeit des Volumenstroms

Es zeigt sich, dass die Druckverluste mit zunehmenden Volumenstrom stark ansteigen. Der Verlauf kann analog zur Temperaturdifferenz durch eine Potenzfunktion angenähert werden. Analog zu den Entzugsleistungen ist auch bei den Druckverlusten ein deutlicher Knick im Verlauf beim Verlassen des laminaren Strömungsbereichs zu verzeichnen, während der Übergang in den turbulenten Strömungsbereich kontinuierlich verläuft.

Der Volumenstrom war in den Laborversuchen und in der Kalibrierung des Berechnungsmoduls ein maßgebender Einflussparameter. Dies konnte durch die hier durchgeführte Parameterstudie bestätigt werden. Prinzipiell sollte 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 sehr kleinen 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.

9.1.2 Vorlauftemperatur

Durch die Vorlauftemperatur wird maßgeblich die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem beeinflusst. Eine hohe Vorlauftemperatur führt somit zu einer geringen wirksamen Temperaturdifferenz aber auch zu einer erhöhten Eingangstemperatur in das Heizsystem.

Der Einfluss der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung und die Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf ist in Bild 9.4 dargestellt. Erwartungsgemäß sinkt die Leistung mit steigender Vorlauftemperatur bzw. kleinerer wirksamer Temperaturdifferenz, wobei ein linearer Zusammenhang zwischen bezogener Entzugsleistung und Temperatur besteht. Der Zusammenhang zwischen bezogener Leistung und Vorlauftemperatur ist dabei unabhängig vom Strömungszustand im Absorbersystem (siehe Bild 9.4, links). Ein Vergleich von Bild 9.4 und Bild 9.2 zeigt, dass die Auswirkungen der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung in derselben Größenordnung liegen, wie die Auswirkungen des Volumenstroms.



Bild 9.4 Einfluss der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Analog zum Verlauf der Leistungen führt eine Erhöhung der Vorlauftemperatur auch zu einer Reduzierung der Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf, wobei wiederum ein linearer Zusammenhang angenommen werden kann (siehe Bild 9.4, rechts). Die Steigung der Geraden ist dabei für Volumenströme im Übergangsbereich kleiner als für laminare Strömungszustände. Weiterhin ist die Temperaturdifferenz für laminare Strömungszustände insgesamt größer als für eine Strömung im Übergangsbereich, was wiederum auf die längere Kontaktzeit des Fluids im Rohr zurückzuführen ist (vgl. Kapitel 9.1.1). In Zusammenhang mit dem unterschiedlichen Energieeintrag aus dem Volumenstrom führt dies dazu, dass die Auswirkung der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung unabhängig vom Strömungszustand im Rohr ist.

9.1.3 Wärmeträgermedium

Herkömmliche Anlagen der oberflächennahen Geothermie werden oftmals zur Erhöhung der Frostsicherheit mit einem Wasser-Glykol-Gemisch betrieben. Somit sind auch Temperaturen kleiner Null Grad Celsius im Absorbersystem möglich, wodurch die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Absorbersystem und Untergrund erhöht werden kann. Darüber hinaus wird durch die Zugabe von Glykol die Korrosionsbeständigkeit des Systems erhöht. Wasser-Glykol-Gemische weisen jedoch auch andere physikalische Eigenschaften als reines Wasser auf (siehe Bild 4.9). So wird insbesondere die Viskosität mit steigendem Glykol-Gehalt erhöht, während die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität reduziert werden.

Der Einfluss des Glykol-Gehalts auf die Leistung und die Temperaturdifferenz im Absorbersystem sowohl für eine Strömung im Übergangsbereich ($Q_v = 350 l/h$) als auch im laminaren Bereich ($Q_v = 180 l/h$) ist in Bild 9.5 dargestellt. Der Glykol-Gehalt wurde auf Basis der Herstellerempfehlungen zwischen 20 Vol.-% und 35 Vol.-% variiert. Glykol-Gehalte unter 20 Vol.-% und über 38 Vol.-% sollen in der Praxis nicht verwendet werden.



Bild 9.5 Einfluss des Glykol-Gehalts auf die und Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Durch die Zugabe von Glykol sinkt die Leistung des Systems (siehe Bild 9.5, links). Der Leistungsabfall findet direkt bei der Zugabe des minimalen Glykol-Gehalts statt, wobei dieser für den erhöhten Volumenstrom (Übergangsbereich) deutlich ausgeprägter ist als für den niedrigen Volumenstrom im laminaren Bereich. Eine weitere Erhöhung des Glykols-Gehalts führt zwar zu einer weiteren Reduzierung der Leistung. Diese ist jedoch dann nicht mehr stark ausgeprägt. Die Leistungsänderung mit steigendem Glykol-Gehalt kann über einen linearen Zusammenhang approximiert werden, wobei die Steigung der resultierenden Geraden nahezu unabhängig vom Volumenstrom ist (siehe Bild 9.5, links).

Der Leistungsabfall durch die Zugabe von Glykol ist auf die Reduzierung der Nusselt-Zahl und der Reynolds-Zahl mit steigendem Glykol-Gehalt zurückzuführen (siehe Bild 9.6). Die Reduktion der Nusselt-Zahl beruht auf der Verschlechterung der thermischen Eigenschaften des Fluids. Die Reduktion der Nusselt-Zahl geht einher mit einer Erhöhung des konvektiven Rohrwiderstands, wodurch die Leistung des Systems sinkt. Die Reduzierung der Reynolds-Zahl begründet sich vor allem durch die erhöhte Viskosität des Fluids mit steigendem Glykol-Gehalt. Somit sinkt auch die Strömungsgeschwindigkeit im Rohr, wodurch der Wärmeübergang weiter verschlechtert wird.



Bild 9.6 Nusselt-Zahl (links) und Reynolds-Zahl (rechts) in Abhängigkeit des Glykol-Gehalts

Besonders ausgeprägt sind diese Zusammenhänge für den hohen Volumenstrom. Durch die Zugabe des minimalen Glykol-Gehalts wird die Strömungsgeschwindigkeit soweit reduziert, dass sich die Strömung nicht mehr im Übergangsbereich befindet, sondern ein laminarer Strömungszustand vorliegt (siehe Bild 9.6, rechts). Während die Reynolds-Zahl für reines Wasser für einen Volumenstrom von $Q_v = 350 \text{ l/h}$ bei ca. Re = 3.900 liegt, beträgt sie für eine Sole mit

einem Glykol-Gehalt von 20 Vol.-% nur noch ca. Re = 2.000. Die Nusselt-Zahl reduziert sich für diesen Volumenstrom von ca. Nu = 25,6 auf Nu = 4,5. Diese beiden Effekte führen zu der deutlichen Leistungsminderung.

Durch den Glykol-Gehalt wird auch die Temperaturdifferenz im System beeinflusst (siehe Bild 9.5, rechts). Prinzipiell führt ein steigender Glykol-Gehalt zu einer erhöhten Temperaturdifferenz, was wiederum durch die geringere Strömungsgeschwindigkeit und damit die größere Kontaktzeit im Rohr begründet werden kann. Das Verhalten beim minimalen Glykol-Gehalt ist jedoch für den hohen und den niedrigen Volumenstrom unterschiedlich. Während beim niedrigen Volumenstrom aus den oben genannten Gründen eine Erhöhung der Temperaturdifferenz stattfindet, ist bei dem hohen Volumenstrom ein Abfall in den Rücklauftemperaturen zu verzeichnen. Dieser resultiert aus der deutlichen Reduzierung der Nusselt-Zahl (siehe Bild 9.6, links), welche durch die erhöhte Kontaktzeit des Fluids nicht kompensiert werden kann.

Durch die Zugabe von Glykol wird somit die Leistungsfähigkeit des thermo-aktiven Bauteils je nach vorhandenem Volumenstrom deutlich reduziert. Auf der anderen Seite kann durch die Zugabe von Glykol die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Bauteil und Untergrund vergrößert werden, was wiederum zu einer deutlichen Leistungssteigerung führt (siehe Kapitel 9.1.2). Statische Bauteile, die thermisch aktiviert werden, dürfen in der Regel keiner Frostbeanspruchung ausgesetzt werden, um die Tagfähigkeit nicht zu beeinträchtigen. In diesem Fall sind Fluidtemperaturen unterhalb von Null Grad Celsius per se ausgeschlossen, sodass auf die Verwendung von Glykol verzichtet werden sollte. Ist eine Frostbeanspruchung des thermo-aktiven Bauteils möglich, ist die Leistungssteigerung durch die erhöhte wirksame Temperaturdifferenz größer, als der Leistungsverlusts durch die Zugabe des Glykols (vgl. Bild 9.4 und Bild 9.5), sodass in diesem Fall die Verwendung eines minimalen Glykol-Gehalts empfohlen wird. Die Zugabe eines minimalen Glykol-Gehalts von 20 Vol.-% kann als ausreichend angesehen werden, da bereits durch diese eine Reduzierung des Gefrierpunkts auf ca. T = -9 °C erreicht wird. Größere Temperaturgradienten sind in der Regel nicht erforderlich, da dann die Regeneration des Untergrunds im Sommer nicht mehr ausreichend gewährleistet werden kann.

9.2 Untergrund- bzw. Standorteigenschaften

9.2.1 Untergrundtemperatur

Durch die Untergrundtemperatur wird analog zur Vorlauftemperatur die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem beeinflusst. Die Untergrundtemperatur ist stark standortabhängig. So ist sie in Städten deutlich höher als in ländlichen Gebieten (siehe Kapitel 5.3). Für die Parameterstudie wurde die Untergrundtemperatur daher zwischen $T_B = 8$ °C und $T_B = 20$ °C variiert, was der möglichen Streuweite der Temperaturen entspricht. Der Einfluss der Untergrundtemperatur auf die bezogene Entzugsleistung und die Temperaturdifferenz im Absorbersystem ist in Bild 9.7 dargestellt.



Bild 9.7 Einfluss der Untergrundtemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Es ergeben sich prinzipiell dieselben Zusammenhänge wie für den Einfluss der Vorlauftemperatur (siehe Kapitel 9.1.2). Mit steigender Untergrundtemperatur bzw. wirksamer Temperaturdifferenz steigen auch die Entzugsleistung und die Temperaturdifferenz linear an, wobei der Strömungszustand keinen Einfluss auf den Verlauf der bezogenen Leistungen besitzt. Die Steigung im Verlauf der Temperaturdifferenz ist wiederum für laminare Verhältnisse leicht größer als für eine Strömung im Übergangsbereich.

Die Auswirkungen der Untergrundtemperatur liegen in derselben Größenordnung wie die Auswirkungen der Vorlauftemperatur (vgl. Bild 9.4). Diese Tendenz wurde auch in den Laborversuchen (Großversuch 3) festgestellt (vgl. Bild 6.14). Ein detaillierterer Vergleich des Einflusses der Vorlauftemperatur und der Untergrundtemperatur ist in Bild 9.8 dargestellt. Dazu wurden die bezogenen Leistungen in Abhängigkeit der wirksamen Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorber aufgetragen.



Bild 9.8 Vergleich des Einflusses der Untergrundtemperatur und der Vorlauftemperatur auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Aus Bild 9.8 wird deutlich, dass die Vorlauftemperatur einen größeren Einfluss auf die Entzugsleistung und die Rücklauftemperatur ausübt, als die Untergrundtemperatur. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die (thermischen) Eigenschaften des Wärmeträgerfluids temperaturabhängig sind. So führt eine Reduzierung der Vorlauftemperatur zu einer Vergrößerung der Nusselt-Zahl und einer Reduzierung der Reynolds-Zahl, sodass durch die Vorlauftemperatur auch der

konvektive Rohrwiderstand beeinflusst wird. Weiterhin ist zu beachten. dass die Untergrundtemperatur in den Simulationen eine Anfangsbedingung darstellt. Die Temperatur wird in der Nähe der Wand durch den Wärmeentzug abgekühlt, sodass sich die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorber mit der Zeit reduziert. Die Vorlauftemperatur wird dagegen in den Simulationen konstant gehalten, sodass ein permanenter Energieeintrag ins System stattfindet. Dies führt dazu, dass eine Änderung der Vorlauftemperatur in Summe eine größere Auswirkung auf das System ausübt 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 Vorlauftemperaturen realisiert werden, die wiederum den Wirkungsgrad der Wärmepumpe steigern.

Thermo-aktive Bauteile werden in der Regel innerstädtisch eingesetzt, sodass eine vergleichsweise hohe Untergrundtemperatur angenommen werden kann, wodurch die Gesamteffektivität des Systems steigt. Weiterhin ist zu beachten, dass thermo-aktive Bauteile in der Regel oberflächennah eingesetzt werden, sodass sie im Einflussbereich jahreszeitlicher Temperaturschwankungen liegen (vgl. Bild 5.1). Die in Kapitel 5.4 durchgeführten Untersuchungen haben ergeben, dass die Vernachlässigung von jahreszeitlichen Temperaturänderungen bei der Berechnung von thermoaktiven Bauteilen zu einer Fehleinschätzung der Leistung führen kann. Somit ist für eine Anlagenplanung stets eine genaue Erkundung der Untergrundtemperatur erforderlich. Die Abbildung des jahreszeitlichen Temperaturzyklus kann dabei nach dem im Kapitel 5.2 vorgestellten Verfahren erfolgen. Bei innerstädtischen Bauteilen sind ggf. Korrekturen auf Grund des UHI-Effekts vorzunehmen (siehe Kapitel 5.3). Weiterhin können die klimatisch bedingten Temperaturschwankungen durch den Einfluss unterirdischer Bauwerke und / oder der Gruppenwirkung von Bauteilen abgeschirmt werden. Da bereits Änderung der Untergrundtemperatur von $\Delta T_B = 1$ K merkliche Auswirkungen auf die Leistungsfähigkeit des Systems haben können (vgl. Bild 9.7, links), ist für die Berechnung von innerstädtischen thermo-aktiven Bauteilen somit stets eine standortspezifische, maßgebende (instationäre) Untergrundtemperatur zu definieren.

9.2.2 Innenraumtemperatur

Durch die Innenraumtemperatur wird vor allem der Wärmestrom q_2 aus bzw. in den Innenraum beeinflusst. Wird der angrenzende Innenraum durch das thermo-aktive Bauteil zumindest indirekt beheizt, ist der Wärmestrom q_2 zu minimieren, da ansonsten ein thermischer Kurzschluss bzw. "Wärmeklau" vorliegen würde. Da für die Beurteilung des Einflusses der Innenraumtemperatur eine Unterscheidung zwischen den Wärmeströmen q_1 und q_2 erforderlich ist, wurden analytische Berechnungen für den stationären Zustand nach dem in Kapitel 8.2 vorgestellten Berechnungsansatz durchgeführt und auf eine detaillierte numerische Simulation verzichtet. Die Abmessungen und Randbedingungen wurden dabei entsprechend des Basismodells (vgl. Tabelle 9.1) gewählt. Die einfachste Möglichkeit zur Reduzierung des Wärmestroms q_2 ist das Aufbringen einer Dämmung an der Innenseite des thermo-aktiven Bauteils. Dabei bewirkt bereits eine geringe Dämmschichtdicke von ca. $d_D = 2$ cm eine deutliche Reduzierung des Wärmestroms nach außen (siehe Bild 9.9, rechts). Dabei sind die Auswirkungen für laminare Strömungsverhältnisse im Absorbersystem ausgeprägter als bei einer Rohrströmung im Übergangsbereich, wobei der Anteil des Wärmestroms q_2 für laminare Strömungsverhältnisse größer ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die absolute Größe des Volumenstroms nahezu unabhängig vom Volumenstrom im Rohr ist. Da der gesamte Wärmestrom jedoch bei einer laminaren Strömung kleiner ist (vgl. Kapitel 9.1.1), steigt der Anteil des Wärmestroms q_2 am Gesamtwärmestrom für laminare Strömungsverhältnisse an.



Bild 9.9 Einfluss einer Dämmung auf der Innenseite auf die (gesamte) Entzugsleistung (links) und den Anteil des Wärmestroms q₂ am Gesamtwärmestrom (rechts)

Der Einfluss der Dämmung auf die gesamte bezogene Entzugsleistung ist dagegen äußerst gering (siehe Bild 9.9, links), wobei hier keine zusätzliche Abhängigkeit vom Volumenstrom besteht. Somit ist bewiesen, dass durch das Aufbringen einer Dämmung lediglich der Wärmestrom q_2 minimiert wird und keine nachteiligen Auswirkungen auf den Wärmeentzug aus dem Untergrund bestehen. Ab einer Dämmschichtdicke von $d_D = 5$ cm ist kein nennenswerte Verbesserung des Wärmestroms mehr zu verzeichnen, sodass auf das Aufbringen einer größeren Dämmschichtdicke aus wirtschaftlicher Sicht verzichtet werden kann.



Bild 9.10 Einfluss der Innenraumtemperatur auf die (gesamte) Entzugsleistung (links) und den Anteil des Wärmestroms q₂ am Gesamtwärmestrom (rechts)

Der Einfluss der Innenraumtemperatur auf die bezogene Entzugsleistung sowie auf den Anteil des Wärmestroms q_2 ist in Bild 9.10 dargestellt. Für den Fall einer gedämmten Innenseite ist quasi kein Einfluss aus der Innenraumtemperatur auf die Leistung des Systems zu verzeichnen. Selbst für den Fall einer ungedämmten Innenseite fallen die Änderungen in der bezogenen Leistung vergleichsweise gering aus. Ein zusätzlicher Einfluss aus dem Strömungszustand im Rohr liegt nicht vor. Im Gegensatz dazu nimmt der Wärmestrom q_2 mit steigender Innenraumtemperatur zu (siehe Bild 9.10, rechts). Diese Zunahme ist für den Fall einer ungedämmten Innenseite besonders ausgeprägt. So übersteigt ab einer Innenraumtemperatur von ca. $T_2 = 15$ °C der Wärmestrom q_2 den Wärmestrom q_1 (siehe Bild 9.10), sodass dann der hauptsächliche Wärme- bzw. Energiegewinn nicht mehr aus dem Untergrund sondern aus dem Innenraum erfolgt. Analog zum Einfluss der Dämmung ist der Anteil des Wärmestroms q_2 für eine laminare Rohrströmung größer als für Strömungszustände im Übergangsbereich. Dies ist erneut darauf zurückzuführen, dass für eine laminare Rohrströmung der gesamte Wärmestrom sinkt, während der Wärmestrom q_2 nahezu konstant bleibt.

Thermisch aktivierte Kellerwände verfügen aus bauphysikalischen Gründen in der Regel über eine Wärmedämmung, um die Wärmeverluste aus dem Gebäude zu minimieren. Für diesen Fall fällt der Einfluss der Innenraumtemperatur auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen somit gering aus. Der (unvermeidbare) Wärmestrom q_2 , welcher als Energieverlust angesehen werden kann, liegt dann unterhalb von 10 % des gesamten Wärmestroms. Für flächige thermo-aktiven Bauteile im Tunnelbau ist der Einfluss der Innenraumtemperatur von größerer Bedeutung. Wird die Innenseite des Bauteils nicht geothermisch beheizt, wie z. B. bei Tunnelinnenschalen, kann der größere Wärmestrom q_2 die Gesamteffizienz des Systems erhöhen (vgl. Kapitel 3.4). Wird das Bauteil jedoch für die Klimatisierung von angrenzenden Räumen (z. B. Energieschlitzwände in Haltestellenbereichen) eingesetzt, sollte auch hier der Wärmestrom q_2 durch geeignete konstruktive Maßnahmen minimiert werden. Einzelheiten hierzu können Kapitel 9.3 entnommen werden.

9.2.3 Thermische Bodeneigenschaften

Die maßgebenden Bodeneigenschaften zur Beschreibung des Wärmetransports sind die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität. Während die Wärmeleitung den advektiven Wärmetransport beschreibt, beeinflusst die Wärmekapazität im Wesentlichen den konvektiven Wärmetransport sowie die instationäre Temperaturausbreitung im Untergrund. Zur Ermittlung des Einflusses der thermischen Bodeneigenschaften auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen wurden beide Parameter getrennt voneinander innerhalb ihrer natürlichen Streuweite variiert (vgl. Tabelle 4.4). Für die Wärmekapazität wurde somit ein Spektrum zwischen $c_{v,B} = 1,5 \text{ MJ/(m^3K)}$ und $c_{v,B} = 2,9 \text{ MJ/(m^3K)}$ und für die Wärmeleitfähigkeit zwischen $\lambda_B = 1,0 \text{ W/(mK)}$ und $\lambda_B = 4,0 \text{ W/(mK)}$ verwendet.

Wärmekapazität

Der Verlauf der Rücklauftemperatur bei einem Volumenstrom von $Q_v = 350 \text{ l/h}$ in Abhängigkeit der Wärmekapazität des Bodens ist in Bild 9.11 dargestellt. Es zeigt sich, dass der Einfluss der Wärmekapazität im Laufe der Berechnungen verschwindet, sodass die sich ergebenden Rücklauftemperaturen ab einen Zeitpunkt von ca. t = 300 h identisch sind. Lediglich zu Betriebsbeginn sind die Rücklauftemperaturen von der Wärmekapazität abhängig (siehe Bild 9.11, rechts). Prinzipiell steigt die Rücklauftemperatur mit zunehmender Wärmekapazität des Bodens in den ersten Betriebsstunden an. Dies kann auf folgenden Zusammenhang zurückgeführt werden: Eine erhöhte Wärmekapazität bei identischer Wärmeleitfähigkeit führt zu einer kleineren Temperaturleitfähigkeit des Bodens (vgl. Gleichung (4-81)). Dies bedeutet wiederum, dass sich die Temperaturänderung im Boden langsamer ausbreitet, als größeren bei einer Temperaturleitfähigkeit. Die Untergrundtemperatur verbleibt bei einer hohen Wärmekapazität in den ersten Betriebsstunden daher noch auf einem höheren Niveau als bei einer geringeren Wärmekapazität. Durch diese erhöhte wirksame Temperaturdifferenz zwischen Boden und Absorber steigt auch die Rücklauftemperatur (und damit Leistung) im System an. Mit fortschreitender Zeit und Ausbreitung der Temperaturfahne nähern sich die sich einstellenden Bodentemperaturen einander an (stationärer Zustand), sodass der Einfluss der Wärmekapazität verschwindet.



Bild 9.11 Rücklauftemperatur in Abhängigkeit der Wärmekapazität (Qv = 350 l/h)

Da der Einfluss der Wärmekapazität nur in den ersten Betriebsstunden vorliegt, sind in Bild 9.12 die maximalen bezogenen Entzugsleistungen und die maximalen Temperaturdifferenzen zum Zeitpunkt t =76 h dargestellt. Prinzipiell ist der Einfluss der Wärmekapazität sowohl auf die Entzugsleistung als auch auf die Rücklauftemperatur für eine Rohrströmung im Übergangsbereich etwas größer als für eine Rohrströmung im laminaren Bereich. Während sich für die Temperaturdifferenz ein linearer Verlauf ergibt (siehe Bild 9.12, rechts), folgt der Verlauf der bezogenen Entzugsleistungen eher einem asymptotischen Verlauf, wobei die Abweichungen gegenüber einem linearen Zusammenhang als gering einzustufen sind. In Bild 9.12 sind zusätzlich die bezogenen Entzugsleistungen und die Temperaturdifferenzen für einen Volumenstrom von $Q_v = 350 \text{ l/h}$ bei gleichzeitigem Auftreten einer Grundwasserströmung von $v_f = 1 \text{ m/d}$ dargestellt. Es zeigt sich, dass durch die Grundwasserströmung der Einfluss der Wärmekapazität nahezu vollkommen verschwindet. Generell ist der Einfluss der Wärmekapazität somit im Vergleich zu z. B. den Betriebsparametern (vgl. Kapitel 9.1) sehr gering.



Bild 9.12 Einfluss der Wärmekapazität des Bodens auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Die Wärmekapazität des Bodens ist somit nur für die Abbildung von kurzfristigen Belastungszeiträumen von Bedeutung, da durch die Wärmekapazität vor allem die instationäre Temperaturausbreitung im Boden und damit das vorhandene Energiepotenzial am thermo-aktiven Bauteil beeinflusst wird. Die Wärmekapazität kann wiederum für die Abbildung von Belastungsspitzen oder für die korrekte Einschätzung des Regenerationsverhaltens des Untergrunds von Bedeutung sein. Dieser Effekt wurde in der Literatur auch für die Berechnung von Erdwärmesonden aufgezeigt (vgl. Kapitel 7.1) und kann somit auf die Anlagenauslegung von flächigen thermo-aktiven Bauteilen übertragen werden.

Wärmeleitfähigkeit

Durch die Wärmeleitfähigkeit des Bodens wird der advektive Wärmetransport im Untergrund beschrieben. Sie steuert somit auch maßgeblich die Wärmezufuhr aus dem Untergrund zum Bauteil hin. In Bild 9.13 ist der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die bezogenen Entzugsleistung und die Rücklauftemperatur innerhalb des natürlicherweise vorkommenden Wertebereichs dargestellt.



Bild 9.13 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit des Bodens auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Erwartungsgemäß steigt die Entzugsleistung mit steigender Wärmeleitfähigkeit an (siehe Bild 9.13, links), wobei der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit für eine Rohrströmung im Übergangsbereich ausgeprägter ist, als für laminare Strömungszustände. Im Gegensatz zur Wärmekapazität hat eine Grundwasserströmung (hier beispielhaft zu $v_f = 1$ m/d gewählt) keinen zusätzlichen Einfluss auf die bezogene Entzugsleistung. Der Verlauf der bezogenen Entzugsleistung in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit kann wiederum durch eine nicht lineare bzw. asymptotische Funktion angenähert werden.

Für den Verlauf der Temperaturdifferenz im Absorbersystem gelten prinzipiell dieselben Zusammenhänge wie für die Entzugsleistungen (siehe Bild 9.13, rechts). Die Temperaturdifferenzen steigen mit zunehmender Wärmeleitfähigkeit an, wobei die Auswirkungen wiederum für den Übergangsbereich größer ausfallen, als für den laminaren Strömungsbereich. Der Verlauf entspricht ebenfalls tendenziell einem asymptotischen Zusammenhang. Die erhöhte Temperaturdifferenz im laminaren Strömungsbereich ist erneut auf die größere Kontaktzeit des Wärmeträgerfluids im Absorberrohr zurückzuführen.

9.2.4 Grundwasser

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, findet ein zusätzlicher (konvektiver) Wärmetransport im Untergrund statt, der sowohl einen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen als auch auf die sich einstellende Temperaturfahne ausübt. Für flächige Bauteile ist dabei zwischen einer Längs- und einer Queranströmung des Bauteils zu unterscheiden. Bei längs- bzw. parallel angeströmten Bauteilen kann der Vorlauf entweder im Anstrom oder im Abstrom des Grundwassers positioniert werden. Zur Abbildung einer Queranströmung der Wand wurde das Basismodell soweit modifiziert, dass eine Unterströmung der Wand ermöglicht wurde. Die horizontale Ausdehnung wurde konstant gehalten, sodass eine Umströmung ausgeschlossen wurde. In der Realität findet in der Regel eine kombinierte Um- und Unterströmung einer Wand statt (vgl. Kapitel 8.2.5). Für die Verdeutlichung des prinzipiellen Unterschieds zwischen querund Längsanströmung stellt die hier getroffene Vereinfachung jedoch keinen Nachteil dar.





In Bild 9.14 ist der Einfluss einer Grundwasserströmung auf die bezogene Entzugsleistung und die Rücklauftemperatur für die drei genannten Fälle für verschiedene Strömungszustände im Rohr dargestellt. Die Grundwasserströmung wurde zwischen $v_f = 0,25$ m/d und $v_f = 1,50$ m/d variiert, was der üblichen Spannweite von natürlich auftretenden Grundwasserströmungen entspricht.

Für längsangeströmte Bauteile steigen die bezogenen Entzugsleistungen und die Rücklauftemperaturen erwartungsgemäß mit steigender Strömungsgeschwindigkeit an. Hierbei ist das Ausmaß erneut für eine Rohrströmung im Übergangsbereich ausgeprägter als für eine laminare Rohrströmung. Die jeweiligen Verläufe für die Leistungen und die Temperaturdifferenzen lassen sich durch eine Potenzfunktion approximieren. Dies führt dazu, dass für das hier verwendete System ab einer Grundwassergeschwindigkeit von ca. $v_f = 0,9$ m/d eine weitere Steigerung der Geschwindigkeit auf Grund der geringeren Kontaktzeit zwischen Grundwasserteilchen und Bauteil keine nennenswerte Steigerung der Leistung auftritt. Der Einfluss einer Grundwasserströmung liegt für das Referenzsystem bei ca. 10 %, was in der Größenordnung der analytischen Abschätzung liegt (vgl. Kapitel 8.2.5).

Weiterhin zeigt sich, dass eine Anordnung des Vorlaufs im Anstrom zu höheren Leistungen und Rücklauftemperaturen führt (siehe Bild 9.14, links). Dies kann mit der Hilfe der sich einstellenden Temperaturfahnen im Umfeld des Bauteils erklärt werden (siehe Bild 9.15). Durch die Grundwasserströmung findet analog zu Erdwärmesonden (siehe Bild 7.4) eine Verformung der Temperaturfahne statt. Für eine Längsanströmung reduziert sich die Ausbreitung quer zur Strömung (und damit zur Wand), während sie sich in Strömungsrichtung vergrößert. Für den Fall einer Anordnung des Vorlaufs im Anstrom wird das Grundwasser direkt stark abgekühlt. Diese kälteren Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem im Mittel über die Wandlänge reduziert (siehe Bild 9.15). Wird der Vorlauf jedoch im Abstrom angeordnet, drehen sich die Verhältnisse um. Dies führt dazu, dass sich über die Wandlänge eine größere mittlere wirksame Temperaturdifferenz einstellt, als für eine Anordnung des Vorlaufs im Anstrom.



Bild 9.15 Temperaturfahnen in Abhängigkeit der Strömungsrichtung

Bei einer Queranströmung der Wand lässt sich keine Auswirkung der Grundwasserströmung auf die bezogene Entzugsleistung bzw. die Temperaturdifferenz feststellen (siehe Bild 9.14, rechts). Eine Betrachtung der absoluten Werte liefert eine minimale Erhöhung der Entzugsleistungen mit steigender Geschwindigkeit, die jedoch bei einer prozentualen Betrachtung nicht ins Gewicht fällt. Dieser Effekt ist auf die sich einstellende Totzone an der Wand zurückzuführen. In dem hier betrachteten Fall ist die Geschwindigkeit (ca. $v_{f,Wand} = 10^{-9} \cdot v_f$). Durch eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit findet auch nur eine minimale Erhöhung der Geschwindigkeit an der Wand statt, wodurch sich der Einfluss auf die Leistung bzw. die Rücklauftemperatur wiederum minimiert (vgl. Kapitel 8.2.5).

In der praktischen Anwendung sollten flächige thermo-aktive Bauteile somit immer parallel zu einer möglichen Grundwassergeschwindigkeit angeordnet werden bzw. es sollten die parallel zur Strömung liegenden Wände thermisch aktiviert werden. Bei der Anordnung der Absorberrohre empfiehlt sich bei einem System mit Reihenschaltung eine Anordnung des Vorlaufs im Abstrom, um die Effizienz des Systems zu erhöhen (vgl. Kapitel 9.3.1).

9.3 Geometrische Randbedingungen / konstruktive Ausbildung des Bauteils

Durch eine energetisch optimierte Ausführung eines thermo-aktiven Bauteils kann die Effizienz des Gesamtsystems deutlich erhöht werden. Die thermische Aktivierung eines Bauteils ordnet sich derzeit stets den baupraktischen Belangen unter, da die primäre Bauteilfunktion (statische oder abdichtende Funktion) nicht beeinträchtigt werden darf. Somit sind in der Regel die Bauteilabmessungen und die Bauteilschichten als Randbedingung vorgebeben. Die damit verbundenen Auswirkungen auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen werden in Kapitel 9.3.4 vorgestellt. Unabhängige und damit beeinflussbare Einflüsse aus dem Absorbersystem sind die Rohranordnung (Kapitel 9.3.1), der Rohr- bzw. Schenkelabstand (Kapitel 9.3.2) sowie der Rohrdurchmesser (Kapitel 9.3.3).

9.3.1 Rohranordnung

Die Absorberrohre können innerhalb des Bauteils auf verschiedene Weise verlegt werden. Im Basissystem wurde ein System mit 12 Rohrsträngen in Reihenschaltung betrachtet. Dies hat den Vorteil, dass eine lange Kontaktzeit im Rohr vorliegt und ein großer Volumenstrom im Rohr realisiert werden kann. Jedoch steigen mit steigender Rohrlänge auch die Druckverluste im System an (siehe Bild 9.16), sodass alternativ auch eine Parallelschaltung von Systemen vorgenommen werden kann.



Bild 9.16 Druckverluste (Rohrreibungsverluste) in Abhängigkeit der Rohrlänge

Zur Ermittlung des Einflusses der Rohrverlegung auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen wurden daher verschiedene Varianten der Rohrverlegung betrachtet. Die absolute Rohrlänge ($L_p = 45,84$ m) sowie der Rohr- bzw. Schenkelabstand der Systeme (a = 0,25 m) bleiben dabei identisch. Es wurden folgende Teilsysteme getestet:

- 2 Teilsysteme mit jeweils 6 Rohrsträngen ("6er-Schlaufe"),
- 3 Teilsysteme mit jeweils 4 Rohrsträngen ("W-Rohre"),
- 6 Teilsysteme mit jeweils 2 Rohrsträngen ("U-Rohre").

Die Simulationen wurden einmal mit einem konstanten Volumenstrom in jedem Teilsystem $(Q_v = Q_{v,Teil} = 350 \text{ l/h} \text{ bzw.} Q_v = Q_{v,Teil} = 180 \text{ l/h})$ und einmal mit einem aufgeteilten Volumenstrom $(Q_{v,Teil} = 350 \text{ l/h} / \text{ n} \text{ bzw.} Q_{v,Teil} = 180 \text{ l/h} / \text{ n})$ durchgeführt. Letztere Variante entspricht dann dem Prinzip einer Parallelschaltung, bei der der gesamte vorhandene Volumenstrom gleichmäßig auf die Teilsysteme aufgeteilt wird. Die Ergebnisse für die bezogene Entzugsleistung sowie für die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge sind in Bild 9.17 dargestellt.





Für den Fall eines konstanten Volumenstroms steigt die bezogene Entzugsleistung mit steigender Anzahl der Teilsysteme an (siehe Bild 9.17, links). Dies ist darauf zurückzuführen, dass auch die Leistungen pro Meter Rohrlänge mit steigender Anzahl an Teilsystemen ansteigt (siehe Bild 9.17, rechts). Dabei ist der Anstieg im laminaren Strömungsbereich deutlich ausgeprägter als
für Rohrströmungen 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.

Neben dem Wärmeertrag ist auch die Gesamtenergiebilanz für das System entscheidend. Für das System mit den sechs einzelnen U-Rohren ist im Vergleich zur Rohrschlaufe mit 12 Schleifen auch der 6-fache Volumenstrom ($Q_{v,ges} = 2.100 \text{ l/h}$) in der Sammelleitung erforderlich, wenn der Volumenstrom in jedem Teilsystem identisch sein soll. Dies würde sowohl zu großen Druckverlusten in der Sammelleitung als auch zu einer hohen erforderlichen Antriebsenergie für die Umwälzpumpe führen, was wiederum einen wirtschaftlichen Anlagenbetrieb verhindern würde.

In Bild 9.17 sind zusätzlich die Ergebnisse für eine gleichmäßige Aufteilung des Volumenstroms auf die einzelnen Teilsysteme dargestellt. Sowohl für die laminare Rohrströmung als auch für die Rohrströmung im Übergangsbereich führt dies zu einer Reduzierung der Leistungen bei einer Aufteilung des Gesamtsystems auf zwei oder mehrere Teilsysteme. 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 bereits bei zwei Teilsystemen die Halbierung des Volumenstroms zu einem laminaren Strömungszustand im Rohr führt. Zusätzlich zeigt sich, dass auch bei Verwendung eines angepassten Volumenstroms durch die Anordnung von mehr als zwei (kurzen) Rohrsystemen die Leistungen leicht erhöht werden können.

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. Der Leistungsverlust zwischen einer Strömung im Übergangsbereich und einer laminaren Strömung kann jedoch durch mehrere Teilsysteme nicht kompensiert werden. Weiterhin wird durch die Minimierung der Anzahl von Hochpunkten im Rohrsystem die Entlüftbarkeit des Systems verbessert. Andererseits steigt jedoch der Steuerungsund Regelaufwand mit der Anzahl der Teilsysteme an. In der Anlagenauslegung sollte daher in jedem 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.

Die bisher gezeigten Zusammenhänge wurden ohne das Vorhandensein einer Grundwasserströmung ermittelt. Der Einfluss der Rohrverlegung unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung ist in Bild 9.18 dargestellt.



Bild 9.18 Einfluss der Rohrverlegung unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung; bezogene Entzugsleistung (links) und Leistung pro Meter Rohrlänge (rechts)

Bei der Verwendung von mehreren Teilsystemen ergeben sich unter dem Einfluss einer Grundwasserströmung andere Zusammenhänge als für den Fall eines einzelnen (langen) Rohrsystems in der Wand (vgl. Kapitel 9.2.4). Während für das Basissystem eine Anordnung des Vorlaufs im Abstrom die höheren Leistungen liefert, ist bei mehreren Systemen die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge bei einer Installation des Vorlaufs im Anstrom größer. Dies ist im Wesentlichen auf Abschirmeffekte zurückzuführen. Bei einer Anordnung der Rohre im Anstrom erbringt das erste Teilsystem höhere Leistungen als die sich weiter in Strömungsrichtung befindlichen Systeme, da es den vollen Energieeintrag aus der Grundwasserströmung erfährt. Die weiteren Teilsysteme im Abstrom werden dann durch das erste System abgeschirmt, sodass ihre Leistung in Summe geringer ist. Bei einer Anordnung des Vorlaufs im Abstrom liefern alle Systeme nahezu die gleiche (reduzierte) Leistung, die sich als Folge eines thermischen Kurzschlusses einstellt. In der Konsequenz verschwindet der Einfluss der Grundwasserströmung mit steigender Anzahl Teilsysteme praktisch komplett (siehe Bild 9.21, rechts). Dieser Abschirmungseffekt ist auch für Erdwärmesondenfelder bekannt (vgl. Kapitel 7.1) und kann somit auf flächige thermo-aktive Bauteile übertragen werden, wenn eine Parallelschaltung der Systeme vorgenommen wird.

Eine Grundwasserströmung führt auch bei der Anordnung von mehreren Teilsystemen in der Wand zu einer Erhöhung der Entzugsleistung (siehe Bild 9.21, links). Dabei steigt die Leistungserhöhung bei einer Anordnung des Vorlaufs im Anstrom der Grundwasserströmung mit steigender Anzahl der Teilsysteme an, während sie bei einer Installation im Abstrom sinkt. Diese Tendenzen sind nahezu unabhängig vom Strömungszustand. Dies bedeutet somit, dass bei einer Parallelschaltung der Systeme stets eine Anordnung der Absorberrohre im Anstrom vorgenommen werden sollte, da bereits bei zwei Teilsystemen eine Auswirkung des Abschirmeffekts spürbar ist. Wird jedoch lediglich eine lange Rohrschleife in der Wand installiert empfiehlt sich die Anordnung des Vorlaufs im Abstrom.

9.3.2 Rohr- bzw. Schenkelabstand

Bei der Rohrverlegung ist zwischen Rohrabstand und Schenkelabstand zu unterscheiden. Während durch den Rohrabstand der Abstand zwischen den Teilsystemen beschrieben wird, ist der Abstand zwischen den einzelnen Rohrsträngen eines Teilsystems als Schenkelabstand definiert. Durch diese beiden Abstände wird maßgeblich die gegenseitige Beeinflussung der Systeme bzw. der Rohrstränge beeinflusst ("thermischer Kurzschluss").

Für thermo-aktive Bauteile werden in der Regel Rohr- und Schenkelabstand gleich groß gewählt, um eine gleichmäßige thermische Belastung des Bauteils zu erreichen. Zur Ermittlung allgemeiner Zusammenhänge wurden im Rahmen der durchgeführten Parameterstudie jedoch der Schenkelund der Rohrabstand unabhängig voneinander variiert.

Zur Ermittlung des Einflusses des Rohrabstands wurden sowohl zwei W-Rohre als auch drei U-Rohre mit unterschiedlichen Abständen in der Wand angeordnet. Die thermisch aktivierte Fläche wurde dabei konstant auf drei Metern gehalten, sodass für die W-Rohre ein maximaler Rohrabstand von a = 1,00 m und für die U-Rohre von a = 0,75 m getestet wurde. Der Schenkelabstand der Teilsysteme betrug analog zum Basissystem jeweils s = 0,25 m. Jedes Teilsystem wurde mit einem konstanten Volumenstrom von $Q_v = 350$ l/h bzw. $Q_v = 180$ l/h beaufschlagt.

In Bild 9.19 sind die absoluten Entzugsleistungen sowie die auf die Rohrlänge bezogenen Entzugsleistungen für verschiedene Strömungszustände im Absorbersystem dargestellt.





Die (kurzen) U-Rohre liefern zwar bezogen auf die Rohrlänge die größeren Leistungen. Absolut betrachtet sind durch die längeren W-Rohre jedoch die größeren Leistungen zu erreichen. Dabei ist die Abhängigkeit der Leistungen vom Rohrabstand bei den U-Rohren ausgeprägter, was durch den steileren Kurvenverlauf in Bild 9.19 (links) deutlich wird. Daraus kann gefolgert werden, dass der Einfluss des Rohrabstands mit steigender Anzahl der Rohrstränge abnimmt. Die Größe des Volumenstroms bzw. des Strömungszustands im Rohr spielt dagegen nur eine untergeordnete Rolle. So findet für eine laminare Rohrströmung zwar eine deutliche Reduzierung der Leistung

statt. Der Verlauf der Leistungen in Abhängigkeit des Rohrabstands ist jedoch nahezu unabhängig vom vorhandenen Volumenstrom, sodass die Kurven ansatzweise parallel verlaufen.

Für die Praxis empfiehlt sich daher die Installation möglichst langer Rohre. Dieser Effekt wird durch die Tatsache verstärkt, dass für die drei U-Rohre ein gesamter Volumenstrom von $Q_v = 1.050$ l/h bzw. $Q_v = 540$ l/h erforderlich ist, während für die W-Rohre lediglich Werte von $Q_v = 700$ l/h bzw. $Q_v = 360$ l/h benötigt werden, sodass die Gesamteffizienz bei der Verwendung von langen Rohren größer ist (vgl. Kapitel 9.3.1). Die maximale Rohrlänge wird dann durch die hydraulische Steuerung bzw. durch die tolerierbaren Druckverluste bestimmt.

Der Einfluss des Schenkelabstands auf die bezogene Entzugsleistung und die Rücklauftemperatur ist in Bild 9.20 dargestellt. Der Schenkelabstand wurde für das Basissystem (Reihenschaltung) zwischen s = 0,2 m und s = 0,5 m variiert. Prinzipiell sinken sowohl die bezogenen Leistungen als auch die Temperaturdifferenz im Absorbersystem mit steigendem Schenkelabstand. Der Verlauf der bezogenen Entzugsleistung folgt dabei tendenziell einem logarithmischen (asymptotischen) Verlauf, der analog zum Einfluss des Rohrabstands nahezu unabhängig vom Strömungszustand ist. Die Temperaturdifferenz im Absorbersystem kann ebenfalls über einen logarithmischen Verlauf angenähert werden, wobei die Form der Kurve ebenfalls nahezu unabhängig vom Strömungszustand im Rohrsystem ist. Die erhöhte Temperaturdifferenz für den laminaren Fall ist somit nur auf die erhöhte Kontaktzeit des Fluids im System zurückzuführen.



Bild 9.20 Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Da die thermisch aktivierte Länge bei den durchgeführten Simulationen konstant gehalten wurde, bedeutet eine Veränderung des Schenkelabstands auch eine Veränderung der Anzahl der Rohrstränge in der Wand. Der Abfall in den Leistungen ist somit im Wesentlichen auf die niedrigere Anzahl an Rohrsträngen in der Wand bei steigendem Schenkelabstand zurückzuführen. In Bild 9.21 sind zusätzlich die Entzugsleistungen bezogen auf die installierte Rohrlänge dargestellt.



Bild 9.21 Einfluss des Schenkelabstands auf die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge

Es zeigt sich der bekannte Zusammenhang. Während die absolute Leistung des Systems mit steigendem Schenkelabstand sinkt, steigt die Entzugsleistung pro Meter Rohrlänge an. Dies ist wiederum auf die reduzierte gegenseitige Beeinflussung der Rohrstränge zurückzuführen. Diese ist absolut betrachtet jedoch nicht maßgebend, da der Einfluss der Rohrlänge stets überwiegt. In der Praxis können somit kleine Schenkelabstände realisiert werden, um die mögliche Rohrlänge zu maximieren. Da der minimale Schenkelabstand durch den zulässigen Biegeradius begrenzt ist, ist eine übermäßige Beeinflussung der Rohrstränge untereinander somit per se ausgeschlossen.

9.3.3 Rohrdurchmesser

Für thermo-aktive Bauteile werden in der Regel Absorberrohre auf PE-Basis verwendet, wobei in der Regel standardisierte Rohrsysteme verwendet werden. Der durch die Hersteller angebotene Rohrdurchmesser für Standardsysteme liegt dabei zwischen $d_a = 16$ mm und $d_a = 33$ mm. Diese Spannweite wurde auch für die Parameterstudie verwendet. Prinzipiell ist bei thermo-aktiven Bauteilen die Verwendung eines kleinen Rohrdurchmessers vorteilhaft, um die Schwächung des Bauteils zu minimieren.

Im Rahmen der Parameterstudie wurde lediglich der Außendurchmesser variiert. Die Wandstärke des Rohres wurde für alle Rohre zu $t_w = 2,5$ mm gewählt. Für kleine Rohrdurchmesser ($d_a < 20$ mm) beträgt die Wandstärke oftmals nur $t_w = 2,0$ mm. Aus Gründen der Vergleichbarkeit der Ergebnisse wurde jedoch auf eine Anpassung der Rohrwandstärke verzichtet.

Durch die Änderung des Rohrdurchmessers werden auch die Strömungsgeschwindigkeit im Rohr und damit die Reynolds-Zahl beeinflusst (siehe Bild 9.22). Für einen Volumenstrom von $Q_v = 350 \text{ l/h}$ liegt dabei für alle betrachteten Rohrdurchmesser ein Strömungszustand im Übergangsbereich vor. Für einen Volumenstrom von $Q_v = 180 \text{ l/h}$ wird für Rohrdurchmesser $d_a < 22 \text{ mm}$ der laminare Strömungsbereich verlassen.



Bild 9.22 Reynolds-Zahl in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers

Zur Separierung der Einflüsse aus dem Rohrdurchmesser und dem Strömungszustand wurden daher sowohl Berechnungen mit einem konstanten Volumenstrom als auch mit einer konstanten Reynolds-Zahl durchgeführt. Die Ergebnisse für die bezogenen Leistungen und die Temperaturdifferenz im Absorbersystem sind in Bild 9.23 dargestellt.



Bild 9.23 Einfluss des Rohrdurchmessers auf die Entzugsleistung (links) und die Rücklauftemperatur (rechts)

Für einen konstanten Volumenstrom im System ist der Einfluss des Rohrdurchmessers gering. Für die Strömung im Übergangsbereich ergibt sich ein optimaler Rohrdurchmesser zwischen $d_a = 22 \text{ mm}$ und $d_a = 25 \text{ mm}$. Kleinere Rohrdurchmesser führen zu einer größeren Reynolds-Zahl, aber auch zu einer sinkenden Wärmeübertragungsfläche, die für kleine Durchmesser maßgebend wird (Ziegler & Kürten, 2011). Für große Rohrdurchmesser führt die sinkende Reynolds-Zahl zu einer reduzierten Leistung. Für den laminaren Strömungsbereich ergibt sich ein umgekehrter Zusammenhang. Für kleinere Rohrdurchmesser steigt die Leistung auf Grund des besseren Wärmeübergangs (Verlassen des laminaren Strömungsbereichs) an. Für große Rohrdurchmesser führt eine Vergrößerung der Wärmeübertragungsfläche zu einer größeren Entzugsleistung, da die Auswirkungen der Reynolds-Zahl auf den Wärmeübergang für niedrige Volumenströme nicht maßgebend sind.

Für den Fall einer konstanten Reynolds-Zahl führt ein größerer Volumenstrom zu einer Erhöhung der Leistung und einer Abnahme der Rücklauftemperatur. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zur Schaffung einer konstanten Reynolds-Zahl der Volumenstrom angepasst werden musste (siehe Bild 9.24). Die Erhöhung des Volumenstroms führt somit auch zu einem erhöhten

Energieeintrag ins System (vgl. Gleichung (2-3)). Dieser zusätzliche Einfluss übersteigt den Einfluss aus dem konvektiven Wärmeübergangswiderstands der Rohrströmung, sodass die Steigerung der Leistung sowie die Reduzierung der Rücklauftemperaturen mit steigendem Rohrdurchmesser im Wesentlichen auf eine Erhöhung des Volumenstroms zurückzuführen sind (vgl. Kapitel 9.1.1).



Bild 9.24 Angepasster Volumenstrom in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl

In Summe ist der Einfluss des Rohrdurchmessers auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen somit gering. Größere Rohrdurchmesser führen jedoch zu geringeren Druckverlusten und einer größeren Wärmeübertragungsfläche. Darüber hinaus können Schwankungen im Volumenstrom bei größeren Rohrdurchmessern besser kompensiert werden (Ziegler & Kürten, 2011), sodass die Verwendung eines großen Rohrdurchmessers vorteilhaft ist. Für die thermoaktiven Abdichtungselemente ist der maximale Rohrdurchmesser durch den Noppenabstand vorgegeben. Für thermisch aktivierte Betonbauteile ist der maximale Rohrdurchmesser nach statischen Gesichtspunkten festzulegen.

9.3.4 Wandaufbau

Der Wandaufbau eines thermo-aktiven Bauteils wird in der Regel durch konstruktive Vorgaben festgelegt. Durch den Wandaufbau werden jedoch auch die Leistungsfähigkeit des Systems und insbesondere das Verhältnis der Wärmeströme q_1 und q_2 beeinflusst. Zur Abschätzung der konstruktiven Einflüsse aus dem Bauteil wurden analytische (stationäre) Untersuchungen mit dem entwickelten Ansatz durchgeführt, um eine Differenzierung zwischen den Wärmeströmen nach innen und außen vornehmen zu können (vgl. Kapitel 9.2.2). Betrachtet wurden dabei ein thermo-aktives Abdichtungselement sowie ein thermisch aktiviertes Betonbauteil (z. B. Energieschlitzwand). Die Abmessungen des Abdichtungselements wurden entsprechend dem Basismodell gewählt (siehe Tabelle 9.1). Die Eigenschaften des Betonbauteils sind in Tabelle 9.2 dargestellt. Die weiteren Eigenschaften wurden wiederum auf Basis des Referenzmodells festgelegt.

Für beide Bauteiltypen wurden sowohl für die Wärmeleitlamelle als auch für die Rohrschicht die maßgebenden Einflussparameter variiert. Der Einfluss der Dämmschicht wurde bereits in Kapitel 9.2.2 für das thermo-aktive Abdichtungselement erläutert. Diese Zusammenhänge können auch auf das Betonbauteil übertragen werden.

Parameter	Symbol	Wert
Dicke der Wärmeleitlamelle	d∟ [m]	0,05
Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle	λ∟ [W/(mK)]	2,3
Dicke der Rohrschicht	d2 [m]	0,1375
Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht	$\lambda_c [W/(mK)]$	2,3

Tabelle 9.2 Eigenschaften eines thermo-aktiven Betonbauteils

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 die minimale Schichtdicke von $d_L = 2$ mm ausreichend.

Der Einfluss der Schichtdicke der Wärmeleitlamelle ist in Bild 9.25 für die beiden Bauteilsysteme dargestellt. Für beide Systeme sinkt die bezogene Entzugsleistung mit steigender Schichtdicke deutlich (Bild 9.25, links), was auf den größeren Wärmeübergangswiderstand infolge des größeren Abstands zum Erdreich zurückzuführen ist. 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 eine deutlich geringere Wärmeleitfähigkeit als der Beton besitzt, sind die Auswirkungen auf die Entzugsleistung ähnlich. Dies ist auf die geringere Schichtdicke für die Abdichtung zurückzuführen. Die schlechte Wärmeleitfähigkeit des PEs wird somit durch die geringe Schichtdicke kompensiert. Absolut betrachtet, liefert das thermo-aktive Abdichtungselement für das Basissystem sogar um 22 % größere Leistungen als das Betonbauteil für eine Rohrströmung im Übergangsbereich. Für eine laminare Rohrströmung ist die absolute Entzugsleistung um ca. 14 % größer.

Der Anteil des Wärmestroms q_2 steigt für beide Systeme mit steigender Schichtdicke an (Bild 9.25, rechts). Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Wärmestrom q_2 absolut betrachtet fast unabhängig von der Schichtdicke der Wärmeleitlamelle ist, sodass sein prozentualer Anteil auf Grund des geringeren Wärmestroms q_1 mit steigender Schichtdicke zunimmt. Prinzipiell ist der Anteil des Wärmestrom q_2 für laminare Strömungsverhältnisse größer als für eine Strömung im Übergangsbereich. Dies beruht ebenfalls darauf, dass der Wärmestrom q_2 unabhängig vom Strömungszustand ist, während der Wärmestrom q_1 sinkt. Die Abhängigkeit von der Schichtdicke und damit der Verlauf der Kurve sind dann nahezu unabhängig vom Strömungszustand.



a) Thermo-aktives Abdichtungselement

Bild 9.25 Einfluss der Dicke der Wärmeleitlamelle auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q₂

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 für eine hohe Systemeffizienz ein möglichst geringer Anteil für den Wärmestrom q_2 vorliegen, um den thermischen Kurzschluss zu minimieren. Dies ist gleichbedeutend mit der Forderung die Dicke der Wärmeleitlamelle auf das konstruktive bzw. bauphysikalisch notwendige Mindestmaß zu reduzieren. Diese Forderung ist dabei unabhängig vom Bauteiltyp.

Rohrschicht

Für die hier durchgeführte Parameterstudie wurde angenommen, dass die Rohrschicht für beide Systeme aus Beton ausgeführt wird. Daher wurde die Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht auf Basis des Wertebereichs in Tabelle 4.4 zwischen $\lambda_c = 1,0$ W/(mK) und $\lambda_c = 3,3$ W/(mK) variiert. Der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die bezogene Entzugsleistung sowie auf den Anteil des Wärmestrom q_2 ist in Bild 9.26 für beide Bauteiltypen dargestellt.



Bild 9.26 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q₂

Der bezogene (gesamte) Wärmestrom steigt erwartungsgemäß mit steigender Wärmeleitfähigkeit an. Gleichzeitig nimmt der Anteil des Wärmestroms q_2 ab. Dies ist wiederum darauf zurückzuführen, dass der Wärmestrom q_2 absolut betrachtet weniger stark ansteigt als der Wärmstrom q_1 . Somit ist eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit des Betons auch direkt mit einer Erhöhung des Wärmeertrags aus dem Untergrund verbunden. Für das thermo-aktive Betonbauteil wurde unterstellt, dass die Wärmeleitfähigkeit der Wärmeleitlamelle der Wärmeleitfähigkeit der Rohrschicht entspricht. Somit sind die Auswirkungen der Wärmeleitfähigkeit auf die bezogene Entzugsleistung für das Betonbauteil deutlich größer als für das Abdichtungselement (siehe Bild 9.26, rechts).

Analog zur Schichtdicke der Wärmeleitlamelle bewirkt eine Änderung des Strömungszustands im Rohr eine Reduzierung des gesamten Wärmestroms und damit eine Erhöhung des Anteils des Wärmestroms q₂. Der Verlauf der Kurve kann wiederum als unabhängig vom Strömungszustand angesehen werden. Dementsprechend sind auch die Auswirkungen des Strömungszustand auf die bezogene Entzugsleistung gering (siehe Bild 9.26, rechts).

Die hier betrachteten niedrigen Wärmeleitfähigkeiten ($\lambda_c < 2,0 \text{ W/(mK)}$) repräsentieren eher einen Leichtbeton. Dieser wird in der Regel für erdberührende thermo-aktive Bauteile jedoch nicht verwendet. Für Normalbetone sind daher eher Werte zwischen $\lambda_c = 2,0 \text{ W/(mK)}$ und $\lambda_c = 3,3 \text{ W/(mK)}$ realistisch. Für dieses Wertespektrum verbleibt vor allem für Betonbauteile ein merklicher Einfluss aus der Wärmeleitfähigkeit, während er für thermo-aktive Abdichtungselemente deutlich reduziert wird. Der Einsatz von thermisch verbesserten Betonen ist daher auf Basis einer Wirtschaftlichkeitsbetrachtung abzuwägen.

Neben der Wärmeleitfähigkeit beeinflusst auch die Rohrschichtdicke den Wärmetransport. Ist eine ausreichende Innendämmung vorhanden, hat die Rohrschichtdicke jedoch nahezu keinen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit der Systeme (siehe Bild 9.27). Auch der Anteil des Wärmestroms q_2 ist nahezu unabhängig von der Schichtdicke. Dies bedeutet, dass sich eine Vergrößerung der Rohrschicht auf die Wärmeströme q_1 und q_2 gleichermaßen auswirkt. Die Unterschiede in den Verläufen in Bild 9.27 (links) beruhen somit nur auf der Änderung der absoluten Werte für die Wärmeströme.



Bild 9.27 Einfluss der Rohrschichtdicke auf die Gesamtleistung und auf den Anteil des Wärmestroms q₂ (Systeme mit Innendämmung)

Ein größerer Einfluss der Schichtdicke ist für ungedämmte Wände zu verzeichnen, wie aus Bild 9.28 deutlich wird. Der Einfluss auf die bezogene Entzugsleistung fällt noch relativ gering aus. Die Verläufe sind darüber hinaus nahezu unabhängig vom Strömungszustand im Rohr. Der Anteil des Wärmestroms q_2 nimmt mit steigender Schichtdicke dagegen deutlich ab. Zusätzlich ist ein ausgeprägter Einfluss aus dem Strömungszustand im Rohr zu verzeichnen.





Für Anteile des Wärmestroms $q_2 / q_{ges} > 0,5$ überwiegt der Wärmetransport aus dem Innenraum, sodass in diesem Fall das Bauteil formal nicht in den Geothermiesektor einzuordnen ist. Für laminare Strömungszustände im Absorberrohr überwiegt für das thermo-aktive Bauteile ab einer Schichtdicke von ca. 50 cm der Wärmetransport aus dem Untergrund, während für das Betonbauteil ca. 60 cm erforderlich sind. Für eine Rohrströmung im Übergangsbereich ergeben sich leicht geringere Bauteildicken von ca. 25 cm für das Abdichtungselement und ca. 35 cm für das Betonbauteil.

Sollen thermo-aktive Bauteile ohne Innendämmung ausgeführt werden und soll der angrenzende Innenraum durch das Bauteil beheizt werden, sollte zur Reduzierung des Wärmestroms q_2 eine möglichst große Wanddicke gewählt werden. Die realisierbare Wandicke ist dabei sowohl nach energetischen als auch wirtschaftlichen Aspekten zu wählen, da eine dickere Wand auch stets mit erhöhten Kosten verbunden ist, die ggf. nicht mehr durch den erhöhten Energiegewinn kompensiert werden können.

9.4 Zusammenfassende Bewertung der Parameterstudie

Im Rahmen der Parameterstudie wurde eine Vielzahl von Einflussparametern auf den Wärmeentzug von flächigen thermo-aktiven Bauteilen innerhalb ihrer (natürlicherweise) vorkommenden Anwendungsgrenzen variiert und hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Entzugsleistung und die sich einstellende Rücklauftemperatur bewertet. Während die Entzugsleistung als Maß für die Leistungsfähigkeit der Systeme und damit deren Effizienz angesehen werden kann, wird durch die Rücklauftemperatur vor allem der Wirkungsgrad der Wärmepumpe bestimmt.

Die Auswertung für die Entzugsleistung erfolgte im Rahmen der Parameterstudie stets bezogen auf die Leistung des Basissystems. Eine zusammenfassende Darstellung der Auswirkung der einzelnen Parameter ist in Bild 9.29 dargestellt. Hierbei wurde die maximale Spannweite der bezogenen Leistungen, also sowohl der Übergangsbereich als auch der laminare Strömungszustand, zu Grunde gelegt.



Bild 9.29 Ergebnisse der Parameterstudie

Aus Bild 9.29 wird deutlich, dass die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen die wirksame Temperaturdifferenz zwischen Untergrund und Absorbersystem (Vorlauf- bzw. Bodentemperatur), der Volumenstrom im Absorbersystem, der Schenkelabstand, die Grundwasserströmung in Richtung und Betrag und die Schichtdicke der Wärmeleitlamelle (Rohrüberdeckung) sind. Wird ein auf der Innenseite ungedämmtes System verwendet, sind zusätzlich die Innenraumtemperatur und die Rohrschichtdicke von Bedeutung. Die maßgebenden Parameter können somit mit Ausnahme der Untergrundtemperatur alle in der

Planungs- oder in der Betriebsphase beeinflusst werden, sodass ein wirtschaftlicher Anlagenbetrieb gewährleistet werden kann.

Durch den Volumenstrom im Rohrsystem wird maßgeblich der Energieeintrag ins System bestimmt. Prinzipiell sollte stets ein Strömungszustand im Absorberrohr außerhalb des laminaren Bereichs (Übergangsbereich) gewählt werden, da sich durch diesen die Wärmeübertragungseigenschaften und die Entzugsleistungen überproportional verbessern. Die Verwendung einer vollausgebildeten turbulenten Rohströmung ist dagegen nicht erforderlich. Durch eine Rohrströmung im Übergangsbereich sinkt zwar im Vergleich zu einer laminaren Rohrströmung die Rücklauftemperatur, was jedoch durch die erhöhte Entzugsleistung kompensiert wird.

Die Anordnung der Absorberrohre im Bauteil kann entweder in Reihen- oder Parallelschaltung erfolgen. Aus den durchgeführten Untersuchungen hat sich prinzipiell eine lange Rohrlänge als vorteilhaft erwiesen, da durch diese in der Regel die höchste (absolute) Entzugsleistung erreicht werden konnte. Zusätzlich führt eine lange Rohrstrecke und damit die Verwendung von wenigen Teilsystemen zu einem geringen erforderlichen Volumenstrom in der Sammelleitung. Zusätzlich ist die Rücklauftemperatur bei längeren Rohren größer als bei kürzeren, wodurch die Gesamteffizienz des Systems ansteigt. Die maximale Rohrlänge pro Teilsystem ist bei großen Bauteilen in Abhängig der hydraulischen Eigenschaften und insbesondere der Druckverluste und der Entlüftbarkeit projektspezifisch festzulegen.

Bei flächigen thermo-aktiven Bauteilen findet kein rotationssymmetrischer Wärmeentzug statt, sondern es existiert sowohl ein Wärmestrom aus dem Boden als auch aus dem angrenzenden Innenraum. Wird der Innenraum (zumindest indirekt) durch das thermo-aktive Bauteil klimatisiert, ist der Wärmestrom aus dem Innenraum zu minimieren. Anderenfalls würde ein thermischer Kurzschluss im System vorliegen. Am wirksamsten kann der Wärmestrom aus dem Innenraum durch das Aufbringen einer Dämmung an der erdabgewandten Seite unterbunden werden. Dabei sind bereits sehr geringe Dämmschichtdicken von wenigen Zentimetern wirkungsvoll. Grenzt das thermo-aktive Bauteil an einen unbeheizten oder vom Heizsystem unabhängigen Raum, wie z. B. bei Tunnelschalen oder Energieschlitzwände mit beidseitigem Erdkontakt der Fall, kann der Wärmestrom aus dem Innenraum einen deutlichen Beitrag zum Gesamtenergiegewinn liefern und ist bei der Anlagenplanung entsprechend zu berücksichtigen.

Neben den Betriebsparametern und den Einflüssen aus dem Bauteil tragen auch die Standortbedingungen zum Wärmeertrag bei. Im Rahmen der Parameterstudie haben sich die Untergrundtemperatur und die Grundwasserverhältnisse als maßgebend erwiesen. Die Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit sind bei der Betrachtung von kurzfristigen Belastungszuständen und/oder von Temperaturfahnen von Bedeutung. Die realitätsnahe Abschätzung der Ausbreitung einer Temperaturfahne ist vor allem für genehmigungsrechtliche Aspekte entscheidend.

Thermo-aktive Bauteile werden vorwiegend oberflächennah eingesetzt, sodass die Untergrundtemperatur jahreszeitlichen Schwankungen ausgesetzt ist. Darüber hinaus ist in innerstädtischen Gebieten der Urban Heat Island Effekt zu beachten, der zu lokal erhöhten Temperaturen führen kann. Die Untergrundtemperatur hat sich in der Parameterstudie als ein maßgebender Faktor erwiesen, sodass die Bestimmung einer realitätsnahen standortspezifischen Untergrundtemperatur für eine effiziente Anlagenauslegung zwingend erforderlich ist.

Ist im Untergrund eine Grundwasserströmung vorhanden, findet ein zusätzlicher konvektiver Wärmetransport im Untergrund statt, der die Leistungsfähigkeit des Systems erhöht. Bei flächigen Bauteilen ist neben dem Betrag der Grundwasserströmung auch die Strömungsrichtung entscheidend. Prinzipiell führt eine Grundwasserströmung nur zu einer erhöhten Entzugsleistung, wenn die Geschwindigkeit am Bauteil ausreichend hoch ist. Daher empfiehlt sich bei flächigen Bauteilen eine Ausrichtung des thermo-aktiven Bauteils parallel zur Strömung bzw. die thermische Aktivierung der strömungsparallelen Wandseite. Bei quer angeströmten Bauteilen kommt es durch die Umlenkung des Grundwassers zu einer deutlichen Reduzierung der Geschwindigkeit an der Wand, sodass das Grundwasser nicht mehr effektiv zum Energiegewinn beitragen kann. Neben der Ausrichtung der Wand ist auch die Anordnung des Vor- und Rücklaufs in Abhängigkeit der Strömungsrichtung zu wählen. Für ein einzelnes System lieferte die Anordnung des Vorlaufs im Abstrom bei den durchgeführten Untersuchungen die besten Ergebnisse, während bei mehreren Teilsystemen in der Wand auf Grund von Abschirmeffekten eine Anordnung des Vorlaufs im Anstrom effektiver war.

Die hier durchgeführte Parameterstudie wurde für einen relativ kleinen Maßstab durchgeführt. Vor allem für die Abbildung großflächiger und komplexer Grundwasserverhältnisse (z. B. kombinierte Um- und Anströmung, wechselnde Strömungsrichtung, etc.) sowie für die Abbildung realer Temperaturmodelle für den Untergrund (jahreszeitliche Temperaturschwankungen, innerstädtische Verhältnisse, etc.) sind weiterführende großmaßstäbliche Untersuchungen erforderlich, die auch den Sekundärkreislauf mit einbeziehen sollten.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die thermische Nutzung des Untergrunds mit Hilfe von erdberührenden Bauteilen (thermo-aktive Bauteile) stellt eine vielversprechende und zukunftsorientierte Möglichkeit der Energiegewinnung im Wärmesektor dar. Thermo-aktive Bauteile sind durch geringe Installationskosten gekennzeichnet, da die Absorberrohre direkt ins Bauteil integriert werden können und somit im Vergleich zu herkömmlichen Systemen der oberflächennahen Geothermie keine separaten Bohrungen oder Aushubarbeiten erforderlich sind. Das weltweit am weitesten verbreitete System im Bereich der thermo-aktiven Bauteile stellt der Energiepfahl dar. Seit den 1980ern Jahre werden aber auch vermehrt flächige erdberührende Bauteile (Wände, Bodenplatten, Tunnelbauwerke) zur thermischen Nutzung des Untergrunds verwendet. Klassischerweise werden derzeit Betonbauteile thermisch aktiviert, bei denen die erforderlichen Absorberrohre an der Bewehrung befestigt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt, die beispielweise bei Kellerwänden im (strömenden) Grundwasser eine herkömmliche Abdichtung ersetzen können. Durch die Integration von Absorberrohren in eine Betonschutzplatte aus PE-HD (Abdichtungselement) konnten eine abdichtende und eine energetische Funktion im Bauteil vereint werden. Die thermo-aktiven Abdichtungselemente sind auf Grund ihrer geringen Plattendicke durch einen nahezu direkten Kontakt zum Erdreich und wegen ihrer regelmäßigen Noppenstruktur durch eine flexible Leitungsführung gekennzeichnet.

Die Leistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente wurde in großmaßstäblichen Laborversuchen ermittelt. Dazu wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Versuchsstand entwickelt. In diesem können sowohl Einflüsse aus dem Bauteil als auch aus dem Untergrund getestet werden. Mit Hilfe eines umfangreichen Versuchsprogramms konnte die Effizienz der thermo-aktiven Abdichtungselemente bewiesen werden. In den Versuchen wurden verschiedene Rohr-konfigurationen, verschiedene Betriebszustände und verschiedene äußere Randbedingungen untersucht. Die in den Versuchen ermittelten Leistungen lagen je nach Randbedingung zwischen 25 W/m² und 300 W/m² bei einem Median von ca. 80 W/m². Die Leistung der thermo-aktiven Abdichtungselemente liegt damit in derselben Größenordnung wie dokumentierte Leistungswerte anderer thermo-aktiver Bauteile, sodass ein wirtschaftlicher Einsatz der Elemente möglich ist.

Thermo-aktive Bauteile werden in der Regel oberflächennah eingesetzt, sodass sie im Einflussbereich jahreszeitlicher Temperaturschwankungen im Untergrund liegen. Diese Schwankungen werden in den meisten Fällen jedoch nicht beachtet, sondern es wird für die Berechnung eine homogene Untergrundtemperatur verwendet. Im Rahmen dieser Arbeit wurden numerische Untersuchungen zum Einfluss des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen durchgeführt. Diese haben ergeben, dass eine Nichtbeachtung des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs die reale Leistung der Anlage sowohl über- als auch unterschätzen kann. Die jahreszeitlichen Temperaturänderungen müssen somit in der Anlagenauslegung beachtet werden.

Zur Abbildung des jahreszeitlichen Temperaturverlaufs im Untergrund ist die Kenntnis der Erdoberflächentemperatur entscheidend. Diese wird jedoch in der Regel messtechnisch nicht erfasst. Bestehende analytische Ansätze zur Bestimmung der Erdoberflächentemperatur über- oder unterschätzen die realen Verhältnisse. Im Rahmen dieser Arbeit wurde daher ein Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Erdoberflächentemperatur für den Standort Deutschland abgeleitet. Die Bestimmung beruht auf der Lösung der Energiebilanz an der Erdoberfläche. Dazu wurden verschiedene Berechnungsansätze für die einzelnen Komponenten der Energiebilanz gesichtet. Mit Hilfe von umfangreichen Vergleichsrechnungen konnte ein Referenzparametersatz abgeleitet werden, welcher für verschiedene Standorte in Deutschland sehr gute Ergebnisse liefert. Mit diesem Referenzparametersatz kann auf Basis der klimatischen Daten aus Wetterstationen für jeden Standort eine spezifische (zeitabhängige) Erdoberflächentemperatur berechnet werden. Diese kann wiederum als Randbedingung in numerische Simulationen einfließen, wodurch eine reale Abbildung der vorhandenen Untergrundtemperatur möglich ist.

Für flächige thermo-aktive Bauteile fordert VDI 4640-2:2001 eine Berechnung im Einzelfall. Bisher fehlten jedoch geeignete Berechnungsansätze, die es ermöglichen alle Einflussparameter auf die Leistungsfähigkeit von thermo-aktiven Bauteilen zu berücksichtigen. Dies ist auf die komplexen Systembesonderheiten zurückzuführen. So findet bei flächigen Bauteilen im Gegensatz zu Erdwärmesonden oder Energiepfählen kein rotationssymmetrischer Wärmeentzug statt. Darüber hinaus sind der Vor- und Rücklauf räumlich voneinander getrennt. Letztendlich tragen zusätzlich verschiedene Bauteilschichten unterschiedlich zum Wärmeentzug bei. Für die Abbildung dieser komplexen Verhältnisse sind numerische Methoden erforderlich. Ein vollständig diskretisiertes Modell führt jedoch zu unrealisierbar hohen Rechenzeiten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass für das Bauteil eine sehr feine Diskretisierung im Zentimeterbereich vorgenommen werden muss, während für den angrenzenden Untergrund ein Betrachtungsmaßstab im Meterbereich erforderlich ist.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsansatz für flächige thermo-aktive Abdichtungselemente entwickelt, der es ermöglicht alle Einflussparameter aus dem Untergrund und dem Bauteil abzubilden. Dabei wurde die Analogie des Systems zur Betonkernaktivierung genutzt. Die Vorgänge im Bauteil werden über thermische Widerstände zusammengefasst. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Bauteilwiderstand hergeleitet, der als Bauteilkonstante alle geometrischen Einflüsse aus dem thermo-aktiven Bauteil vereint. Durch eine Sternschaltung von Widerständen kann sowohl der Wärmestrom in den Untergrund als auch in die erdabgewandte Seite (Innenraum) berechnet werden. Die Formulierung des Widerstands erfolgte dabei in einer allgemeingültigen Formulierung, sodass der Ansatz für verschiedene flächige thermo-aktive Bauteile verwendet werden kann.

Die Kopplung des Widerstandsmodells an den angrenzenden Boden erfolgte sowohl analytisch als auch numerisch. Bei der analytischen Betrachtung erfolgt die Kopplung über einen zusätzlichen Bodenwiderstand. Mit diesem Ansatz kann beispielsweise auch der Einfluss einer Grundwasserströmung auf den Wärmeentzug vereinfacht abgebildet werden. Eine analytische Betrachtung sollte jedoch nur im Rahmen einer Vorplanung erfolgen.

Für eine detaillierte Anlagenauslegung wurde das Widerstandsmodell in das Finite-Differenzen Programm SHEMAT-Suite implementiert. Die numerische Umsetzung erfolgte dabei durch die Geophysica Beratungsgesellschaft mbH aus Aachen. Der Berechnungsansatz und dessen numerische Implementierung wurden sowohl verifiziert als auch validiert. Dazu wurde in einem Benchmark-Test ein vollständig diskretisiertes Finite Elemente Modell mit COMSOL Multiphysics aufgestellt. Die Ergebnisse der beiden numerischen Ansätze zeigen sehr gute Übereinstimmungen. Weiterhin erfolgte ein Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den Ergebnissen aus den Laborversuchen. Die Übereinstimmung der Ergebnisse ist ebenfalls als sehr gut anzusehen. Mit Hilfe des entwickelten Berechnungsansatzes ist es somit erstmalig möglich alle Einflüsse aus dem thermo-aktiven Bauteil und dem Untergrund in einem Modell abzubilden. Die Rechenzeiten sind dabei im Vergleich zu vollständig diskretisierten Modellen um mehrere Größenordnungen geringer.

Abschließend wurde eine umfangreiche Parameterstudie mit dem neuen Berechnungsansatz durchgeführt. Dabei wurden der Volumenstrom im Absorbersystem, die Untergrundtemperatur, die Grundwasserströmung in Richtung und Betrag, der Rohr- bzw. Schenkelabstand sowie die Rohrüberdeckung als maßgebende Faktoren für flächige thermo-aktive Bauteile identifiziert. Weiterhin wurden Empfehlungen für die Praxis bzw. die konstruktive Durchführung der Systeme gegeben. Ein wichtiger Aspekt hierbei stellt die Vermeidung des Wärmestroms aus der erdabgewandten Seite dar, um einen thermischen Kurzschluss im System zu vermeiden.

Durch diese Arbeit wurden die Grundlagen und die erforderlichen Werkzeuge für eine Berechnung bzw. Anlagensimulation von flächigen thermo-aktiven Bauteilen gelegt. Dazu wurde ein Modell entwickelt, welches es ermöglicht alle relevanten Einflüsse aus dem Bauteil und dem Untergrund abzubilden. Die im Modell ermittelte Rücklauftemperatur kann als Eingangsgröße für Gebäudesimulationen verwendet werden. In Gegenzug können im geothermischen Modell auch verschiedene Belastungszustände aus dem Gebäude (Heizlasten, Betriebsstunden, etc.) als Eingangsbedingung vorgegeben werden. Durch die geringen erforderlichen Rechenzeiten im Vergleich zu herkömmlichen numerischen Methoden, ist somit erstmalig eine effiziente Anlagenauslegung und Planung für flächige thermo-aktive Bauteile möglich, wodurch sich die Einsatzfelder dieser vielversprechenden Technik deutlich ausweiten lassen. Durch die allgemeingültige Formulierung des Ansatzes, können verschiedene (geometrisch ähnliche) Typen von thermo-aktiven Bauteilen berechnet werden. Der Ansatz kann somit den planenden Ingenieuren und den an der Genehmigung beteiligten Behörden als Planungswerkzeug dienen und sollte auch Eingang in die gängigen Normungen und Empfehlungen finden.

Eine weitere Optimierung des Ansatzes kann durch die Kopplung mit einem Gebäudesimulationsprogramm erfolgen. Derzeit müssen die Systeme Boden und Gebäude getrennt voneinander betrachtet werden, wobei das jeweils andere System als Randbedingung in die Berechnung einfließt. In der Realität stehen beide Systeme jedoch miteinander in Verbindung, sodass durch eine Kopplung von geothermischer Simulation und Gebäudesimulation die Interaktion der Teilsysteme berücksichtigt werden könnte.

Thermo-aktive Bauteile werden in der Regel innerstädtisch eingesetzt. Die damit verbundenen Besonderheiten sind derzeit noch nicht ausreichend geklärt. Hinsichtlich der Untergrundtemperatur müssen neben den jahreszeitlichen Temperaturschwankungen im Untergrund auch Einflüsse aus dem Urban Heat Island Effekt sowie aus dem Wärmeeintrag durch Gebäude oder unterirdische Infrastrukturanlagen berücksichtigt werden. Werden thermo-aktive Bauteile in Gruppen angeordnet, ist zusätzlich die Interaktion der Bauteile zu berücksichtigen. Auch die Grundwassersituation kann in innerstädtischen Gebieten äußerst komplex sein, sodass großmaßstäbliche Strömungsmodelle unter der Berücksichtigung von Strömungsrichtung und Betrag aufgestellt werden müssen. Dabei sollte auch der Wärmetransport aus Dispersion berücksichtigt werden, um eine realistische Abbildung von Temperaturfahnen im Untergrund auf Grund einer thermischen Nutzung durch thermo-aktive Bauteile zu ermöglichen.

Letztendlich sollte auch das thermo-mechanische Verhalten von flächigen thermo-aktiven Bauteilen näher untersucht werden. Thermo-aktive Bauteile erfüllen primär eine statische bzw. konstruktive Funktion, was aus wirtschaftlicher Sicht auch keiner Änderung bedarf. Eine Beeinträchtigung der primären Bauteilfunktion muss somit stets ausgeschlossen sein.

Literaturverzeichnis

- Aase, J.K., Idso, S.B. (1978): A comparison of two formula types for calculating long-wave radiation from the atmosphere. Water Resources Research, Vol. 14 (4), S. 623-625.
- Abraham, J.P., Sparrow, E.M., Tong, J.C.K. (2009): Heat transfer in all pipe flow regimes: laminar, transitional/intermittent, and turbulent. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 52 (3-4), S. 557-563.
- Abuel-Naga, H.M., Bergado, D.T., Bouazza, A., Pender, M. (2009): Thermomechanical model for saturated clays. Géotechnique, Vol. 59 (3), S. 273-278.
- Adam, D. (2010): Innovative Systeme der Erdwärmenutzung regenerative Energie aus dem Untergrund. Expertenforum Beton 2010 "Energiespeicher Beton", St. Pölten, S. 14-22.
- Adam, D., Markiewicz, R. (2002a): Nutzung der geothermischen Energie mittels erdberührter Bauwerke – Teil 1: Theoretische Grundlagen. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 147 (4), S. 120-138.
- Adam, D., Markiewicz, R. (2002b): Nutzung der geothermischen Energie mittels erdberührter Bauwerke – Teil 2: Experimentelle Untersuchungen und Computersimulationen. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 147 (5-6), S. 162-171.
- Adam, D., Markiewicz, R. (2003): Nutzung der geothermischen Energie mittels erdberührter Bauwerke – Teil 3: Ausführungsbeispiele und Neuentwicklungen. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 148 (1), S. 2-12.
- Adam, D., Markiewicz, R. (2009): Energy from earth-coupled structures, foundations, tunnels and sewers. Géotechnique, Vol. 59 (3), S. 229-236.
- Adam, D., Markiewicz, R. (2010): Nutzung der Geothermie mittels Erdwärmeabsorber und Grundwasserbrunnen. Österreichische Wasser- und Abfallwirtschaft, Vol. 62 (5-6), S. 77-85.
- Adam, D., Oberhauser, A. (2008): Kosten und Nutzen der Geothermie für die Verkehrsinfrastruktur. EI-Eisenbahningenieur, Vol. 59 (3), S. 6-12.
- Agemar, T., Schellschmidt, R., Schulz, R. (2011): 3D-Modell der Untergrundtemperatur von Deutschland. Der Geothermiekongress 2011, Bochum.

- Al-Khoury, R., Bonnier, P.G. (2006): Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part II: Transient. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 67 (5), S. 725-745.
- Al-Khoury, R., Bonnier, P.G., Brinkgreve, R.B.J. (2005): Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part I: Steady state. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 63 (7), S. 988-1013.
- Allen, A., Milenic, D., Sikora, P. (2003): Shallow gravel aquifers and the urban 'heat island' effect: a source of low enthalpy geothermal energy. Geothermics, Vol. 32 (4-6), S. 569-578.
- Alrtimi, A., Rouainia, M., Manning, D.A.C. (2014): An improved steady-state apparatus for measuring thermal conductivity of soils. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 72, S. 630-636.
- Amatya, B.L., Soga, K., Bourne-Webb, P.J., Amis, T., Laloui, L. (2012): Thermo-mechanical behaviour of energy piles. Géotechnique, Vol. 62 (6), S. 503-519.
- **Amis, T. (2010):** Energy piles & diaphragm walls. Research Seminar Current and Future. Research into Ground Source Energy, Milton Keynes, UK.
- Amis, T., Christopher, A.W., Wong, S. (2010): Integrating geothermal loops into the diaphragm walls of the Knightsbridge Palace Hotel Project. GE NCE Basement & Structures Conference.
- Angelotti, A., Albert, L., La Licata, I., Antelmi, M. (2014): Energy performance and thermal impact of a borehole heat exchanger in a sandy aquifer: Influence of the groundwater velocity. Energy Conversion and Management, Vol. 77, S. 700-708.
- Antics, M., Bertani, R., Sanner, B. (2013): Summary of EGC 2013 Country Update Reports on Geothermal Energy in Europe. EGC2013, European Geothermal Congress, Pisa, 2013.
- Arnfield, A.J. (2003): Two decades of urban climate research: A review of turbulence, exchanges of energy and water, and the urban heat island. International Journal of Climatology, Vol. 23 (1), S. 1-26.
- ASHRAE (1989): ASHRAE Handbook Fundamentals. Atlanta: American Society of Heating, Refrigerating, and Air-Conditioning Engineers, Inc.
- ASHRAE (2005): ASHRAE Handbook Fundamentals. Chapter 16. American Society of Heating, Refrigerating, and Air-Conditioning Engineers, Inc., Atlanta, USA.

- **ASTM D5334:2008:** Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure. American Society for Testing and Materials (ASTM).
- Austin, W.A. (1998): Development of an in situ system for measuring ground thermal properties. Master Thesis, Oklahoma State University, Stilwater, USA.
- Baehr, H.D., Stephan, K. (2006): Wärme- und Stoffübertragung. 5. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- **Baier, C. (2008):** Thermisch-hydraulische Simulationen zur Optimierung von Vereisungsmaßnahmen im Tunnelbau unter Einfluss einer Grundwasserströmung. Dissertation. Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen. RWTH Aachen.
- **Balbay, A., Esen, M. (2010):** Experimental investigation of using ground source heat pump system for snow melting on pavements and bridge decks. Scientific Research and Essays, Vol. 5 (24), S. 3955-3966.
- Bandos, T.V., Montero, Á., Fernández, E., Santander, J.L.G., Isidro, J.M., Pérez, J., Fernández de Córdoba, P.J., Urchueguía, J.F. (2009): Finite line-source model for borehole heat exchangers: Effect of vertical temperature variations. Geothermics, Vol. 38 (2), S. 263-270.
- Banks, D. (2012): An introduction to thermogeology: ground source heating and cooling.2. Auflage, John Wiley & Sons, Ltd.
- **Bauer, D. (2011):** Zur thermischen Modellierung von Erdwärmesonden und Erdsonden-Wärmespeichern. Dissertation. Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik, Universität Stuttgart.
- Bauer, D., Heidemann, W., Marx, R., Nußbicker-Lux, J., Ochs, F., Panthalookaran, V., Raab, S., (2009): Solar unterstützte Nahwärme und Langzeit-Wärmespeicher (Juni 2005 bis Juli 2008). Forschungsbericht zum BMU-Vorhaben 0329607J, Stuttgart.
- **Baujard, C., Kohl, T. (2010):** Evaluation of the potential use of geothermal heat exchangers in the CEVA Tunneling Project. Proceedings of the World Geothermal Congress 2010, Bali, Indonesien.
- Bear, J. (1979): Hydraulics of Groundwater. McGraw-Hill International.
- **Beck, A.E. (1957):** A steady state method for the rapid measurement of the thermal conductivity of rocks. Journal of Scientific Instruments, Vol. 34, p. 186-189.

- Beier, R.A. (2014): Transient heat transfer in a U-tube borehole heat exchanger. Applied Thermal Engineering, Vol. 62 (1), S. 256-266.
- **Bennet, J., Claesson, J., Hellström, G. (1987):** Multipole method to compute the conductive heat flows to and between pipes in a composite cylinder. University of Lund Department of Building Technology and Mathematical Physics.
- **Bertsch, W. (1978):** Die Koeffizienten der longitudinalen und transversalen Dispersion ein Literaturüberblick. Gewässerkundliche Mitteilungen, Vol. 22 (2), S. 37–46.
- Bohmann, D., Burmeister, F., Rahms, H., Scholten, K., Senner, J., Tali, E., Kuschan, V. (2012): Entwicklung und Verifizierung eines kostengünstigen Verfahrens zur Errichtung von Flächenkollektoren als Erdwärmequelle für Wärmepumpen. Forschungsbericht F 2843; Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.
- Bolk, P., Katzenbach, R., Waberseck, T., Steinbach, C. (2007): Entwicklung des neuen, qualifizierte Winterdienstsystems QuaWiDis für Personenverkehrsflächen durch die Nutzung regenerativer Energien. Abschlussbericht; FZ 19W3027.
- Bons, P.D., van Milligen, B.P., Blum, P. (2013): A general unified expression for solute and heat dispersion in homogeneous porous media. Water Resources Research, Vol. 49 (10), p. 6166-6178.
- **Boranyak, S. (2013):** International cooperation expands energy foundation technology. Deep Foundations, Mrz/Apr 2013, S.52-54.
- Botelle, M., Payne, K., Redhead, B. (2010): Squeezing the heat out of London's tube. Proceedings of the ICE – Civil Engineering, Vol. 163 (3), S. 144-122.
- Bouhacina, B., Saim, R., Benzenine, H., Oztop, H.F. (2013): Analysis of thermal and dynamic comportment of a geothermal vertical U-tube heat exchanger. Energy and Buildings, Vol. 58 (3), p. 37-43.
- Bourne-Webb, P.J., Amatya, B., Soga, K., Amis, T., Davidson, C., Payne, P. (2009): Energy pile test at Lambeth College, London: geotechnical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles. Géotechnique, Vol. 59 (3), S. 237-248.
- **Bozis, D., Papakostas, K., Kyriakis, N. (2011):** On the evaluation of design parameters effects on the heat transfer efficiency of energy piles. Energy and Buildings, Vol. 43 (4), p. 1020-1029.
- **Brandl, H. (2006):** Energy foundations and other thermo-active ground structures. Géotechnique, Vol. 56 (2), S. 81–122.

- Brandl, H., Adam, D., Markiewicz, R., Unterberger, W., Hofinger, H. (2010): Massivabsorbertechnologie zur Erdwärmenutzung bei der Wiener U-Bahnlinie U2. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 155 (7-9/10-12), S. 1-7.
- Brandl, H., Markiewicz, R. (2001): Geothermische Nutzung von Bauwerksfundierungen ("Energiefundierungen"). Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 146 (5-6), S. 216-222.
- Brettmann, T.P.E., Amis, T., Kapps, M. (2010): Thermal conductivity analysis of geothermal energy piles. Proceedings of the Geotechnical Challenges in Urban Regeneration Conference 2010, London.
- Brunt, D. (1932): Notes on radiation in the atmosphere. Part I. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, Vol. 58 (247), S. 389-420.
- **Brutsaert, W. (1975):** On a derivable formula for long-wave radiation from clear skies. Water Resources Research, Vol. 11 (5), S. 742-744.
- Capozza, A., De Carli, M., Zarrella, A. (2013): Investigations on the influence of aquifers on the ground temperature in ground-source heat pump operation. Applied Energy, Vol. 107, S. 350-363.
- Carslaw, H.S., Jaeger, J.C. (1946): Conduction of heat in solids. Claremore Press, Oxford, UK.
- Chapman, W.P. (1952): Design of snow melting systems. Heating and Ventilating. Vol. 49 (4), S. 96-102.
- Chapman, W.P., Katunich, S. (1956): Heat requirements of snow melting systems. ASHRAE Transactions, Vol. 62, S. 359.
- Chaudhry, M.A., Zubair, S.M. (1994): Generalized incomplete gamma functions with applications. Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 55 (1), S. 99-123.
- Chen, M., Wu, S., Wang, H., Zhang, J. (2011): Study of ice and snow melting process on conductive asphalt solar collector. Solar Energy Materials & Solar Cells, Vol. 95 (12), S. 3241–3250.
- Chiasson, A. (1999): Advances in modeling of ground-source heat pump systems. Master Thesis, Oklahoma State University.
- **Chiasson, A., Spitler, J.D. (2000):** A modeling approach to design of a ground-source heat pump bridge deck heating system. Oklahoma State University.
- Choi, J.C., Park, J., Lee, S.R. (2013): Numerical evaluation of the effects of groundwater flow on borehole heat exchanger arrays. Renewable Energy, Vol. 52, S. 230-240.

- Choi, M., Jacobs, J., Kustas, W.P. (2008): Assessment of clear and cloudy sky parameterizations for daily downwelling longwave radiation over different land surfaces in Florida, USA. Geophysical Research Letters, Vol. 35, L20402.
- Chong, C.S.A., Gan, G., Verhoef, A., Gonzalez Garcia, R., Vidale, P.L. (2013): Simulation of thermal performance of horizontal slinky-loop heat exchangers for ground source heat pumps. Applied Energy, Vol. 104 (4), S. 603-610.
- Chung, M., Jung, P.-S., Rangel, R.H. (1999): Semi-analytical solution for heat transfer from a buried pipe with convection on the exposed surface. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 42 (20), S. 3771-3786.
- Cimmino, M., Bernier, B. (2014): A semi-analytical method to generate g-functions for geothermal bore fields. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 70, S. 641-650.
- **Claesson, J., Dunand, A. (1983):** Heat Extraction from the Ground by Horizontal Pipes A Mathematical Analysis. Department of Mathematical Physics, Lund University, Schweden.
- **Clauser, C. (2003):** Numerical simulation of reactive flow in hot aquifers. SHEMAT and Progressing SHEMAT. Springer-Verlag Berlin-Heidelberg.
- Côté, J., Konrad, J.-M. (2005) A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 42 (2), S. 443-158.
- Cui, P., Li, X., Man, Y., Fang, Z. (2011): Heat transfer analysis of pile geothermal heat exchangers with spiral coils. Applied Energy, Vol. 88 (11), S. 4113-4119.
- Cui, P., Yang, H., Fang, Z. (2006): Heat transfer analysis of ground heat exchangers with inclined boreholes. Applied Thermal Engineering, Vol. 26 (11-12), S. 1169-1175.
- Cui, P., Yang, H., Fang, Z. (2008): Numerical analysis and experimental validation of heat transfer in ground heat exchangers in alternative operation modes. Energy and Buildings, Vol. 40 (6), S. 1060-1066.
- de Carli, M., Tonon, M., Zarrella, A., Zecchin, R. (2010): A computational capacity resistance model (CaRM) for vertical ground-coupled heat exchangers. Renewable Energy, Vol. 35 (7), S. 1537-1550.
- de Vries D.A. (1963): Thermal properties of soil. Physics of Plant Environment, W.R. van Wijk (Ed.), North-Holland Pub. Co., Amsterdam, S. 210-235.
- Dehner, U. (2007): Bestimmung der thermischen Eigenschaften von Böden als Grundlage für die Erdwärmenutzung. In: Landesamt für Geologie und Bergbau Rheinland-Pfalz (Hrsg): Mainzer geowissenschaftliche Mitteilungen. Band 35, Mainz.

- **Delgado, J.M.P.Q. (2007):** Longitudinal and transverse dispersion in porous media. Chemical Engineering Research and Design, Vol. 85 (9), S. 1245-1252.
- **Demir, H., Koyun, A., Temir, G. (2009):** Heat transfer of horizontal parallel pipe ground heat exchanger and experimental verification. Applied Thermal Engineering, Vol. 29 (2-3), S. 224-233.
- **Di Donna, A., Laloui, L. (2013):** Soil response under thermomechanical conditions imposed by energy geostructures. In: Laloui, L., Di Donna, A: (Ed.): Energy Geostructures Innovation in Underground Engineering. ISTE Ltd. and John Wiley & Sons Inc.
- Diao, N., Li, Q., Fang, Z. (2004): Heat transfer in ground heat exchangers with groundwater advection. International Journal of Thermal Sciences, Vol. 43 (12), S. 1203-1211.
- Diersch, H.-J.G., Bauer, D., Heidemann, W., Rühaak, W., Schätz, P. (2011): Finite element modeling of borehole heat exchanger systems: Part 1. Fundamentals. Computers and Geotechnics, Vol. 37 (8), S. 1122-1135.
- **DIN 4020:2010-12:** Geotechnische Untersuchungen für bautechnische Zwecke Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-2.
- **DIN 1054:2010-12:** Baugrund Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-1.
- **DIN 1056:2010-12:** Ausführung von Arbeiten im Spezialtiefbau Bohrpfähle; Deutsche Fassung EN 1536:2010.
- DIN 19685:1997-05: Klimatologische Standortuntersuchung Ermittlung der meteorologischen Größen.
- **DIN 19685:1997-05:** Klimatologische Standortuntersuchungen Ermittlung der meteorologischen Größen.
- **DIN 4710:2003-01:** Statistiken meteorologischer Daten zur Berechnung des Energiebedarfs von heiz- und raumlufttechnischen Anlagen in Deutschland.
- **DIN EN 12664:2001-05:** Wärmetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten -Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstandes nach dem Verfahren mit dem Plattengerät und dem Wärmestrommessplatten-Gerät; Trockene und feuchte Produkte mit mittlerem und niedrigem Wärmedurchlasswiderstand. Deutsche Fassung EN 12664:2001.
- **DIN EN 12667:2001-05**: Wärmetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten -Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstandes nach dem Verfahren mit dem Plattengerät

und dem Wärmestrommessplatten-Gerät; Produkte mit hohem und mittlerem Wärmedurchlasswiderstand. Deutsche Fassung EN 12667:2001.

- **DIN EN 1536:2010-12:** Ausführung von Arbeiten im Spezialtiefbau Bohrpfähle; Deutsche Fassung EN 1536:2010.
- **DIN EN 993-15:2005-07:** Prüfverfahren für dichte geformte feuerfeste Erzeugnisse Teil 15: Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit nach dem Heißdraht-(Parallel-) Verfahren. Deutsche Fassung EN 993-15:2005.
- DIN EN ISO 10456:2010-05: Baustoffe und Bauprodukte Wärme- und feuchtetechnische Eigenschaften – Tabellierte Bemessungswerte und Verfahren zur Bestimmung der wärmeschutztechnischen Nenn- und Bemessungswerte (ISO 10456:2007 + Cor. 1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 10456:2007 + AC:2009.
- **DIN EN ISO 13370:2008-04:** Wärmetechnisches Verhalten von Gebäuden Wärmeübertragung über das Erdreich Berechnungsverfahren (ISO 13370:2007); Deutsche Fassung EN ISO 13370:2007.
- DIN EN ISO 6946:2008-04: Bauteile Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient – Berechnungsverfahren (ISO 6946:2007); Deutsche Fassung EN ISO 6946:2007.
- DIN EN ISO 8894-1:2010-10: Feuerfeste Werkstoffe Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit Teil 1: Heißdrahtverfahren (Kreuzverfahren und Widerstandsthermometer-Verfahren). Deutsche Fassung EN ISO 8894-1:2010.
- **Duarte, H.F., Dias, N.L., Maggiotto, S.R. (2006):** Assessing daytime downward longwave radiation estimates for clear and cloudy skies in southern Brazil. Agricultural and Forest Meteorology, Vol. 139 (3-4), S. 171-181.
- **Dupray, F., Li, C., Laloui, L. (2014):** Heat-exchanger piles for the de-icing of bridges. Acta Geotechnica, Vol. 9 (3), S. 413-423.
- **EA-Pfähle (2012):** Empfehlungen des Arbeitskreises "Pfähle". Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V. (Hrsg.). Ernst & Sohn, Berlin.
- El-Din, M.M.S. (1999): On the heat flow into the ground. Renewable Energy, Vol. 18 (4), S. 473-490.
- Emmel, M.G., Abadie, M.O., Mendes, N. (2007): New external convective heat transfer coefficient correlations for isolated low-rise buildings. Energy and Buildings, Vol. 39 (3), S. 335-342.

- **EnergyPlus (2013):** The reference to EnergyPlus calculations. October 2013. University of Illinois, Ernest Orlando Lawrence Berkeley National Laboratory.
- **Ennigkeit, A. (2002):** Energiepfahlanlagen mit Saisonalen Thermospeicher. Dissertation. Mitteilungen des Instituts und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt. Heft 60.
- **Eskilson, P. (1987):** Thermal analysis of heat extraction boreholes. Doctoral Thesis. Lund Institute of Technology, Department of Mathematical Physics, Lund University.
- Fan, R., Jiang, Y., Yao, Y., Shiming, D., Ma, Z. (2007): A study on the performance of a geothermal heat exchanger under coupled heat conduction and groundwater advection. Energy, Vol. 32 (11), S. 2199-2209.
- **Farouki, O.T. (1986):** Thermal properties of soils. Series on Rock and Soil Mechanics, Vol. 11, Trans Tech Publications.
- Ferguson, G. (2007): Heterogeneity and thermal modeling of ground water. Groundwater, Vol. 45 (4), S. 485-490.
- Ferguson, G., Woodbury, A.D. (2004): Subsurface heat flow in an urban environment. Journal of Geophysical Research, Vol. 109 (B2).
- Florides, G., Kalogirou, S. (2007): Ground heat exchangers a review of systems, models and applications. Renewable Energy, Vol. 32 (15), S. 2461-2478.
- Fontaine, P.-O., Marcotte, D., Pasquier, P., Thibodeau, D. (2011): Modeling of horizontal geoexchange systems for building heating and permafrost stabilization. Geothermics, Vol. 40 (3), S. 211-220.
- Forsyth, P.A., Simpson, R.B. (1989): A two phase, two component model for natural convection in a porous medium. Research Report CS-89-55. Department of Computer Science, University Waterloo, Canada.
- **Fossa, M. (2011):** The temperature penalty approach to the design of borehole heat exchangers for heat pump applications. Energy and Buildings, Vol. 43 (6), S. 1473-1479.
- Freeze, R.A., Cherry, J.A. (1979): Groundwater. Prentice Hall, Englewood Cliffs.
- Frodl, S., Franzius, J.N., Bartl, T. (2010): Planung und Bau der Tunnel-Geothermieanlage in Jenbach. Geomechanics and Tunneling, Vol. 3 (5), S. 658-668.
- Fromentin, A., Pahud, D., Jaquier, C., Morath, M. (1997): Recommandations pour la réalisation d'installations avec pieux échangeurs Empfehlungen für Energiepfahlsysteme. Forschungsbericht, No. 120.104. Lausanne, Schweiz.

- Fujii, H., Itoi, R., Fujii, J., Uchida, Y. (2005): Optimizing the design of large-scale groundcoupled heat pump systems using groundwater and heat transport modeling. Geothermics, Vol. 34 (3), S. 347-364.
- Gao, J., Zhang, X., Liu, J., Li, K., Yang, J. (2008): Numerical and experimental assessment of thermal performance of vertical energy piles: an application. Applied Energy, Vol. 85 (10), S. 901-910.
- **Gehlin, S. (2002):** Thermal Response Test Method development and evaluation. Ph.D. Thesis. Department of Environmental Engineering, Lulea University of Technology.
- Genath, B. (2011): So ist sie, die Deutsche Bahn AG Geothermische Bahnsteigheizung Bad Lauterberg passt gut ins Klischee. Heizungsjournal, Vol. 3 (2011); S. 135-139.
- **Ghasemi-Fare, O., Basu, P. (2013):** A practical heat transfer model for geothermal piles. Energy and Buildings, Vol. 66, S. 470-479.
- Glück, B. (1982): Strahlungsheizung Theorie und Praxis. C.F. Müller, Karlsruhe.
- **Glück, B. (1999):** Thermische Bauteilaktivierung Bauteilheizung und Bauteilkühlung. Forschungsbericht, RUD. OTTO MEYER-UMWELT-STIFTUNG.
- **Glück, B. (2007):** Simulationsmodell "Erdwärmekollektoren" zur wärmetechnischen Beurteilung von Wärmequellen, Wärmesenken und Wärme-/Kältespeichern. Forschungsbericht. Online: http://berndglueck.de/erdwaermekollektor.php (11.07.2014).
- **Gnielinski, V. (1995):** Ein neues Berechnungsverfahren für die Wärmeübertragung im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Rohrströmung. Forschung im Ingenieurwesen Engineering Research, Vol. 61 (9), S. 240-248.
- Grab, T., Storch, T., Kleutges, S., Grötzsch, S., Groß, U. (2010): Geothermieanlage zur Grubenwassernutzung für Heizung und Kühlung. Beitrag "Der Geothermiekongress 2010", Karlsruhe.
- Grigull, U., Sandner, H. (1990): Wämeleitung. 2. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Grimm, R. (2014): Thermischer Bohrlochwiderstand Ein Maß für die Güte von Verpressarbeiten. GeoTherm expo & congress 2014, Offenburg.
- **GSHPA (2012):** Thermal Pile Design, Installation & Materials Standards. Issue 1.0. Ground Source Heat Pump Association, Knowhill, Milton Keynes, UK.
- GtV (2013): Tiefe Geothermieprojekte in Deutschland. Informationen des Bundesverband Geothermie. Online: http://www.geothermie.de/wissenswelt/geothermie/indeutschland.html (11.07.2014).

- Hägg, M., Andersson, O. (2009): BTES for snow melting- experimental results from Arlanda Airport. Effstock 2009, 11th Conference on Thermal Energy, 2009.
- Hähnlein, S., Bayer, P., Blum, P. (2010): International legal status of the use of shallow geothermal energy. Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 14 (9), S. 2611-2625.
- Hamada, Y., Nakamura, M., Saitoh, H., Kubota, H., Ochifuji, K. (2007a): Improved underground heat exchanger by using no-dig method for space heating and cooling. Renewable Energy, Vol. 32 (3), S. 480-495.
- Hamada, Y., Saitoh, H., Nakamura, M., Kubota, H., Ochifuji, K. (2007b): Field performance of an energy pile system for space heating. Energy and Buildings, Vol. 39 (5), S. 517-524.
- Hanschke, T., Kühl, J.U., Freund, R., Mackert, K.L. (2009): Die Geothermische Brücke Berkenthin. Bautechnik, Vol. 86 (11), S.729-732.
- Harmathy, T.Z. (1970): Thermal properties of concrete at elevated temperatures. Journal of Materials, Vol. 5 (1), S. 47-74.
- Hassani, E., Uotinen, V.-M., Kujala, K. (2014): Numerical modelling of thermal regimes in steel energy pile foundations: A case study. Energy and Buildings, Vol. 69, S. 165-174.
- **He, M. (2012):** Numerical modelling of geothermal borehole heat exchanger systems. Doctoral Thesis. Institute of Energy and Sustainable Development, De Montfort University.
- **Hellström, G. (1991):** Ground heat storage thermal analysis of duct storage systems. Dissertation. Department of Mathematical Physics, University of Lund.
- Hellström, G., Sanner, B. (1994): Software for dimensioning of deep boreholes for heat extraction. Proceedings of Calorstock 1994, Espoo/Helsinki, Finnland, S. 195–202.
- Herrmann, V., Herrmann, R. (2013): Geotechnische Risiken bei der Herstellung von Erdwärmesonden-Bohrungen: Lösungen durch "Geothermische Kategorien"?. 19. Tagung für Ingenieurgeologie mit Forum für junge Ingenieurgeologen, München 2013, S. 321-326.
- Heske, C., Kohlsch, O., Dornstädter, J., Heidinger, P. (2011): Der Enhanced-Geothermal-Response Test als Auslegungsgrundlage und Optimierungstool. bbr-Sonderheft "Oberflächennahe Geothermie", S. 36-43.
- Hidalgo, J.J., Carrera, J., Dentz, M. (2009): Steady state heat transport in 3D heterogeneous porous media. Advances in Water Resources, Vol. 32 (8), S. 1206-1212.
- Himmler, R., Fisch, N. (2005): International Solar Centre Berlin a comprehensive energy design. Proceedings of the Fifth International Conference for Enhanced Building Operations, Pittsburgh, Pennsylvania.

- Hofinger, H., Adam, D., Markiewicz, R., Unterberger, W. (2010): Geothermieanlagen bei Großprojekten – Planung und Umsetzung. Geomechanics and Tunnelling, Vol. 3 (5), S. 634-646.
- Hofinger, H., Kohlböck, D. (2005): Wirtschaftliche Optimierung von Tunnelthermie®-Absorberanlagen - Grundlagenuntersuchung und Planungsleitfaden. Abschlussbericht (Projekt Nr. 12x05080) für die Magistratsabteilung 27; Wien, Österreich.
- Hofmann, K., Schmitt, D., Wittke, W. (2010): Geothermie im Tunnelbau Konzept f
 ür die Nutzung der Geothermie am Beispiel des B10-Tunnels Rosenstein. Geotechnik, Vol. 33 (2), S. 135-139.
- Homuth, S., Hamm, K., Rumohr, S., Sass, I. (2008): In-Situ-Messungen zur Bestimmung geothermischer Untergrundkennwerte. Grundwasser, Vol. 13 (4), S. 241–251.
- Hu, P., Yu, Z., Zhu, N., Lei, F., Yuan, X. (2013): Performance study of a ground heat exchanger based on the multipole theory heat transfer model. Energy and Buildings, Vol. 65, S. 231-241.
- Huang, S., Taniguchi, M., Yamano, M., Wang, C. (2009): Detecting urbanization effects on surface and subsurface thermal environment - A case study of Osaka. Science of the Total Environment, Vol. 407 (9), S. 3142-3152.
- Huber, A., Schuler, O. (1997): Berechnungsmodul für Erdwärmesonden. Forschungsprogramm Umgebungs- und Abwärme, Wärmekraftkopplung. Bundesamt für Energie, Bern.
- Huber, D., Walter, H. (2010): Forced convection heat transfer in the transition region between laminar and turbulent flow for a vertical circular tube. In Mastorakis et al. (Ed.): Latest Trends on Theoretical & Applied Mechanics, Fluid Mechanics and Heat & Mass Transfer. International Conference on Theoretical and Applied Mechanics and International Conference on Fluid Mechanics and Heat & Mass transfer, Corfu, Greece, 2010. S. 132-136.
- Huber, H. (2013): Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Wärmetransportverhalten oberflächennaher, durchströmter Böden. Dissertation. Mitteilungen des Instituts für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen der Technischen Universität Darmstadt. Heft 40, Darmstadt, Deutschland.
- Hueckel, T., Francois, B., Laloui, L. (2009): Explaining thermal failure in saturated clays. Géotechnique, Vol. 59 (3), S. 197-212.
- Hupfer, P., Kuttler, W. (2005). Witterung und Klima Eine Einführung in die Meteorologie und Klimatologie. 11. Auflage, B.G. Teubner Verlag, Wiesbaden.

- Imhasly, S., Signorelli, S., Rybach, L. (2013): Statistik der geothermischen Nutzung in der Schweiz Ausgabe 2012. GEOTHERMIE.CH, Frauenfeld, Schweiz.
- Infante Sedano, J.A., Evgin, E., Fu, Z. (2012): Analysis of multiphysics problems related to energy piles. The COMSOL Conference 2012, Boston.
- **Ingersoll, L.R., Plass, H.J. (1948):** Theory of the ground pipe heat source for the heat pump. Heating, Piping and Air Conditioning, Vol. 20 (7), S. 119-122.
- **Ingersoll, L.R., Zobel, O.J., Ingersoll, A. (1954):** Heat conduction with engineering, geological, and other applications. The University of Wisconsin Press, Madison.
- Islam, M.S., Fukuhara, T., Watanabe, H., et al. (2006): Horizontal U-tube road heating system using tunnel ground heat. Journal of Snow Engineering of Japan, Vol. 22 (3), S. 23–28.
- Ito, N., Kimura, K., Oka, J. (1972): A field experiment study on the convective heat transfer coefficient on exterior surface of a building. ASHRAE Transaction, Vol. 78, S. 184–191.
- Iziomon, M.G., Mayer, H., Matzarakis, A. (2003): Downward atmospheric longwave irradiance under clear and cloudy skies: Measurement and parameterization. Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics, Vol. 65 (10), S. 1107-1116.
- Jäger, J.C. (1942): Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. Proceedings of the Royal Society of New South Wales, Vol. 76, S. 203-224.
- Javed, S. (2012): Thermal modelling and evaluation of borehole heat transfer. Doctoral-Thesis. Department of Energy and Environment, Chalmers University of Technology.
- Jin, M., Liang, S. (2006): An improved land surface emissivity parameter for land surface models using global remote sensing observations. Journal of Climate, Vol. 19 (12), S. 2867-2881.
- Johansen, O. (1975): Thermal conductivity of soils. Ph.D. Thesis. Institute for Cold Temperature Engineering, Group for Thermal Analysis of Frost in the Ground, Trondheim, Norwegen.
- Johansen, O., Frivik, E. (1980): Thermal properties of soils and rock materials. 2nd International Symposium on Ground Freezing, Norwegian Institute of Technology, Trondheim, S. 427-453.
- Jürges, W. (1924): Der Wärmeübergang an einer ebenen Wand. Beiheft Nr. 19 zum Gesundheitsingenieur, R. Oldenbourg Verlag.
- Kaiser, H., Beldermann, N. (2013): Energiepfähle: eine fundamentale Energiequelle. Bbr, Vol. 3(2013), S. 31-35.

- Katsura, T., Nagano, K., Narita, S., Takeda, S., Nakamura, Y., Okamato, A. (2009): Calculation algorithm of the temperatures for pipe arrangement of multiple ground heat exchangers. Applied Thermal Engineering, Vol. 29 (5-6), S. 906-919.
- Katsura, T., Nagano, K., Takeda, S. (2008): Method of calculation of the ground temperature for multiple ground heat exchangers. Applied Thermal Engineering, Vol. 28 (14-15), S. 1995-2004.
- Katsura, T., Nagano, K., Takeda, S., Shimakura, K. (2006): Heat transfer experiment in the ground with groundwater advection. 10th International Conference on Thermal Energy Storage (Ecostock 2006), Richard Stockton College of New Jersey, New Jersey, USA.
- Katzenbach, R. (2013): Die mechanische und thermische Wirkung des Wassers im Boden Bodenmechanik, Geothermie und Fluidmechanik. Vienna Terzaghi-Lecture. In: Österreichischer Ingenieur- und Architekten-Verein (Hrsg.): 9. Österreichische Geotechniktagung 2013, Wien. Österreich.
- Katzenbach, R., Vogler, M., Waberseck, T. (2008): Große Energiepfahlanlagen in urbanen Ballungsgebieten. Bauingenieur, Vol. 83 (7-8), S. 343-348.
- **Kern, J. (2011):** PKS-THERMPIPE® die intelligente Wärmerückgewinnung aus Kanalrohren. gwf-Wasser / Abwasser, Mai 2011, S. 443-445.
- **Kersten, M. S. (1949):** Thermal properties of soils. Bulletin No. 28, University of Minnesota, Institute of Technology, Experiment station; University of Minnesota.
- **Kim, E.-J. (2011):** Development of numerical models of vertical ground heat exchangers and experimental verification: Domain decomposition and state model reduction approach. Dissertation. L'institut national des sciences appliquées de Lyon, INSA de Lyon, Frankreich.
- Kim, K.H., Jeon, S.E., Kim, J.K., Yang, S. (2003): An experimental study on thermal conductivity of concrete. Cement and Concrete Research, Vol. 33 (3), S. 363-371.
- **Kinzelbach, W. (1987):** Numerische Methoden zur Modellierung des Transports von Schadstoffen im Grundwasser. Schriftenreihe gwf Wasser-Abwasser, Band 21, R. Oldenburg Verlag, München.
- **Koenigsdorff, R. (2009):** TRT an geothermischen Flächensystemen erste Betrachtungen und Ergebnisse. Symposium "10 Jahre Thermal Response Test in Deutschland", Göttingen.
- Koenigsdorff, R. (2011): Oberflächennahe Geothermie für Gebäude. Grundlagen und Anwendungen zukunftsfähiger Heizung und Kühlung. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.

- Koenigsdorff, R., Feuerstein, P. (2012): Korrekter Umgang mit Messwerten des Bohrlochwiderstands aus Thermal-Response-Tests. bbr-Sonderheft "Geothermie", S. 12-17.
- Kolymbas, D. (1998): Geotechnik Bodenmechanik und Grundbau. Springer Verlag, Berlin.
- Koohi-Fayegh, S., Rosen, M.A. (2012): Examination of thermal interaction of multiple vertical ground heat exchangers. Applied Energy, Vol. 97 (9), S. 962-969.
- Koschenz, M., Lehmann, B. (2000): Thermoaktive Bauteile tabs. EMPA Energiesysteme/ Haustechnik, Dübendorf, Schweiz.
- Koschenz, M., Dorer, V. (1999): Interaction of an air system with concrete core conditioning. Energy and Buildings, Vol. 30 (2), S. 139-145.
- Kraus, H. (2008): Grundlagen der Grenzschicht-Meteorologie. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Kürten, S. (2012): Vergleich von verschiedenen Methoden zur Auslegung von Erdwärmesonden am Beispiel der thermischen Nutzung von Haldenschwelbränden. In: GtV-Bundesverband Geothermie e.V. (Hrsg.): Der Geothermiekongress 2012: Karlsruhe, 13 – 16. November 2012; Tagungsband.
- Kürten, S., Feinendegen, M., Noël, Y. (2013a): Anschlussvorhaben Haldengeothermie-Sicherung und thermische Nutzung von Haldenschwelbränden des Bergbaus zur Substitution fossiler Brennstoffe. Abschlussbericht; FZ: 01 LS05087A. RWTH Aachen.
- Kürten, S., Feinendegen, M., Noël, Y., Gaschnitz, R., Klein, A., Schwerdt, P. (2013b): Thermische Nutzung von Haldenschwelbränden – Erkenntnisse und Erfahrungen aus einem Pilotprojekt. Mining Report, Vol. 149 (2), S. 116-124.
- Kürten, S., Ziegler, M., Ehrenberg, H., Mottaghy, D. (2013c): Beschreibung des Einflusses einer Grundwasserströmung auf den Wärmeertrag von flächigen thermo-aktiven Bauteilen.
 In: Österreichischer Ingenieur- und Architekten-Verein (Hrsg.): 9. Österreichische Geotechniktagung 2013, Wien, Österreich.
- Kürten, S., Mottaghy, D., Ziegler, M. (2014): 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), DOI 10.1007/s11440-014-0311-6 (online).
- Laloui, L., Nuth, M., Vulliet, L. (2006): Experimental and numerical investigations of the behaviour of a heat exchanger pile. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics Vol. 30 (8), S. 763-781.

- Lamarche, L. (2011): Analytical g-function for inclined boreholes in ground-source heat pump systems. Geothermics, Vol. 40 (4), S. 241-249.
- Lamarche, L., Beauchamp, B. (2007): A new contribution to the finite line-source model for geothermal boreholes. Energy and Buildings, Vol. 39 (2), S. 188-198.
- Lamarche, L., Kajl, S., Beauchamp, B. (2010): A review of methods to evaluate borehole thermal resistances in geothermal heat-pump systems. Geothermics, Vol. 39 (2), S. 187–200.
- LAWA (2011): Empfehlungen der LAWA für wasserwirtschaftliche Anforderungen an Erdwärmesonden und Erdwärmekollektoren. Bund/Länder-Arbeitsgemeinschaft Wasser (LAWA), Dresden.
- Lee, C., Park, S., Won, J., Jeoung, J., Sohn, B., Choi, H. (2012): Evaluation of thermal performance of energy textile installed in Tunnel. Renewable Energy, Vol. 42, S. 11-22.
- Lee, C.K., Lam, H.N. (2007): Effects of groundwater flow direction on performance of ground heat exchanger borefield in geothermal heat pump systems using 3-D Finite-Difference-Method. Building Simulation Conference 2007, Beijing, China.
- Lee, C.K., Lam, H.N. (2012): A modified multi-ground-layer model for borehole ground heat exchangers with an inhomogeneous groundwater flow. Energy, Vol. 47 (1), S. 378-387.
- Lee, C.K., Lam, H.N. (2013): A simplified model of energy pile for ground-source heat pump systems. Energy, Vol. 55, S. 838-845.
- LfU (2012): Planung und Erstellung von Erdwärmesonden. Merkblatt Nr. 3.7/2, Stand: Januar 2012, Bayerisches Landesamt für Umwelt (LfU), Augsburg.
- Li, M., Lai, A.C.K. (2012): New temperature response functions (g-functions) for pile and borehole ground heat exchangers based on composite-medium line-source theory. Energy, Vol. 39 (1), S. 255-263.
- Li, M., Lai, A.C.K. (2013): Analytical model for short-time responses of ground heat exchangers with U-shaped tubes: Model development and validation. Applied Energy, Vol. 104, p. 510-516.
- Li, X., Zhao, J., Zho, Q. (2005): Inner heat source model with heat and moisture transfer in soil around the underground heat exchanger. Applied Thermal Engineering, Vol. 25 (10), p. 1565-1577.
- Li, Y., Mao, J., Geng, S., Han, X., Zhang, H. (2014): Evaluation of thermal short-circuiting and influence on thermal response test for borehole heat exchanger. Geothermics, Vol. 50, S. 136-147.

- Li, Z. (2012): A new constant heat flux model for vertical U-tube ground heat exchangers. Energy and Buildings, Vol. 45 (2), S. 311-316.
- Li, Z., Zheng, M. (2009): Development of a numerical model for the simulation of vertical Utube ground heat exchangers. Applied Thermal Engineering, Vol. 29 (5-6), S. 920–924.
- Liang, N.W., Lai, C.H., Hsu, C.Y., Chiang, Y.C., Chang, C.C., Chen, S.L. (2014): A conformal-mapping method for predicting the thermal properties of U-shaped borehole heat exchangers. Geothermics, Vol. 50 (4), S. 66-75.
- Linacre, E. (1992): Climate Data and Resources A reference guide. Rouledge, London.
- Liu, X. (2005): Development and experimental validation of simulation of hydronic snow melting systems for bridges. Doctoral-Thesis. Graduate College, Oklahoma State University, USA.
- Liu, Z., Ma, L., Zhang, J. (2014): Application of a heat pump system using untreated urban sewage as a heat source. Applied Thermal Engineering, Vol. 62 (2), S. 747-757.
- Loveridge, F., Powrie, W. (2013): Temperature response functions (g-functions) for single pile heat exchangers. Energy, Vol. 57, S. 554-564.
- Loveridge, F., Powrie, W. (2014a): 2D thermal resistance of pile heat exchangers. Geothermics, Vol. 50, S. 122-135.
- Loveridge, F., Powrie, W. (2014b): G-Functions for multiple interacting pile heat exchangers. Energy, Vol. 64, S. 747-757.
- Loveridge, F., Powrie, W. Nicholson, D. (2014): Comparison of two different methods for pile thermal response test interpretation. Acta Geotechnica, Vol. 9 (3), S. 367-384.
- Lund, J.W. (2000): Pavement Snow Melting. GHC Bulletin, Vol. 21 (2), S. 12-19.
- Lund, J.W., Freeston, D.H., Boyd, T.L. (2011): Direct utilization of geothermal energy 2010 worldwide review. Geothermics, Vol. 40 (3), S. 159-180.
- Ma, X. (2012): Nutzung der oberflächennahen Geothermie mittels Energiepfählen und Erdwärmesonden. Dissertation. Veröffentlichungen des Instituts für Geotechnik und Baubetrieb der Technischen Universität Hamburg-Harburg, Heft 25.
- Mackert, K.U. (2011): Kanalbrücke Berkenthin mit temperierter Fahrbahn. Expertengespräch Stahlbrückenbau, 17.09.2011, Bergisch Gladbach.
- Man, Y., Yang, H., Diao, N., Cui, P., Lu, L., Fang, Z. (2011): Development of spiral heat source model for novel pile ground heat exchangers. HVAC&R Research, Vol. 17(6), S. 1075-1088.

- Man, Y., Yang, H., Diao, N., Liu, J., Fang, Z. (2010): A new model and analytical solutions for borehole and pile ground heat exchangers. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 53 (13-14), S. 2593-2601.
- Marcotte, D., Pasquier, P. (2009): The effect of borehole inclination on fluid and ground temperature for GLHE systems. Geothermics, Vol. 38 (4), S. 392-398.
- Marcotte, D., Pasquier, P. (2014): Unit-response function for ground heat exchanger with parallel, series or mixed borehole arrangement. Renewable Energy, Vol. 68 (8), S. 14-24.
- Marek, R., Nitsche, K. (2010): Praxis der Wärmeübertragung. Grundlagen Anwendungen Übungsaufgaben. 2., aktualisierte und erweiterte Auflage. Hanser-Verlag, Leipzig, München.
- Markiewicz, R. (2004): 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, Österreich.
- Mayer, P.-M., Franzius, J.N. (2010): Thermische Berechnungen im Tunnelbau. Geotechnik, Vol. 33 (2), S. 145-151.
- McCartney, J.S. (2011): Engineering performance of energy foundations. Pan-AM CGS Geotechnical Conference 2011, Toronto, Canada.
- McCartney, J.S., Coccia, C. J.R., Alsherif, N., Stewart, M. (2013): Energy geostructures in unsaturated soils. In: Laloui, L., Di Donna, A. (Ed.): Energy geostructures Innovation in underground engineering. ISTE Ltd., London, UK.
- Mei, V.C. (1986): Horizontal ground-coil heat exchanger theoretical and experimental analysis. Report ORNL/CON-193. OAK Ridge National Laboratory, Tennessee, USA.
- Menberg, K., Bayer, P., Zosseder, K., Rumohr, S., Blum, P. (2013a): Subsurface urban heat islands in German cities. Science of the Total Environment, Vol. 442, S. 123-133.
- Menberg, K., Blum, P., Schaffitel, A., Bayer, P. (2013b): Long-term evolution of anthropogenic heat fluxes into a subsurface urban heat island. Environmental Science & Technology, Vol. 47 (17), S. 9747-9755.
- Metais, B., Eckert, E.R.G. (1964): Forced, mixed and free convection regimes. Journal of Heat Transfer, Vol. 86 (2), S. 295-296.
- Metzger, T., Didierjean, S., Maillet, D. (2004): Optimal experimental estimation of thermal dispersion coefficients in porous media. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 47 (14-16), S. 3341-3353.
- Mihalakakou, G. (2002): On estimating soil surface temperature profiles. Energy and Buildings, Vol. 34 (3), S. 251-259.
- Mimouni, T., Dupray, F., Laloui, L. (2014): Estimating the geothermal potential of heatexchanger anchors on a cut-and-cover tunnel. Geothermics, Vol. 51, p. 380-387.
- Mimouni, T., Laloui, L. (2013): Thermo-Pile: A numerical tool for the design of energy piles. In: Laloui, L., Di Donna, A: (Ed.): Energy geostructures – Innovation in underground engineering. ISTE Ltd., London, UK.
- Mogensen, P. (1983): Fluid to duct wall heat transfer in duct system heat storages. Proceedings of the International Conference on Subsurface Heat Storage in Theory and Practice, Stockholm. Swedish Council for Building Research.
- **Molina-Giraldo** (2011): Heat transport modeling in shallow aquifers The role of thermal dispersion in aquifers and heat conduction into confining layers. Dissertation. Mathematisch-Naturwissenschaftliche Fakultät, Eberhard Karls Universität Tübingen.
- Mongkon, S., Thepa, S., Namprakai, P., Pratinthong, N. (2013): Cooling performance and condensation evaluation of horizontal earth tube system for the tropical greenhouse. Energy and Buildings Vol. 66, S. 104-111.
- Monteyne, G., Javed, S., Vandersteen, G. (2014): Heat transfer in a borehole heat exchanger: Frequency domain modeling. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 69 (2), S. 129-139.
- Morino, K., Oka, K. (1994): Study on heat exchanged in soil by circulating water in steel pile. Energy and Buildings, Vol. 21 (1); S. 65-78.
- Morita, K., Tago, M. (2000): Operational characteristics of the Gaia Snow-Melting System in Ninohe, Iwate, Japan. GHC Bulletin, Vol. 21 (4), S. 5-11.
- Mottaghy, D., Dijkshoorn, L. (2012): Implementing an effective finite difference formulation for borehole heat exchangers into a heat and mass transport code. Renewable Energy, Vol. 45, S. 59-71.
- Muraya, N. (1994): Numerical modeling of the transient thermal interference of vertical U-tube heat exchangers. Dissertation. Office of Graduate Studies, Texas A+M University.
- Muzychka, Y.S., Yovanovich, M.M. (2001): Thermal resistance models for non-circular moving heat sources on a half space. Journal of Heat Transfer, Vol. 123 (4), S. 624-632.

- Nagano, K., Katsura, T., Takeda, S., Saeki, E., Nakamura, Y., Okamato, A., Narita, S. (2005): Thermal characteristics of steel foundation piles as ground heat exchangers. 8th IEA Heat Pump Conference, Las Vegas, USA.
- Nagano, K., Katsura, T., Takeda, S., Ibamoto, T., Narita, S. (2006a): A design and performance prediction of the ground source heat pump system at Soen campus of Sapporo city university. 10th International Conference on Thermal Energy Storage (Ecostock 2006), Richard Stockton College of New Jersey, New Jersey, USA.
- Nagano, K., Katsura, T., Takeda, S. (2006b): Development of a design and performance prediction tool for the ground source heat pump system. Applied Thermal Engineering, Vol. 26 (14-15), S. 1578-1592.
- Naili, N., Hazami, M., Attar, I., Farhat, A. (2013): In-field performance analysis of ground source cooling system with horizontal ground heat exchanger in Tunisia. Energy, Vol. 61, S. 319-331.
- Naus, D.J. (2005): The effect of elevated temperature on concrete materials and structures A literature review. Oak Ridge National Laboratory, Report ORNL/TM-2005/553.
- Neiß, J., Winter, E.R.F. (1976): Analyse der instationären Wärmeleitung zwischen den Wärmetauscherrohren einer Wärmepumpe und dem Erdreich. Wärme- und Stoffübertragung Vol. 9, S. 39-48.
- Nicholson, D.P., Chen, Q., Pillai, A., Chendorain, M. (2013): Developments in Thermal Pile and Thermal Tunnel Linings for City Scale GSHP Systems. Thirty-Eighth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, California.
- Nield, D.A.; Bejan, A. (1992): Convection in porous media. Springer Verlag, New York.
- **Oberhauser, A., Adam, D. (2005):** Erdwärmenutzung im Eisenbahntunnelbau Simulation und Wirtschaftlichkeitsberechnung. COMSOL Conference 2005, Frankfurt.
- **Oberhauser, A., Adam, D. (2006):** Optimierungspotenziale der Erdwärmenutzung an Verkehrsinfrastrukturprojekten. Beton und Zement, Vol. 2, S. 14-19.
- **Oberhauser, A., Adam, D., Hosp, M., Kopf, F. (2006):** Der Energieanker Synergien bei der Nutzung eines statisch konstruktiven Bauteils. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Vol. 151 (4-6), S. 97-102.
- Ochs, F., Heidemann, W., Müller-Steinhagen, H. (2007): Langzeit-Wärmespeicher für solar unterstützte Nahwärmesysteme. 2. Internationale Speicherkonferenz Erneuerbarer Energien (IRES II), Bonn.

- Oke, T.R. (1973): City size and the urban heat island. Atmospheric Environment, Vol. 7 (8), S. 769-779.
- Oke, T.R. (1987): Boundary layer climates. 2. Auflage, Routledge, London.
- Olischläger, V., Ledel, K. (2003): Betonschutzplatten im Korrosionsschutz. Straßen- und Tiefbau, Vol. 57 (7/8), S. 8-11.
- **Orth, W. (2009):** Bodenvereisung. In: Witt, K. J. (Hrsg.): Grundbau-Taschenbuch, Teil 2: Geotechnische Verfahren. 7. Auflage, Ernst & Sohn, Berlin.
- **Pahud, D. (1999):** PILESIM LASEN Simulation tool for heating/cooling systems with heat exchanger piles or borehole heat exchangers. User Manual. Lausanne, Schweiz.
- **Pahud, D. (2007):** SERSO, stockage saisonnier solaire pour le dégivrage d'un pont. Abschlussbericht, Bundesamt für Energie, Bern, Schweiz.
- **Palyvos, J.A. (2008):** A survey of wind convection coefficient correlations for building envelope energy systems' modelling. Applied Thermal Engineering, Vol. 28 (8-9), S. 801-808.
- Pannike, S., Kölling, M., Panteleit, B., Reichling, J., Scheps, V., Schulz, H.D. (2006): Auswirkung hydrogeologischer Kenngrößen auf die Kältefahnen von Erdwärmesondenanlagen in Lockersedimenten. Grundwasser, Vol. 11 (1), S. 6-18.
- Park, H., Lee, S.R., Yoon, S., Choi, J.C. (2013): Evaluation of thermal response and performance of PHC energy pile: Field experiments and numerical simulation. Applied Energy, Vol. 103, S. 12-24.
- Parker, W.J., Jenkins, R.J., Butler, C.P., Abbott, G.L. (1961): Flash method of determining thermal diffusivity, heat capacity, and thermal conductivity. Journal of Applied Physics. Vol. 32 (9), S. 1679-1684.
- **Pasquier, P., Marcotte, D. (2012):** Short-term simulation of ground heat exchanger with an improved TRCM. Renewable Energy, Vol. 46 (10), S. 92-99.
- Penman, H.L. (1948): Natural evaporation from open water, bare soils and grass. Proceedings of the Royal Society London Series A, Vol. 193, S. 120-145.
- Perrier, F., Le Mouël, J.L., Poirier, J.P., Shnirman, M.G. (2005): Long-term climate change and surface versus underground temperature measurements in Paris. International Journal of Climatology, Vol. 25 (12), S. 1619-1631.
- Philippe, M., Bernier, M., Marchio, D. (2009): Validity ranges of three analytical solutions to heat transfer in the vicinity of single boreholes. Geothermics, Vol. 38 (4), S. 407-413.

- Philippe, M., Bernier, M., Marchio, D., Lopez, S. (2011): A semi-analytical model for serpentine horizontal ground heat exchangers. HVAC&R Research, Vol. 17 (6), S. 1044-1058.
- **Piechowski, M. (1996):** A ground coupled heat pump system with energy storage. Doctoral-Thesis. Department of Mechanical and Manufacturing Engineering, University of Melbourne, Australia.
- **PIK** (2013): Klimazeitreihen der Säkularstation Potsdam Telegraphenberg. Online: http://www.klima-potsdam.de/ (11.07.2017).
- Piller, M., Scorpo, A.L. (2013): Numerical investigation of forced convection from vertical boreholes. Geothermics, Vol. 45 (1), S. 41-56.
- Platt, M., Exner, S., Bracke, R. (2010): Analyse des deutschen Wärmepumpenmarktes Bestandsaufnahme und Trends. GeothermieZentrum Bochum, 2010.
- **Pollack, H.N., Hurter, S.J., Johnson, J.R. (1993):** Heat flow from the earth's interior: analysis of the global data set. Reviews of Geophysics, Vol. 31 (3), S. 267-280.
- **Popov, Y.A., Pribnow, D.F.C., Sass, J.H., Williams, C.F., Burkhardt, H. (1999):** Characterization of rock thermal conductivity by high-resolution optical scanning. Geothermics, Vol. 28 (2), S. 253-276.
- Pralle, N., Franzius, J.N., Acosta, F., Gottschalk, D. (2009): Using tunnelling concrete segments as geothermal energy collectors. 5th Central European Congress on Concrete Engineering, Baden, Österreich, S. 137-141.
- Pralle, N., Franzius, J.N., Gottschalk, D. (2010): StadtBezirk Mobilität und Energieversorgung - Neue Synergiepotenziale am Beispiel geothermisch nutzbarer urbaner Tunnel. VDI Bautechnik, Jahresausgabe 2009/2010, S. 98-103.
- **proKÜHLSOLE (2013):** Stoffdatenberechnung. Berechnungsprogramm der pro KÜHLSOLE GmbH. Online: http://www.prokuehlsole.de/de/ (14.07.2014).
- Puttke, B. (2013): Coastal waters as profitable renewable energy source. Coastal & Marine, Vol. 22 (1), S. 16.
- **Ramming, K. (2007):** Bewertung und Optimierung oberflächennaher Erdwärmekollektoren für verschiedene Lastfälle. Dissertation. Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität Dresden.

- Rath, V., Wolf, A., Bücker, M. (2006): 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), S. 453–466.
- Raymond, J., Therrien, R., Gosselin, L., Lefebvre, R. (2011): A review of thermal response test analysis using pumping test concepts. Groundwater, Vol. 49 (6), S. 932-945.
- Rees, S.J., Spitler, J.D., Xiao, X. (2002): Transient analysis of snow-melting system performance. ASHRAE Transactions, Vol. 108, S. 406-424.
- **Remund, C.P. (1999):** Borehole thermal resistance: laboratory and field studies. ASHRAE Transactions: Symposia, Vol. 105 (1), S. 439–445.
- Ren, T., Ochsner, T.E., Horton, R. (2003): Development of thermo-time domain reflectometry for vadose zone measurements. Vadose Zone Journal, Vol. 2 (4), S. 544-551.
- **Riegger, M. (2014):** Saisonale Wärmespeicherung mit Erdwärmesonden. GeoTherm expo & congress 2014, Offenburg.
- Rohner, E., Rybach, L., Schärli, U. (2005): A new, small, wireless instrument to determine ground thermal conductivity in-situ for borehole heat exchanger design. World Geothermal Congress 2005, Antalya, Türkei.
- Rosenthal, D. (1946): The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. Transaction of the American Society of Mechanical Engineers. Vol. 68, S. 849-866.
- Rottmayer, S.P. (1997): Simulation of ground coupled vertical U-tube heat exchangers. Masterarbeit. Mechanical Engineering, University of Wisconsin-Madison, USA.
- Rouissi, K., Krarti, M., McCartney, J.S. (2012): Analysis of thermo-active foundations with U-tube heat exchangers. Journal of Solar Energy Engineering, Vol. 134 (2), 021008.
- **Rybach, L. (2008):** Tunnelwärmenutzung: Grundlagen und Beispiele aus der Schweiz. tunnel Vol. 27. Sonderausgabe zur IUT'08, S. 74-80.
- Said, S.A., Habib, M.A., Mokheimer, E.M., Al-Shayea, N.A., Sharqawi, M. (2009): Horizontal ground heat exchanger design for ground-coupled heat pumps. 4th International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), Monte-Carlo, Monaco.
- Sanaye, S., Niroomand, B. (2010): Horizontal ground coupled heat pump: Thermal-economic modeling and optimization. Energy Conversion and Management, Vol. 51 (12), S. 2600-2612.
- Sanner, B., Hellström, G., Spitler, J., Gehlin, S. (2005): Thermal response test Current status and world-wide application. Proceedings World Geothermal Congress 2005, Antalya, Türkei.

- Santanello, J.A., Friedl, M.A. (2003): Diurnal covariation in soil heat flux and net radiation. Journal of Applied Meteorology and Climatology, Vol. 42 (6), S. 851-862.
- Sarbu, I., Sebarchievici, C. (2014): General review of ground-source heat pump systems for heating and cooling of buildings. Energy and Buildings. Vol. 70, S. 441-454.
- Satterlund, D.R. (1979): An improved equation for estimating long-wave radiation from the atmosphere. Water Resources Research, Vol. 15 (6), S. 1649-1650.
- Schetelig, K., Richter, H. (2013): Nutzung stillgelegter Bergwerke oder tiefliegender Grundwasservorkommen zur Wärme-/Kältegewinnung und –speicherung.
 43. Internationales Wasserbau-Symposium Aachen (IWASA), S. 36-49.
- Schmid, F. (2008): Sewage water: Interesting heat source from heat pumps and chillers. 9th International IEA Heat Pump Conference, Zürich, Schweiz. Paper No. 5.22.
- Schneider Bautabellen (2012): Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungshinweisen und Beispielen. 20. Auflage, Wolters Kluwer Deutschland GmbH, Köln.
- Schneider, M. (2013): Zur energetischen Nutzung von Tunnelbauwerken Messungen und numerische Berechnungen am Beispiel Stuttgart Fasanenhoftunnel. Dissertation. Mitteilung Nr. 68 des Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart.
- Schneider, M., Vermeer, P.A. (2010): Tunnelgeothermische Teststrecke Stuttgart-Fasanenhof.7. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, Ostfildern, S. 605-612.
- Schröder, B., Hanschke, T. (2003): Energiepfähle umweltfreundliches Heizen und Kühlen mit geothermisch aktivierten Stahlbetonfertigpfählen. Bautechnik, Vol. 80 (12), S. 925-927.
- Schwiteilo, E., Männer, J., Herle, I. (2014): Experimentelle Bestimmung der thermischen Leitfähigkeit von Böden. Geotechnik, Vol. 37 (1), S. 32-39.
- Sellers, W.D. (1965): Physical Climatology. University of Chicago Press, Chicago, USA.
- Shang, Y., Li, S., Li, H. (2011): Analysis of geo-temperature recovery under intermittent operation of ground-source heat pump. Energy and Buildings, Vol. 43 (4), S. 935-943.
- Sharqawy, M.H., Badr, H.M., Mokheimer, E. (2010): Natural convection from a vertical ground heat exchanger embedded in a semi-infinite porous medium. Computational Thermal Sciences, Vol. 2 (3), S. 231-248.
- Shirazi, A.S., Bernier, M. (2013): Thermal capacity effects in borehole ground heat exchangers. Energy and Buildings Vol. 67 (12), S. 352-364.

- Shonder, J.A., Beck, J.V. (2000): Field test of a new method for determining soil formation thermal conductivity and borehole resistance. ASHRAE Trans. 106 (1), S. 843–850.
- SIA D0136:1996: Grundlagen zur Nutzung der untiefen Erdwärme für Heizsysteme. Schweizer Ingenieur- und Architekten-Verein. SIA-Dokumentationsreihe, Zürich
- SIA D0190:2005: Nutzung der Erdwärme mit Fundationspfählen und anderen erdberührten Betonbauteilen – Leitfaden zu Planung, Bau und Betrieb. Schweizer Ingenieur- und Architekten-Verein. SIA-Dokumentationsreihe, Zürich
- Signorelli, S. (2004): Geoscientific Investigations for the use of shallow low-enthalpy systems. Dissertation. ETH Zürich, Schweiz.
- Smith, P. (2011): Energy Piles Renewable Energy from Foundations. Online: http://de.scribd.com/doc/190486172/Energy-Piles-NIGG-2 (14.07.2014)
- Solas, H. (2012): Thermische Energiepotenziale im Tiefbau. bbr, Vol. 11(2012), S. 28-31.
- Sonntag, D., Heinze, D. (1982): Sättigungsdampfdruck- und Sättigungsdampfdichtetafeln für Wasser und Eis. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie (VEB), Leipzig.
- **Spitler, J.D. (2000):** GLHEPRO A design tool for commercial building ground loop heat exchangers. 4th International Heat Pumps in Cold Climates Conference, Aylmer, Québec.
- Spitler, J.D., Xing, L., Cullin, J., Fisher, D., Shonder, J., Im, P. (2010): Residential Ground Source Heat Pump Systems Utilizing Foundation Heat Exchangers. Proceedings of Clima 2010, Antalya Turkey, May 9-12.
- Sres, A. (2009): Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur künstlichen Bodenvereisung im strömenden Grundwasser. Dissertation. ETH Zürich, Schweiz.
- Stegner, J., Nguyen, D., Seehaus, R., Sass, I. (2011): Entwicklung eines Wärme- und Temperaturleitfähigkeitsmessgerätes für Lockergesteine. 18. Tagung für Ingenieurgeologie und Forum für junge Ingenieurgeologen, Berlin.
- Sun, M., Xia, C., Zhang, G. (2013): Heat transfer model and design method for geothermal heat exchange tubes in diaphragm walls. Energy and Buildings Vol. 61, S. 250-259.
- Suryatriyastuti, M.E., Mroueh, H., Burlon, S. (2014): A load transfer approach for studying the cyclic behaviour of thermo-active piles. Computers and Geotechnics, Vol. 55, S. 378–391.
- Sutton, M.G., Nutter, D.W., Couvillion, R.J. (2003): A ground resistance for vertical bore heat exchangers with groundwater flow. Journal of Energy Resources Technology, Vol. 125 (3), S. 183-189.

- Tarnawski, V.R., Leong, W.H. (1993): Computer analysis, design and simulation of horizontal ground heat exchangers. International Journal of Energy Research, Vol. 17 (6), S. 467-477.
- **TeKa** (2007): TK04 Messungen an Bodenproben. Informationsmaterial TeKa, Berlin. Online: http://www.te-ka.de/de/pdf/TK04-Bodenproben.pdf (14.07.2014).
- **Teza, G., Galgaro, A., De Carli, M. (2012):** Long-term performance of an irregular shaped borehole heat exchanger system: Analysis of real pattern and regular grid approximation. Geothermics, Vol. 43, S. 45-56.
- **Thompson, N.E. (1968):** A note on the difficulties of measuring the thermal conductivity of concrete. Magazine of Concrete Research, Vol. 20 (62), S. 45-49.
- Tien, C.-L., Vafai, K. (1990): Convective and radiative heat transfer in porous media. Advances in Applied Mechanics, Vol. 27, S. 225-281.
- **Toth, A. (2011):** Geothermal deicing in a mine tunnel. Thirty-Sixth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, USA.
- **Truckenbrodt, E.A. (1996):** Fluidmechanik: Band 1: Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebeständiger Fluide. 4., ergänzte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- **UM (2005):** Leitfaden zur Nutzung von Erdwärme mit Erdwärmesonden. Umweltministerium Baden-Württemberg, 4. Auflage, Mai 2005.
- **Uponor** (2012): Geothermie Technische Informationen 03/2012. Informationsmaterial der Firma Uponor GmbH.
- **VBI** (2012): Oberflächennahe Geothermie. VBI- Schriftenreihe, Band 18. Verband Beratender Ingenieure, Berlin.
- **VDI (2006):** VDI-Wärmeatlas. VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.). 10. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg.
- **VDI 4640-1:2010:** Thermische Nutzung des Untergrunds. Teil 1: Grundlagen, Genehmigungen, Umweltaspekte. Beuth Verlag, Berlin.
- **VDI 4640-2:2001:** Thermische Nutzung des Untergrunds. Teil 2: Erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen. Beuth Verlag, Berlin.
- **VDI 4640-3:2001:** Thermische Nutzung des Untergrunds. Teil 3: Unterirdische Thermische Energiespeicher. Beuth Verlag, Berlin.

- von Cube, H.L., Ludwig, E. Sattleger, J., Rohde, J. (1980): Erarbeitung eines Optimierungsverfahrens für die Auslegung von Erdbodenrohrschlangen als Wärmequelle für Wärmepumpen. Forschungsbericht T 80-121, Bundesministerium für Forschung und Technologie, Bonn.
- von der Hude, N., Sauerwein, M. (2007): Energiepfähle in der praktischen Anwendung. In: Vorträge zum 14. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium am 15. März 2007. Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 76, S. 95-109.
- von Soos, P., Engel, J. (2008): Eigenschaften von Boden und Fels Ihre Ermittlung im Labor.
 In: Witt, K.J. (Hrsg.): Grundbau-Taschenbuch, Teil 1: Geotechnische Grundlagen.
 7. Auflage, Ernst & Sohn, Berlin.
- Wagner, V., Blum, P., Kübert, M., Bayer, P. (2013): Analytical approach to groundwaterinfluenced thermal response tests of grouted borehole heat exchangers. Geothermics, Vol. 46, S. 22-31.
- Wang, H., Chen, Z. (2009): Study of critical free-area ratio during the snow-melting process on pavement using low-temperature heating fluids. Energy Conversion and Management, Vol. 50 (1), S. 157-165.
- Wang, H., Qi, C., Du, H., Gu, J. (2009): Thermal performance of borehole heat exchanger under groundwater flow: A case study from Baoding. Energy and Buildings, Vol. 41 (12), S. 1368-1373.
- Wang, J., Long, E., Qin, W. (2013): Numerical simulation of ground heat exchangers based on dynamic thermal boundary conditions in solid zone. Applied Thermal Engineering, Vol. 59 (1-2), S. 106-115.
- Watkins, R., Palmer, J., Kolokotroni, M., Littlefair, P. (2002): The balance of the annual heating and cooling demand within the London urban heat island. Building Services Engineering Research and Technology. Vol. 23 (4), S. 207-213.
- Weijers, J. (2012): Betriebserfahrungen des Grubenwasserprojekts Mine Water in Heerlen/Niederlande. 2. Internationales Arbeitsgespräch Grubenwasser – Geothermie und weitere Möglichkeiten der Nachnutzung von Grubenwasser, Eisleben.
- Williams, P.J., Smith, M.W. (1991): The frozen earth The fundamentals of geocryology. Cambridge University Press, Cambridge, UK.
- Winter, D.F., Saari, J.M. (1969): A particulate thermophysical model of the lunar soil. The Astrophysical Journal, Vol. 156, S. 1135-1151.

- Winterling, R. (2012): ENERGIETÜBBING Infrastruktur wird zur Energiequelle. Geothermische Energie, Vol. 73 (2), S. 24-27.
- Witte, H.J.L. (2001): Geothermal response tests with heat extraction and heat injection: Examples of application in research and design of geothermal ground heat exchangers. Europäischer Workshop "Geothermische Response Tests", Lausanne, Schweiz.
- Wood, C.J., Liu, H., Riffat, S.B. (2010): An investigation of the heat pump performance and ground temperature of a piled foundation heat exchanger system for a residential building. Energy, Vol. 35 (12), S. 4932-4940.
- Wu, Y., Gan, G., Verhoef, A., Vidale, P.L., Garcia Gonzalez, R. (2010): Experimental measurement and numerical simulation of horizontal-coupled slinky ground source heat exchangers. Applied Thermal Engineering, Vol. 30 (16), S. 2574-2583.
- Würtele, M., Sprinke, P., Eugster, W. (2005): Geothermie sorgt für Verkehrssicherheit. Studie im Auftrag des Ministeriums für Verkehr, Energie und Landesplanung des Landes Nordrhein-Westfalen. Abschlussbericht.
- WZ (2009): ENERCRET GmbH realisiert weltweit größte Anlage zur Erdwärmenutzung: Geothermische Kühlung/Heizung für Wuxi Guolian Financial Tower in China. Online: http://www.wirtschaftszeit.at/unternehmen-detail/enercret-gmbh-realisiert-weltweitgroesste-anlage-zur-erdwaermenutzung-geothermische-kuehlungheizung-fuer-wuxiguolian-financial-tower-in-china-12503/ (14.07.2014).
- Xamán, J., Lira, L., Arce, J. (2009): Analysis of the temperature distribution in a guarded hot plate apparatus for measuring thermal conductivity. Applied Thermal Engineering, Vol. 29 (4), S. 617-623.
- Xia, C., Sun, M., Zhang, G., Xiao, S., Zou, Y. (2012): Experimental study on geothermal heat exchangers buried in diaphragm walls. Energy and Buildings, Vol. 52, S. 50-55.
- Xing, L. (2010): Analytical and numerical modeling of foundation heat exchangers. Master Thesis. Graduate College, Oklahoma State University, USA.
- Xu, M., Eckstein, Y. (1995): Use of weighted least-square method in evaluation of the relationship between dispersivity and field scale. Groundwater, Vol. 33 (6), S. 905-908.
- Yang, H., Cui, P., Fang, Z. (2010): Vertical-borehole ground-coupled heat pumps: A review of models and systems. Applied Energy, Vol. 87 (1), S. 16-27.
- Yavuzturk, C., Spitler, J.D. (1999): A short time step response factor model for vertical ground loop heat exchangers. ASHRAE Transactions, Vol. 105 (2), S. 475-485.

- Yu, W., Yi, X., Guo, M., Chen, L. (2014): State of the art and practice of pavement anti-icing and de-icing techniques. Sciences in Cold and Arid Regions, Vol. 6 (1), S. 14-21.
- Yun, T.S., Jeong, Y.J., Han, T.S., Youm, K.S. (2013): Evaluation of thermal conductivity for thermally insulated concretes. Energy and Buildings, Vol. 61, p. 125-132.
- Zanchini, E., Lazzari, S. (2013): Temperature distribution in a field of long borehole heat exchangers (BHEs) subjected to a monthly averaged heat flux. Energy, Vol. 59 (9), S. 570-580.
- Zanchini, E., Lazzari, S., Priarone, A. (2010): Improving the thermal performance of coaxial borehole heat exchangers. Energy, Vol. 35 (2), S. 657-666.
- Zarrella, A., De Carli, M., Galgaro, A. (2013): Thermal performance of two types of energy foundation pile: Helical pipe and triple U-tube. Applied Thermal Engineering, Vol. 61 (2), S. 301-310.
- Zarrella, A., Scarpa, M., De Carli, M. (2011): Short time step analysis of vertical groundcoupled heat exchangers: The approach of CaRM. Renewable Energy, Vol. 36, S. 2357-2367.
- Zeng, H., Diao, N., Fang, Z. (2003): Heat transfer analysis of boreholes in vertical ground heat exchangers. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46 (23), S. 4467-4481.
- Zeng, H.Y., Diao, N.R., Fang, Z. (2002): A finite line-source model for boreholes in geothermal heat exchangers. Heat Transfer Asian Research, Vol. 31 (7), S. 558-567.
- Zhang, G., Xia, C., Sun, M., Zou, Y., Xiao, S. (2013a): A new model and analytical solution for the heat conduction of tunnel lining ground heat exchangers. Cold Regions Science and Technology, Vol. 88, S. 59-66.
- Zhang, W., Yang, H., Lu, L., Fang, Z. (2013b): The analysis on solid cylindrical heat source model of foundation pile ground heat exchangers with groundwater flow. Energy, Vol. 55, S. 417-425.
- Zhang, W., Yang, H., Lu, L., Cui, P., Fang, Z. (2014): The research on ring-coil heat transfer models of pile foundation ground heat exchangers in the case of groundwater seepage. Energy and Buildings, Vol. 71, S. 115-128.
- Zhu, K., Blum, P., Ferguson, G., Balke, K.D., Bayer, P. (2010): The geothermal potential of urban heat islands. Environmental Research Letters, Vol. 5, 044002.
- Ziegler, M., Kürten, S. (2011): Erdwärmenutzung mit Hilfe von geothermisch wirksamen Abdichtungselementen an erdberührten Untergeschoßkonstruktionen im Grundwasser:

Abschlussbericht. Forschungsinitiative Zukunft Bau, Band F2788), Fraunhofer-IRB-Verlag, Stuttgart.

- Ziegler, M., Schüller, R. (2014): Energetische Einsparpotentiale bei der Herstellung komplizierter Untergeschosskonstruktionen mit Hilfe des Vereisungsverfahrens: Abschlussbericht. Forschungsinitiative Zukunft Bau, Band F 2744, Fraunhofer-IRB Verlag, Stuttgart.
- Zorn, R., Steger, H., Eggeling, L., Kölbel, T. (2012): Schnee- und Eisfreihaltung mit CO₂-betriebenen Wärmerohren. Geothermische Energie, Vol. 73 (2), S. 20-23.
- Zubair, S.M., Chaudhry, M.A. (1996): Temperature solutions due to time-dependent movingline-heat sources. Heat and Mass Transfer, Vol. 31 (3), S. 185-189.

Vorveröffentlichungen

Teilergebnisse dieser Arbeit wurden im Rahmen folgender Forschungsvorhaben erzielt:

- "Erdwärmenutzung mit Hilfe von geothermisch wirksamen Abdichtungselementen an erdberührten Untergeschoßkonstruktionen im Grundwasser" (Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesamtes für Bauwesen und Raumordnung; Aktenkennzeichen: SF–10.08.18.7-09.10/ II 2–F20-09-1-041)
- "Entwicklung einer Software zur Berechnung der Erdwärmenutzung mittels thermoaktiver Abdichtungselemente an erdberührenden flächigen Bauteilen" (Deutsche Bundestiftung Umwelt; Aktenzeichen: 29646 – 24/0).

Teilergebnisse aus dieser Arbeit wurden in den im Folgenden aufgelisteten Publikationen und Forschungsberichten vorab veröffentlicht. Entsprechend § 5 Abs. 4 der Promotionsordnung der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule Aachen in der Fassung vom 19.07.2012 geschah dies im Einvernehmen mit dem Betreuer Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Ziegler und wurde der Fakultät für Bauingenieurwesen mit Schreiben vom 18.10.2012 angezeigt.

Ziegler, M., Kürten, S. (2011): Erdwärmenutzung mit Hilfe von geothermisch wirksamen Abdichtungselementen an erdberührten Untergeschoßkonstruktionen im Grundwasser [Abschlussbericht]. Forschungsinitiative Zukunft Bau; Band F2788; Fraunhofer-IRB-Verlag Stuttgart.

Kürten, S., Ziegler, M., Olischläger, V., Ehrenberg, H. (2011): Erdwärmenutzung durch geothermisch wirksame Abdichtungselemente. In: Vorträge zum 18. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium am 17. März 2011. Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 88, S. 155-165.

Kürten, S. (2011): Use of Geothermal Energy with thermo-Active Seal Panels. In: Geotechnical Engineering: New Horizons - Proceedings of the 21st European Young Geotechnical Engineers' Conference Rotterdam 2011, p. 327-332.

Kürten, S., Ziegler, M., Olischläger, V., Ehrenberg, H. (2012): Untersuchungen zur Effizienz von thermo-aktiven Abdichtungselementen zur thermischen Nutzung des Untergrunds. In: Bautechnik, Vol. 89 (3), S. 192-199.

Kürten, S., Ziegler, M. (2012): Thermische Aktivierung von flächigen Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente. In: Karl Josef Witt, Rolf Katzenbach, Herbert Klapperich (Hrsg.), 5. Symposium Umweltgeotechnik Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e. V. Fachsektion Umweltgeotechnik Weimar 2011; Bauhaus-Universität Weimar, Schriftenreihe Geotechnik, Heft 24.

Kürten, S. (2012): Vergleich von verschiedenen Methoden zur Auslegung von Erdwärmesonden am Beispiel der thermischen Nutzung von Haldenschwelbränden. In: Der Geothermiekongress 2012: Karlsruhe, 13 - 16. November 2012 (Tagungsband), Hrsg.: GtV-Bundesverband Geothermie e.V., Berlin.

Kürten, S., Ziegler, M., Ehrenberg, H., Mottaghy, D. (2013): 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, S. 173-182.

Kürten, S., Mottaghy, D., Ziegler, M. (2013): Wärmeübergangswiderstand bei flächigen thermoaktiven Bauteilen am Beispiel thermo-aktiver Abdichtungselemente. In: Bautechnik, Vol. 90 (7), S. 387-394.

Ziegler, M., Kürten, S. (2013): 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. Presses des Ponts, 2013, Vol. 4, p. 3423-3426. ISBN 978-2-85978-477-5.

Kürten, S., Mottaghy, D., Ziegler, M. (2014): Planung, Auslegung und Dimensionierung von thermoaktiven Bauteilen am Beispiel thermoaktiver Abdichtungselemente. In: Geothermie, Bohrund Brunnentechnik / Red.: Rainer Bratfisch, Berlin, Ernst & Sohn, 2014 / Ernst & Sohn Special 2014, Vol. 1, S. 18-20.

Kürten, S., Mottaghy, D., Ziegler, M. (2014): A new model for the description of the heat transfer for plane thermo-active geotechnical systems based on thermal resistances. In: Acta Geotechnica 9 (2014), DOI 10.1007/s11440-014-0311-6 (online).

Kürten, S., Mottaghy, D., Ziegler, M. (2014): Entwicklung einer Software zur Berechnung der Erdwärmenutzung mittels thermo-aktiver Abdichtungselemente an erdberührenden flächigen Bauteilen [Abschlussbericht]. Deutsche Bundesstiftung Umwelt (in Begutachtung).