

Zur energetischen Nutzung von Tunnelbauwerken - Messungen und numerische Berechnungen am Beispiel Fasanenhoftunnel

Von der Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
MARCUS SCHNEIDER
aus Worms

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. P.A. Vermeer
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. B. Westrich
Prof. Dr.-Ing. habil. Ch. Moormann
Prof. Dr. rer. nat. habil. M. Joswig

Tag der mündlichen Prüfung: 04.06.2013

Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart
2013

Mitteilung 68
des Instituts für Geotechnik
Universität Stuttgart, Deutschland 2013

Herausgeber:
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Moormann

© Marcus Schneider
Institut für Geotechnik
Universität Stuttgart
Pfaffenwaldring 35
70569 Stuttgart

Alle Rechte, insbesondere die der Übersetzung in andere Sprachen, vorbehalten.
Kein Teil dieses Buches darf ohne schriftliche Genehmigung des Autors in
Irgendeiner Form – durch Fotokopie, Mikrofilm oder irgendein anderes Verfahren –
reproduziert oder in eine von Maschinen, insbesondere von
Datenverarbeitungsmaschinen, verwendbare Sprache übertragen oder übersetzt
werden.

Schlagwörter: Tunnelgeothermie, Energieblock, Wärmetransport, Absorbersystem,
Entzugsarbeit, Entzugsleistung, Temperaturfahne.

Druck: E. Kurz + Co., Druck und Medientechnik GmbH, Stuttgart, Deutschland, 2013

ISBN 978-3-921837-68-9
(D93 – Dissertation, Universität Stuttgart)

Vorwort des Herausgebers

Mit dem Mitteilungsheft Nr. 68 publiziert das Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart (IGS) die wissenschaftliche Arbeit von Herrn Dr.-Ing. Dipl.-Geol. Marcus Schneider. Herr Dr. Schneider beschäftigt sich in seiner Arbeit mit dem hochaktuellen Themengebiet der Nutzung von Boden und Fels zur saisonalen Speicherung von Energie, wobei der Wärmeaustausch über Tunnelbauwerke erfolgt. Für eine zukünftige Versorgung unserer Gebäude mit Heiz- und Kühlenergie ist die Nutzung der Erdwärme als besonders klimaschonend und zudem grundlastfähig hervorzuheben. Die Nutzung der Geothermie aus Verkehrsbauwerken stellt gerade in innerstädtischen Bereichen eine interessante Alternative zu herkömmlichen Geothermieanlagen dar, da hier per se große erdberührte Flächen erschlossen werden und der technische Mehraufwand für die Integration von Absorberelementen gering ist.

Die Arbeit von Herrn Dr. Schneider zeichnet sich durch eine in wissenschaftlicher Sicht sehr zielführende, enge Verknüpfung von experimentellen und numerischen Untersuchungen aus, mit denen das komplexe System 'Bauwerk – Untergrund – Tunnelluft' mit seinen gegenseitigen Wechselwirkungen als zeitlich und räumlich veränderliches, instationäres System untersucht wurde.

Im laufenden Forschungsvorhaben 'GeoTU6' wurde ein Stadtbahntunnel in Stuttgart als deutschlandweit erste Teststrecke in zwei 10 m langen Blöcken mit einem 'Tunnelabsorber' ausgerüstet, um die geothermische Nutzung von Tunneln zu untersuchen. Damit wurde die physikalisch-technische Grundlage für Messungen der Tunnellufttemperaturen, der Vor- und Rücklauf- sowie der Untergrundtemperaturen sowie weiterer Parameter, die für die Bestimmung der Leistungsfähigkeit einer solchen Anlage notwendig sind, unter realen Bedingungen an einem 1:1-Objekt geschaffen. Mit den gewonnenen Mess- und Betriebsdaten wurden die Randbedingungen für die begleitenden numerischen Simulationen ermittelt. Herrn Dr. Schneider ist es dabei gelungen, als zentrales Werkzeug ein numerisches Simulationsmodell zu entwickeln, mit dem die komplexen Wechselwirkungen zwischen atmosphärischen und geothermischen Randbedingungen, Bodenkontinuum, Tunnelwandung und Tunnelluft zutreffend abgebildet werden können und das als Übertragungs- und Bemessungsmodell für die Untersuchung maßgeblicher Einflussfaktoren und die Optimierung des Betriebs solcher tunnelgeothermischer Anlagen genutzt werden kann.

Die wissenschaftliche Arbeit von Herrn Dr. Schneider zeigt, dass Tunnelbauwerke einen respektablen Beitrag zu regenerativen Energiekonzepten leisten können. Mit

geringem technischem und ökonomischem Zusatzaufwand kann die statisch-konstruktive Funktion der Tunnelschalen um eine thermisch-regenerative Funktion erweitert werden. Die konstruktiven Modifikationen, die erforderlich sind, um aus einem Tunnel einen thermisch aktivierten Tunnel herzustellen, sind grundsätzlich gering. Die erforderlichen Maßnahmen können sowohl bei einer Spritzbetonbauweise als auch bei einem Schildvortrieb gut in den allgemeinen Arbeitsablauf für den Tunnelvortrieb und die Tunnelkonstruktion integriert werden. Die Investitionskosten liegen im vorliegenden Fall trotz des Prototyp-Charakters der Versuchsstrecke nur bei etwa 3 % der Rohbaukosten bzw. unter 1 % der Gesamtkosten und sind damit gering.

Angesichts der Nachhaltigkeit einer solchen Investition sollte heute zumindest bei Tunnelprojekten im innerstädtischen Bereich die Ausstattung mit einer entsprechenden tunnelgeothermischen Verfahrenstechnik integraler Bestandteil der Konzeption und Planung sein. Die Tunnelgeothermie besitzt somit ein großes Entwicklungspotenzial.

Das Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart (IGS) wird vor diesem Hintergrund seine Forschungsaktivitäten zur energetischen Nutzung von Tunnelbauwerken fortsetzen und intensivieren. Aufbauend auf der wissenschaftlichen Arbeit von Herrn Dr. Schneider wird in weiteren Forschungsvorhaben u.a. der deutliche Einfluss der Tunnelluft auf die Energieextraktion vertieft untersucht und das Simulationsmodell im Hinblick auf die Abbildung räumlicher Effekte und seine Koppelung mit Modellen zur Simulation der Gebäude- und Anlagentechnik erweitert werden, um so ein Tool zu schaffen, mit dem auch unter anspruchsvollen projektspezifischen Randbedingungen gesicherte Aussagen zum Potential der Tunnelgeothermie getroffen werden können.

Dem Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, koordiniert durch den Projektträger Jülich, und der Stuttgarter Straßenbahnen AG (SSB) wird für die bisherige und fortlaufende finanzielle und engagierte organisatorische Unterstützung des Forschungsvorhabens 'GeoTU6' gedankt.

Stuttgart, im Juli 2013

Christian Moormann

Vorwort des Erstberichters

Während die tiefe Geothermie die Möglichkeit zur Verstromung bietet, eignet die oberflächennahe Geothermie sich zum Heizen und Kühlen. In Kombination mit Erdwärmesonden oder Energiepfählen kann Erdwärme im Falle von isolierten Einzelhäusern nur zum Teil als Energiequelle genutzt werden - das heißt nur zum Heizen - aber im Allgemeinen wird bei oberflächennaher Geothermie der Untergrund als Energiespeicher genutzt, das heißt zum Heizen im Winter und zum Kühlen im Sommer. Für den Wärmeaustausch bieten Tunnelbauwerke sich besonders an, da sie große Kontaktflächen zum Untergrund aufweisen. Darüber hinaus bieten Tunnelbauwerke die Möglichkeit zum Wärmeaustausch mit der Tunnelluft, da die Kontaktfläche auch hier erheblich ist.

Als Herr Marcus Schneider seine Dissertationsarbeit im Jahre 2008 begann, war mir als Beispiel zur Nutzung der oberflächennahen Geothermie ein Tunnelbauwerk einer U-Bahnlinie in Wien bekannt. Da wir mit der geothermischen Nutzung von Tunnelbauwerken demzufolge fast Neuland betraten, wurde für den Fasanenhofunnel in Stuttgart keine lange Tunnelstrecke geothermisch ausgestattet, sondern nur zwei kurze Testabschnitte.

Zur Gestaltung des Projektes konnte ich die Mitwirkung von Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Schmitt des Instituts für Gebäudeenergetik IGE gewinnen. So entstand eine fruchtbare Zusammenarbeit zwischen seinem Institut und dem Institut für Geotechnik. Das resultierende Forschungsprojekt wurde durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, mit Unterstützung der Stuttgarter Straßenbahnen AG, finanziert.

In den Jahren 2008 und 2009, als ich noch am Institut für Geotechnik tätig war, habe ich den Beginn dieser Dissertationsarbeit aus ganzer Nähe verfolgen können; zunächst den Entwurf der geothermischen Anlagen, später die Planung der Messstellen und schließlich den Bau des Tunnels mit den geothermischen Anlagen und Messstellen, die Entnahme der Gesteinsproben und die Ermittlung der relevanten Gesteinskennwerte im Labor. Obwohl auch Herr Schneider hier Neuland betrat, wurde die Arbeit souverän und mit großer Präzision durchgeführt. Das Resultat war zunächst hoffnungsvoll, da fast alle Messstellen funktionierten. Die hervorragende Übereinstimmung zwischen den Messwerten und den später, numerisch ermittelten Werten bezeugt die Qualität der Arbeit von Herrn Schneider.

Der numerische Teil der Arbeit wurde durchgeführt, als ich nicht mehr am Institut tätig war. Auch hier betrat Herr Schneider Neuland, da er als Ingenieurgeologe kei-

nerlei Erfahrung mit numerischen Modellen hatte. An dieser Stelle möchte ich mich deswegen beim ersten Mitbericht, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. B. Westrich bedanken, da er in dieser Phase der Studie meine Rolle als Betreuer in der Tagespraxis übernommen hat. Sowohl im Bereich der numerischen Untersuchungen, als auch im Bereich der Langzeitfeldmessungen ergab sich so eine besonders erfolgreiche Studie.

Stuttgart, Juli 2013

Pieter A. Vermeer

Danksagung

Ich habe vielen Menschen zu danken, die mich auf dem Weg zu dieser Dissertation begleitet und unterstützt haben.

Hr. Prof. Dr.-Ing. P.A. Vermeer, meinem Hauptberichter, gilt mein ganz besonderer Dank. Er hat mich am IGS als in Teilzeit arbeitenden Wissenschaftler aufgenommen und in meinem Vorhaben, auf dem Gebiet der Tunnelgeothermie zu arbeiten, fortan unterstützt und motiviert. Er bereitete mir das für die Bewältigung des Forschungsprojekts erforderliche Umfeld und stand mir immer gesprächsbereit zur Seite.

Mein erster Mitberichter, Herr Prof. Dr.-Ing. habil. B. Westrich, kam im Jahre 2009, nach seiner langjährigen Tätigkeit am Institut für Wasserbau der Universität Stuttgart an das Institut für Geotechnik. Er hat das Forschungsprojekt stets mit großem Interesse und fast „tagesaktuell“ mitverfolgt. Durch die vielen Gespräche und Diskussionen mit ihm erhielt ich zahlreiche Anregungen und mein Arbeiten erfuhr zusätzliche Motivation. Dafür danke ich ihm in besonderem Maße.

Im Jahre 2010 trat Herr Prof. Dr.-Ing. habil. Chr. Moormann die Nachfolge von Hr. Prof. Vermeer an. Ich möchte ihm dafür danken, dass er mich in gleicher Weise unterstützt hat wie sein Vorgänger und auch weiter gefördert hat, sowie für seine Tätigkeit als Mitberichter.

Ich danke ferner Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. M. Joswig vom Institut für Geophysik der Universität Stuttgart, der sich ebenfalls des Themas angenommen und als Mitberichter gewirkt hat.

Die vorliegende Arbeit ist das Ergebnis einer intensiven, interdisziplinären Zusammenarbeit zwischen den Instituten für Geotechnik und für Gebäudeenergetik IGE im Rahmen des Forschungsprojekts „GeoTU6“ in Stuttgart. Ich danke daher Hr. Prof. Dr.-Ing. M. Schmitt und Hr. Dipl.-Ing. Th. Schlosser für die gedeihliche Zusammenarbeit. Insbesondere mit Hr. Dipl.-Ing. Th. Schlosser pflegte ich einen intensiven fachlichen Austausch. Darüber hinaus zeichnet er unter anderem für die Konzeption der technischen Gebäudeausrüstung und des Messstandes verantwortlich und hat somit wesentlich zur technischen Umsetzung der tunnelgeothermischen Teststrecke beigetragen.

Allen meinen Kolleginnen und Kollegen vom IGS gebührt mein Dank für ihre Unterstützung, insbesondere danke ich meinem Zimmernachbarn, Hr. Dipl.-Ing. Dipl.-Ing. M. Huber für seine methodischen Anregungen.

Ich danke den Geschäftsführern meines langjährigen Arbeitgebers, PSP Consulting Engineers in München, Hr. Prof. Dipl.-Ing. F. Gröbl und Hr. Dr.-Ing. B. Ostermeier, dafür, dass Sie mir die Teilzeittätigkeit ermöglicht und mich somit in meinem Dissertationsvorhaben unterstützt haben.

Der Fa. REHAU danke ich für die Unterstützung bei der Planung der Anlage, sowie der ausführenden ARGE (Weiss & Freitag, Max Bögl) für die sorgfältige Ausführung der Arbeiten. Ferner möchte ich den zuständigen Mitarbeitern des Tiefbauamtes Stuttgart und meinen Baustellenkollegen der Ingenieurgemeinschaft PSP/Fichtner Bauconsult für ihre Unterstützung danken.

Das Forschungsprojekt „GeoTU6“ wurde durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, koordiniert durch den Projektträger Jülich sowie durch die Stuttgarter Straßenbahnen AG als Kooperationspartner finanziert. Den Förderern sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt

Nicht zuletzt und in erster Linie danke ich meiner Frau Sabine und meinen Kindern Konrad und Charlotte, dass sie nicht nur meine häufige Abwesenheit hingenommen, sondern mir darüber hinaus durch ihren Rückhalt, die nötige Kraft für die Bewältigung meiner Aufgabe gegeben haben.

Stuttgart, Juli 2013

M. Schneider

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung und Ausblick	XIX
Summary of results and outlook.....	XXV
Kapitel 1 Einleitung.....	1
Kapitel 2 Geothermienutzung im Grund- und Tunnelbau.....	4
2.1 Allgemeine Grundlagen der Geothermienutzung	4
2.2 Verfahrenstechniken	10
2.2.1 Hydrogeothermisches Verfahren.....	10
2.2.2 Absorbentechnologisches Verfahren	12
2.2.3 Energieausbeute tunnelgeothermischer Anlagen	17
2.3 Gebäudeenergetische Datengrundlagen.....	18
2.3.1 Energiebedarfsschemata.....	19
2.3.2 Absorbersystem – Kennwerte	19
2.4 Aufgabenstellung, Zielsetzung und Methodik.....	20
Kapitel 3 Grundlagen des Wärmetransports und Randbedingungen	23
3.1 Wärmetransportmechanismen im Untergrund	23
3.1.1 Konduktiver Wärmetransport.....	26
3.1.2 Konvektiver Wärmetransport	31
3.1.3 Dispersiver Wärmetransport.....	33
3.1.4 Wärmeübergang.....	35
3.1.5 Wärmestrahlung.....	36
3.1.6 Wärmetransportgleichung.....	37
3.1.7 Bestimmung der thermischen Untergrundeigenschaften.....	40
3.2 Modelltechnische Randbedingungen.....	42
3.2.1 Atmosphäre.....	42
3.2.2 Untergrund.....	44
3.2.3 Tunnelbauwerk.....	47

Kapitel 4 Tunnelgeothermische Teststrecke Stuttgart-Fasanenhof „GeoTU6“	51
4.1 Projektbeschreibung U6, Stadtbahnanschluss Fasanenhof.....	51
4.2 Baugrundverhältnisse	52
4.3 Geothermischen Eigenschaften des Untergrundes	55
4.4 Konstruktiver Aufbau der Testanlage	63
4.4.1 Technische Baugrundausrüstung (TBA)	64
4.4.2 Technische Gebäudeausrüstung (TGA).....	68
4.5 Messtechnische Ausstattung des Fasanenhoftunnels.....	69
4.6 Geothermischer Versuchsstand	72
Kapitel 5 Ergebnisse von Feldmessungen und Diskussion	75
5.1 Rahmenbedingungen zur Messkampagne.....	75
5.2 Lufttemperatur	77
5.2.1 Außenluft	77
5.2.2 Tunnelluft.....	79
5.3 Einfluss des Tunnels auf die Untergrundtemperatur, TF ₂	83
5.4 Betrieb der geothermischen Anlage	88
5.5 Energetische Ergiebigkeit.....	92
5.6 Einfluss des Anlagenbetriebs auf die Untergrundtemperatur, TF ₃	96
Kapitel 6 Numerische Untersuchungen	100
6.1 Allgemeines.....	100
6.2 Modellaufbau.....	101
6.2.1 Wärmetransportmodell für den Untergrund.....	101
6.2.2 Modellierung des Wärmetransports in den Absorberleitungen.....	111
6.3 Modell-Kalibrierung	114
6.3.1 Voruntersuchungen	115
6.3.2 Sekundäres Temperaturfeld, TF ₂	121
6.3.3 Tertiäres Temperaturfeld, TF ₃	127
6.4 Wärmeübertragung im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund ...	134
6.5 Modellanwendung: Einfluss des Tunnels auf den Untergrund	136
6.6 Berechnungsergebnisse zur Energieextraktion und Diskussion.....	145

6.6.1	Leistungsfähigkeit der Energieanlage bei unterschiedlichen Betriebsformen.....	145
6.6.2	Einfluss der Tunnelluft auf den Energieentzug.....	154
6.6.3	Einfluss des Grundwassers auf den Energieentzug.....	163
6.6.4	Beeinflussung der Untergrundtemperatur infolge geothermischen Anlagenbetriebs, TF_3	168
Kapitel 7 Literaturverzeichnis		181
Anlage I Grundlagen des Wärmetransports und Randbedingungen.....		189
Anlage II Tunnelgeothermische Teststrecke Stuttgart-Fasanenhof „GeoTU6“		191
Anlage III Ergebnisse von Feldmessungen und Diskussion		194
Anlage IV Numerische Untersuchungen		209

Verwendete Symbole und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Beschreibung
A	m ²	Fläche
A _{Abs}	m ²	Rohrquerschnitt Absorberleitung
A _{DFE}	m ²	vom Ersatzsystem durchströmte Querschnittsfläche
a, auch κ	m ² /s	Temperaturleitfähigkeit
b	Ws ^{1/2} /(m ² K)	Wärmeeindringkoeffizient
b _{corr}	m	Apperturwert
C _P ¹ , auch C	kJ/kgK	spezifische Wärmekapazität
C _V	MJ/m ³ K	volumetrische spezifische Wärmekapazität
C _W	MJ/m ³ K	spezifische Wärmekapazität des Grundwassers
C _S	MJ/m ³ K	spezifische Wärmekapazität des Feststoffs
c	kg/m ³	Stoffkonzentration
D _m	m ² /s	Hydromechanischer Dispersionskoeffizient
D _m	m ² /s	Molekularer Diffusionskoeffizient
D _λ	m ² /s	Wärmedispersionskoeffizient
d	m	Abstand
d _i	m	Innendurchmesser
Ė ₀	W/m ²	Solarkonstante
f	./.	fluidspezifischer Faktor Absorberfluid
f _o	./.	fluidspezifischer Faktor Wasser
grad ϑ	K/m	Temperaturgradient
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
Ĥ	W, kW	Enthalpiestrom
i	%	hydraulischer Gradient
K	./.	Anisotropiefaktor
kf	m/s	Durchlässigkeitsbeiwert

¹ Entgegen der Konvention wird als Symbol für die spezifische Wärmekapazität ein großes C anstelle eines kleinen c verwendet.

Symbol	Einheit	Beschreibung
L	m	charakteristische Länge, Länge
L_{Abs}	m	Länge der (real) eingebauten Absorberleitungen
L_{Abs}	m	Länge der (real) eingebauten Absorberleitungen
L_{DFE}	m	Länge des Ersatzsystems DFE
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
m	kg	Masse
Nu	./.	Nußelt-Zahl
n	./.	Anzahl
n	./.	Porenraum
n_f	./.	nutzbarer Porenanteil
Pr	./.	Prandtl-Zahl
p	Pa	Druck
Δp	m	Druckdifferenz zwischen Anfang und Ende des Rohres
Q	W, kW	Wärme, Wärmestrom, Heizleistung
\dot{Q}	W, kW	Wärme, Wärmestrom, Entzugsleistung
Q_{zu}	W, kW	zugeführte Wärme
Q_{ab}	W, kW	abgeführte Wärme
\dot{Q}_{geo}	W, kW	geothermischer Tiefenstrom
\bar{Q}_{Abs}	W, kW	mittlerer Wärmestrom zum Absorber
\bar{Q}_{Luft}	W, kW	mittlerer Wärmestrom zwischen Tunnelluft und Absorber
$\bar{Q}_{\text{Erdwärme}}$	W, kW	mittlerer Wärmestrom zwischen Absorber und Untergrund
\dot{Q}_{solar}	W, kW	solarer Wärmestrom
\bar{Q}	W, kW	mittlere monatliche Entzugsleistung
\bar{Q}_a	W, kW	mittlere jährliche Entzugsleistung
\dot{q}	W/m ²	Wärmestromdichte, spezifische Entzugsleistung
\dot{q}	W/m ²	Wärmestromdichte, spezifische Entzugsleistung
\bar{q}	W/m ²	mittlere monatliche spezifische Entzugsleistung
\bar{q}_a	W/m ²	mittlere jährliche spezifische Entzugsleistung
\dot{q}_{Geo}	mW/m ²	Geothermische (terrestrische) Wärmestromdichte
\dot{q}	kg/m ²	spezifischer Massenstrom
R	m	Innenradius des Rohres
Re	./.	Reynoldszahl

Symbol	Einheit	Beschreibung
Re_{krit}	./.	Kritische Reynoldszahl
r_B	km	mittlerer Erdbahnradius
T	°C	Celsiustemperatur
$T_{OF,d}$	°C	Temperatur der Außenluft, Tagesmittelwert
$T_{OF,m}$	°C	Temperatur der Außenluft, Monatsmittelwert
$T_{TUN,d}$	°C	Temperatur der Tunnelluft, Tagesmittelwert
$T_{TUN,m}$	°C	Temperatur der Tunnelluft, Monatsmittelwert
t	s	Zeit
t_o	s	Anfangszeit
U	J	innere Energie
V	m ³	Volumen
\dot{V}	l/s, l/h	Volumenstrom
\dot{V}_{Ki}	l/s, l/h	Teilvolumenstrom
v	m/s	Geschwindigkeit
v_a	m/s	Abstandsgeschwindigkeit
v_F	m/s	Filtergeschwindigkeit bzw. spezifischer Abfluss
W	J o. kWh	Arbeit
W_{zu}	J	zugeführte Arbeit
W_{ab}	J	abgeführte Arbeit
W	kWh	Entzugsarbeit
W_m	kWh	Monatliche Entzugsarbeit
W_a	kWh	Jährliche Entzugsarbeit
w	kWh/m ² a	Spezifische jährliche Entzugsarbeit
w	%	Wassergehalt
y_o	./.	Amplitudenwert
α	m	Dispersivität
α_l	m	longitudinale Dispersivität
α_t	m	transversale Dispersivität
ε	./.	Emissionsgrad
η	Pa s	dynamische Viskosität
κ , auch a	m ² /s	Temperaturleitfähigkeit, auch thermischer Diffusionskoeffizient
θ	K	Temperaturanstieg
ϑ	°C	thermodynamische Temperatur
ϑ_o	°C	Anfangstemperatur
ϑ_{RL}	°C	Rücklaufstemperatur

Verwendete Symbole und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Beschreibung
ϑ_{VL}	°C	Vorlauftemperatur
ϑ_W	°C	Wandtemperatur
$\Delta\vartheta$	K	Temperaturdifferenz
$\bar{\vartheta}$	°C	mittlere Temperatur
$\bar{\vartheta}_{OF, a}$	°C	Jahresmitteltemperatur der Außenluft
$\bar{\vartheta}_{OF, m}$	°C	Monatsmitteltemperatur der Außenluft
$\bar{\vartheta}_{TUN, m}$	°C	Monatsmitteltemperatur der Tunnelluft
$\bar{\vartheta}_{TUN, d}$	°C	Tagesmitteltemperatur der Tunnelluft
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
λ_m	W/mK	Wärmeleitfähigkeit des Mediums
λ	μm	Wellenlänge
μ		Variable
π	./.	Kreiszahl
ρ	kg/m^3	Dichte
ρ_d	kg/m^3	Rohdichte
σ	$\text{W/m}^2\text{K}$	Stefan – Boltzmann – Konstante
Φ		Hilfsvariable
ν	m^2/s	kinematische Viskosität

Indices	Bedeutung
Abs	Absorber
a	jährlich
B	Boden
DFE	Ersatzsystem DFE
e	Eintritt
eff	effektiv
f	Fluid
G	Gemisch
Geb	Gebirge
GW	Grundwasser
gem.	gemessen
i	innen
m	Medium
m	monatlich
num.	numerisch
per	Senkrecht

Indices	Bedeutung
par	parallel
R	Referenz
eff	effektiv
F	Fluid
s	Feststoff
TMK	Thermistorenkette
W	Wand
W	Wasser
Abkürzungen	Bedeutung
AB	Anfangsbedingung
DFE	Discrete feature element – diskretes Merkmalselement = Absorber-Ersatzsystem bzw. Ersatzmodell
EDZ	Excavation damaged zone: Vortriebsbedingte Auflockerungszone
GOK	Geländeoberkante
HAS	Hauptsandstein
HOAI	Honorarordnung für Architekten und Ingenieure
IGE	Institut für Gebäudeenergetik der Universität Stuttgart
Kst	Kalkstein
PE-HD	Polyethylen hochdicht
RB	Randbedingung
Ril	Richtlinie
REV	Repräsentatives Elementarvolumen
TRY	Testreferenzjahre
TMst	Tonmergelstein
Tst	Tonstein
TF ₁	primäres Temperaturfeld
TF ₂	sekundäres Temperaturfeld
TF ₃	tertiäres Temperaturfeld
W	Wärmequelle
ZTV-ING	Zusätzliche technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauwerke

Zusammenfassung und Ausblick

Tunnelbauwerk und Absorbersystem

In einen Teilabschnitt des Fasanenhof-Tunnels in Stuttgart, einem ca. 360 m langen, seicht liegenden, bergmännisch aufgefahrenen, zweigleisigen Stadtbahntunnel, konnte eine tunnelgeothermische Teststrecke integriert werden. Zu diesem Zweck wurden zwei 10 m lange Betonierabschnitte mit Absorberleitungen ausgerüstet. Die Konstruktion besteht aus zwei Teilkreisläufen pro Energieblock. Das Leitungssystem wurde dabei nach einem vorgegebenen Verlegeschema auf der Trennschicht zwischen Tunnelaußen- und Tunnelinnenschale fixiert. Pro Energieblock wurden ca. 400 m Absorberleitung des Außendurchmessers 25 mm auf einer Fläche von ca. 180 m² verbaut. Das System ist über eine Hauptleitung in der Tunnelsohle mit einer Wärmepumpe im Betriebstechnikraum einer nahegelegenen Haltestelle gekoppelt. Die Anlage wurde im untersuchten Zeitabschnitt von April 2011 bis November 2011 im Kühlbetrieb gefahren. Die Volumenströme der Gesamtanlage variierten zwischen 500 l/h bis 2.000 l/h, während die Vorlauftemperatur zwischen 20°C und 25,5°C betrug.

Messungen

Im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund wurden Temperaturmessungen durchgeführt, um die Entwicklung des Temperaturfelds zu untersuchen und die wesentlichen Einwirkfaktoren aufzuzeigen. Dazu wurden die Energieblöcke messtechnisch ausgestattet.

Messeinrichtungen

Die Temperatur wurde an vier Stellen pro Energieblock in unterschiedlichen Tiefen des Bauwerksbetons aufgezeichnet. Das Temperaturfeld im Gebirge wurde mit Hilfe von Thermistorenketten bei 12.00, 3.00 und 9.00 Uhr bis zu einer Entfernung von ca. 5 m bis ca. 10 m vom Tunnel gemessen. Zur Erfassung der Temperatur der Tunnelluft wurden an vier Messstellen pro Energieblock Temperatursensoren in Wandnähe installiert. Zur Bestimmung der Energieextraktion wurden die Temperatur des Absorberfluids beim Eintritt in und beim Austritt aus dem System sowie die Teilvolumenströme gemessen.

Messergebnisse

Tunnelluft

Die Messung der Tunnelluft hat ergeben, dass deren Temperatur im Wesentlichen mit dem Verlauf der Außenlufttemperatur korrespondiert und dass die Temperaturamplituden der Tunnelluft gegenüber jener der Außenluft jahreszeitabhängig in unterschiedlicher Intensität abgedämpft sind. Messungen der Luftströmung im Tunnel haben gezeigt, dass die Tunnellufttemperatur auch durch den Zugverkehr beeinflusst wird.

Untergrundtemperatur vor Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage

Die Temperaturfelder im Umfeld des Bauwerks lassen sich in drei Stadien unterteilen. Das primäre Temperaturfeld stellt den unverritzten Zustand dar. Mit Herstellung des Bauwerks und dessen Betrieb als Straßen- oder Bahntunnel erfolgt eine thermische Beeinflussung des Untergrunds, die das sekundäre Temperaturfeld repräsentiert. Der Jahresgang der Temperaturveränderung im Untergrund rund um den Tunnel folgt jahreszeitlichen Schwankungen und der Verlauf der neutralen Zone erfuh durch den Bau des Tunnels eine „thermische Deformation“. In den bis etwa 10 m in das Gebirge reichenden, horizontalen Messketten ergab sich für das sekundäre Temperaturfeld im fast einjährigen Beobachtungszeitraum (2010 und 2011) eine sinusförmige, saisonale Beeinflussung in der Tunnelumgebung bis in ca. 7 m bis 8 m Entfernung. Dort betragen die jährlichen Schwankungen nur noch rund 0,4 K, gegenüber ca. 8 K im Bereich der Tunnelaußenschale. Die Temperaturschwankungen werden mit zunehmender Entfernung vom Tunnel abgedämpft und konvergieren gegen eine Temperatur von ca. 11,5°C bis 12,0°C. Die vertikalen Messketten über dem Tunnelfirst zeigen infolge der Oberflächennähe Interferenzeffekte zwischen dem Einfluss der Temperatur der Tunnelluft und jenem der Außenluft.

Einfluss des geothermischen Anlagenbetriebs auf die Untergrundtemperatur

Das sekundäre Temperaturfeld wird durch den tunnelgeothermischen Betrieb überprägt und führt zur Ausbildung des tertiären Temperaturfelds. Die Messungen haben gezeigt, dass dieses neben der Tunnellufttemperatur maßgeblich durch die Vorlauf-temperatur geprägt wird. Die stärkste Temperaturerhöhung im Kühlfall stellt sich in unmittelbarer Tunnelumgebung ein und wird stetig abgedämpft. In rund 6 m Entfernung vom Tunnel wird noch eine Temperaturerhöhung gegenüber dem sekundären Temperaturfeld von ca. 10 % (etwa 1,2 K) festgestellt. Im weiteren Verlauf bis ca. 10 m sinkt dieser Wert auf etwa 0,5 K, so dass man daraus schließen kann, dass unter den gegebenen Randbedingungen der Einfluss der tunnelgeothermischen Anlage auf das Temperaturfeld vernachlässigbar ist und sich auf eine Zone um das Bauwerk beschränkt, die weniger als einem Tunneldurchmesser entspricht.

Energetische Ergiebigkeit

Die Messungen haben insgesamt gezeigt, dass es sich beim System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund um ein sehr dynamisches System handelt. Beim Betrieb der tunnelgeothermischen Anlage wurden die Vorlauftemperatur und der Volumenstrom variiert und der resultierende Energieentzug bestimmt. In beiden Energieblöcken wurde eine signifikante Abhängigkeit der Entzugsleistung vom Verlauf der Tunnellufttemperatur festgestellt. Mit sommerlicher Zunahme der Tunnellufttemperatur sank die Leistung der Anlage generell. Die spezifischen Entzugsleistungen lagen zwischen 33 W/m^2 und 4 W/m^2 . Dabei trat die höchste Leistung kurzfristig beim Hochfahren der Anlage, relativ niedriger Tunnellufttemperatur von ca. 8°C und gleichzeitig hoher Vorlauftemperatur ($25,5^\circ\text{C}$) auf, während minimale Leistungswerte bei dem gegenüber verringerter Vorlauftemperatur (20°C) und geringstem Volumenstrom von ca. 125 l/min verzeichnet wurden. Eine Verdoppelung des Volumenstroms hat eine Vergrößerung der Entzugsleistung zur Folge, unter quasi-stationären Bedingungen zirka um den Faktor zwei.

Ergebnisse numerischer Simulationen

Zur Untersuchung des Systemverhaltens der tunnelgeothermischen Anlage wurden zweidimensionale, gekoppelte, numerische Wärmetransport-Berechnungen durchgeführt. Für die Simulation des Wärmetransports in den Absorberleitungen wurde ein 1D Ersatzmodell, das die Strömung in den Rohrsträngen berücksichtigt, mit dem 2D-Modell für das Tunnelbauwerk und den Untergrund gekoppelt.

Die umfangreichen Messreihen ermöglichten die Kalibrierung des gewählten numerischen Modells in Bezug auf den Wärmeübergang zwischen Absorber und Untergrund als auch im Untergrund bis zu einer Entfernung von ca. 10 m vom Tunnel. Bei den Simulationen wurden die Auswirkungen von technischen Einflussfaktoren als auch von natürlich vorgegebenen Randbedingungen im Hinblick auf die energetische Ergiebigkeit, als auch in ihrer Auswirkung auf das Temperaturfeld im umgebenden Untergrund untersucht.

Wärmeenergiegewinn über das Absorbersystem

Gegenüber dem Durchlaufbetrieb wird im Intervallbetrieb mit achtstündiger Betriebszeit pro Tag aufgrund der regelmäßigen Regenerationsphase die größte Entzugsleistung und die geringste Entzugsarbeit in 24 Stunden erzielt. Bei geringerem betrieblichem Aufwand kann deutlich mehr Energie entzogen werden. Generell sinkt sowohl im Durchlauf- als auch im Intervallbetrieb in den kältesten und heizintensivsten Monaten Dezember bis Februar die Entzugsleistung stark ab. Eine Erhöhung des Volumenstroms sowie eine differenzierte Lastcharakteristik sind dann erforderlich.

Einfluss der Tunnelluft auf die Energieextraktion

Die berechneten Verläufe der Rücklauftemperatur deuten auf einen signifikanten Einfluss der Temperatur der Tunnelluft hin, wie es auch schon die Messergebnisse gezeigt haben. Unter den gegebenen Randbedingungen des Durchlaufbetriebes mit konstanter Vorlauftemperatur für den Kühlfall und für den Heizfall zeigen Untersuchungen, dass der Anteil der Tunnelluft an der Energieextraktion über den Jahreszyklus betrachtet, saisonal sehr stark schwankt. Über die Tunnelluft wird dem Absorbersystem im Monatsmittel zwischen 30 % und 95 % des Gesamtwärmestroms zugeführt bzw. entnommen, während der Anteil des Gesamtwärmestroms vom bzw. zum Gebirge zwischen 70 % und 5 % beträgt.

Auswirkung von Grundwasserströmung auf die Energieentnahme

Es wurden Simulationen durchgeführt, denen sowohl das Grundmodell mit Tonstein und dem Hauptsandstein (ca. $k_f = 3 \cdot 10^{-6}$ m/s bzw. ca. $k_f = 3 \cdot 10^{-4}$ m/s) als auch ein durchlässiges Gebirge mit $k_f = 1 \cdot 10^{-4}$ m/s und $k_f = 1 \cdot 10^{-5}$ m/s zugrunde liegt. Der hydraulische Gradient betrug zwischen $i = 0$ % und $i = 2$ %. Die Simulationsergebnisse ergaben eine deutliche Abhängigkeit der energetischen Ergiebigkeit von der Grundwasserströmung, die zu einer Erhöhung der thermischen Leistung um rund 5 % bis ca. 20 % führen kann. Dieser Effekt steigt mit Zunahme der hydraulischen Durchlässigkeit des Gebirges und des hydraulischen Gradienten. Bei Vorliegen von Grundwasserströmung erhöht sich somit auch der Anteil des Wärmestroms aus dem Gebirge an der Energieextraktion gegenüber jenem aus der Tunnelluft.

Veränderungen des Temperaturfelds im Untergrund durch den Absorberbetrieb

Um die genehmigungsrechtlich relevante Größe der Temperaturfeldbeeinflussung des Absorberbetriebs auf den Untergrund realistisch bewerten zu können, sollte als Vergleichsbasis das zeitvariante sekundäre Temperaturfeld herangezogen werden.

Die Reichweite der Temperaturveränderung im Gebirge ist im Fall von Grundwasserströmung neben der Vorlauftemperatur signifikant von den hydrogeologischen Randbedingungen abhängig und zeigt unter den gewählten Randbedingungen der Simulationen im Durchlaufbetrieb eine weitreichende Temperaturfeldbeeinflussung, die bis in mehrere Dekameter vom Tunnel entfernt festgestellt wurde und teils bis zur Modellgrenze in 70 m Entfernung reicht. In der genehmigungsrechtlich relevanten Entfernung von 50 m vom Tunnel betrug die maximale Temperaturfeldänderung zwischen 0,2 K und 1,4 K. Der Verlauf der Isothermen ist asymmetrisch ausgebildet und weist eine Temperaturfahne in Abstromrichtung des Tunnels auf.

Ohne Einfluss von Grundwasserströmung verlaufen die Isothermen bei homogenem Gebirge axialsymmetrisch um das Bauwerk herum. Im Simulationszeitraum von fünf Jahren stellt sich keine maßgebliche Temperaturfeldveränderung im Abstand größer 10 m vom Tunnel ein. Unter konduktiven Wärmetransportbedingungen ist damit die Temperaturfeldbeeinflussung durch den geothermisch genutzten Tunnel nur gering-

fällig größer als durch ein Tunnelbauwerk ohne Absorberbetrieb. Im Vergleich zum Durchlaufbetrieb sind die Auswirkungen bei Intervallbetrieb aufgrund des im Tagesmittel geringeren Energieentzugs signifikant geringer.

Ausblick auf weiterführende Untersuchungen

Hinweise zur Konstruktion

Aus den Erfahrungen bei der Konstruktion der Anlage lassen sich bautechnische Verbesserungen ableiten, die in Vereinfachungen der Rohrleitungskopplung im Bereich der großen Verteilerausparung gesehen werden. Es ergeben sich ferner energetische Optimierungsmöglichkeiten, die in einer nicht-isolierten Ausbildung der Hauptleitungen bestehen können. Für eine künftige bautechnische Bemessung thermisch aktivierter Tunnelschalen sind die in einschlägigen Normen bislang zu berücksichtigenden Temperatureinwirkungen für Kriechen und Schwinden zu modifizieren. Ferner ist der Nachweis zu führen, ob der Einbau der Absorberleitungen die statische Höhe des Bauteils abmindert.

Messungen und numerische Simulationen

In den hier gezeigten numerischen Untersuchungen wurde der Wärmetransport in den Absorbern mit einem 1D-Ersatzsystem, eingebettet in ein 2D-Modell durchgeführt. Um die Untersuchung der Wärmeübertragung im System Tunnelluft – Tunnel – Untergrund realistischer durchführen zu können, wird empfohlen, diese in einem 3D-Modell fortzuführen, in dem die Absorberleitungen gemäß Verlegeschema diskret abgebildet werden. Mit dieser Modellausbildung können ggf. auftretende räumliche Effekte herausgearbeitet werden, wie z.B. mögliche thermische Interaktionen zwischen den Absorberleitungen oder die gegenseitige Beeinflussung durch benachbarte Energieblöcke. Dies insbesondere, wenn eine Grundwasserströmung vorliegt. Bei einem 3D-Modell ergibt sich die Möglichkeit, den Energieentzug in Abhängigkeit unterschiedlicher Anströmrichtungen des Grundwassers zu analysieren. Eine für die Praxis interessante Fragestellung wäre zudem die Analyse des thermisch-energetischen Verhaltens einer Doppelröhre in einem porösen Grundwasserleiter. Hier können möglicherweise thermische Kurzschlüsse zwischen den Röhren auftreten.

Ein weiterer wichtiger Schritt zur Prognose der Leistungsfähigkeit tunnelgeothermischer Anlagen ist die Kopplung des numerischen Modells für den Untergrund und den Tunnel mit einem gebäudetechnischen Wärmeanforderungsprofil über eine Schnittstelle. Damit können prozessgesteuerte Lastfälle spezifisch untersucht werden.

Infolge des signifikanten Einflusses der Temperatur der Tunnelluft auf die Energiegewinnung, ist ein verbesserter bzw. vereinfachter Ansatz der internen Randbedingung für künftige Bemessungssituationen von Bedeutung. Da die Datenlage in diesem

Bereich nach wie vor spärlich ist und die Messwerte aus dem Fasanenhof-Tunnel aufgrund der regionalen klimatischen, geologischen, bautechnischen sowie betrieblichen Randbedingungen nicht allgemeingültig sind, besteht hier weiterer Forschungsbedarf. Insbesondere sollten weitere Messreihen in Tunnelbauwerken durchgeführt werden, wenn möglich auch ggf. vorhandene Datensätze zur Temperatur der Tunnelluft ausgewertet werden, die bei der betrieblichen Überwachung von U- und S-Bahn- sowie Straßentunnels routinemäßig mitgemessen werden. Zur Untersuchung der Temperaturverhältnisse im Tunnel wird ergänzend vorgeschlagen ein numerisches Luftströmungsmodell zu erstellen und dies mit dem thermisch-hydraulischen Modell zu koppeln.

Summary of results and outlook

Urban railway tunnel and absorber system

The Fasanenhof tunnel in Stuttgart is a 360 m long tunnel in shallow depth. It is a double track tube for urban railway use and was excavated by the NATM mining method (New Austrian Tunneling Method). A “tunnel geothermal” testing area was constructed in a part of the Fasanenhof tunnel. Two tunnel sections (blocks) with a different geology and a length of 10 m each were fitted with absorber pipes in the vault area between internal and external lining. The pipes have the function of a heat exchanger. They are connected via supply pipes with a main pipe lying on the tunnel floor, and lead to an operation room in the nearby station. Two circuits were made for redundancy reasons in each so called energy field (or block). About 400 m of absorber pipes were built-in over an area of approx. 180 m² per block.

In the observation period from April 2011 until November 2011 the plant in the thermally activated tunnel lining was running in cooling mode. Volume flow rates in the overall system varied from 500 l/h to 2.000 l/h while the inlet flow temperature was 20°C or 25,5°C.

Measuring campaign

The tunnel was equipped with a comprehensive number of measuring instruments. Temperature measurements were taken in three areas: the tunnel air, the tunnel construction and the surrounding underground. The data was used to research the development of the temperature field of tunnel-surrounding subsurface, concrete and air and to identify the influencing factors and their effect on total energy output. Furthermore measurements of air flow velocity in the tunnel were executed.

Measuring system

At four places in each energy block and in different depths the temperature of concrete in the internal lining was monitored. With the use of three temperature measuring lances in each section, containing thermistor chains with 8 or 12 sensors, the temperature in rock mass was measured. The lances are situated at 12.00, 3.00 and 9.00 o'clock. Two horizontal lances reach 5,0 m or 10,0 m into the underground, a third one is

placed vertically at the tunnel vertex. For measuring the temperature of the tunnel air, at four places per block temperature sensors were installed close to the tunnel wall. To calculate the rate of energy extraction, the inlet and return flow temperature as well as the flow rate of the absorber fluid were measured.

Measurement results

Tunnel air

The measurements of the tunnel air temperature have shown that they correspond essentially with the course of the outside air temperature. Furthermore, in comparison with outside air temperature, the amplitude of the tunnel air temperature is damped. The degree of the damping is different depending on seasonal effects. Measurements of air flow in the tunnel indicated an influence by the movement of trains.

Underground temperatures before operation of the plant

The temperature field in the vicinity of the tunnel can be subdivided into three stages. The undisturbed temperature field is designated the primary one. The construction of the tunnel and its operation as a road or railway tunnel thermally influences the ground. This represents the secondary temperature field. The annual course of temperature change in the rock mass around the tunnel follows seasonal fluctuations. The "shape" of the neutral zone becomes "thermally deformed" by the tunnel.

The secondary temperature field was observed for approximately one year. In the horizontally oriented 10 m long temperature lances, a more or less sinusoidal and seasonally influenced temperature curve was measured up to a distance of about 7 m to 8 m away from the inner edge of the internal lining of the tunnel. There, in the far field, the annual fluctuations amount to only about 0.4 K, compared to approximately 8 K in the near field of the tunnel lining. The temperature fluctuations are diminished with increasing distance from the tunnel, and they converge to a temperature of approximately 11.5°C to 12.0°C. The vertical temperature profile from the tunnel vertex (closely) to the surface reveals interference effects between the temperature of the tunnel air and the outside air.

Influence of the tunnel geothermal plant operation on the subsurface temperatures

The secondary temperature field is influenced by the operation of the tunnel geothermal plant, and the tertiary temperature field develops. The measurements demonstrate that the temperature field is affected by the tunnel air temperature and significantly by the inlet flow temperature of the absorber fluid.

In the cooling case the largest increase in temperature is monitored in the immediate vicinity of the tunnel. With increasing distance from the tunnel it becomes continuously damped. Approximately 6 m away from the tunnel a temperature increase of about 10 % (about 1.2 K) compared to the secondary temperature field was measured. This

value drops to about 0.5 K at 10 meters. One can draw the conclusion that under the given boundary conditions the influence of the geothermal plant on the temperature field in the subsurface is negligible. It is confined to a zone around the tunnel, which represents less than one tunnel diameter.

Energetic gain

The measurements have shown that the system tunnel air – tunnel construction – underground is a very dynamic one. In the course of operation of the tunnel geothermal plant, inlet flow temperature and flow rate were varied, and the resulting energy extraction was calculated. In both energy blocks a significant dependence of the heat extraction rate by the temperature variations of the tunnel air was detected. In general, with increasing tunnel air temperature in the summer, the energy extraction decreases. The specific extraction rates ranged from about 33 W/m to 4 W/m². The highest geothermal performance was registered when the plant started up, the tunnel air temperature was low (approximately 8°C) and the inlet flow temperature of the absorber was high (25,5°C). The minimum performance was achieved at a reduced inlet flow temperature (20°C) and the lowest flow rate of about 125 l/min. A doubling of the volume flow rate causes an increase in heat extraction rate (under quasi-steady-state conditions) by a factor of about two.

Results of numerical simulations

Several finite element simulations of coupled 2D numerical models of heat and groundwater transport have been carried out to research the system behavior of the tunnel geothermal plant. The simulation of heat transport in the absorber tubes has been executed with a 1D substitute model integrated into the 2D model for tunnel and subsurface. The simulations focused on the efficiency of the geothermal absorber system and its impact on temperature anomalies in the subsoil. Furthermore, the part of the tunnel air of the total energy output was investigated as well as the effect of groundwater on energy gain. The accompanying measuring campaign enabled the calibration of the model in relation to the heat transfer between the absorber and underground as well as in the subsurface up to a distance of about 10 m from the tunnel. In the simulations, the implications of technical factors, as well as natural factors were analyzed with respect to the energy yield and their effect on the temperature field in the surrounding subsurface.

Energetic gain by the absorber system

In comparison to the continuous operation mode of the plant an interval mode with eight hours of operation per day shows the highest extraction rate due to the regular regeneration phase. For the daily eight hours operation time the smallest amount of energy extracted per day was registered. So, with reduced operating hours per day much more energy can be extracted.

In general, during December till February which are the months with the highest heat energy demand, the extracted energy decreases for both, the continuous mode and the interval operation mode. During this period an increase of the volume flow and differentiated load characteristics are required.

The influence of the tunnel air on the energy extraction

The calculated course of the absorber return flow temperature indicates a significant influence of the temperature of the tunnel air, as the measurements have shown before. Under the given boundary conditions with a continuous operation mode at a constant inlet flow temperature, studies indicate that the percentage of tunnel air in the tunnel energy extraction, considered over the annual cycle, seasonally varies much. The percentage of tunnel air ranges between a monthly average value of 30 % to 95 % of the total heat flow, while the share of total heat flow from or to the rock mass ranges between 70 % and 5 %.

The effect of groundwater flow on the energy extraction

Simulations with different subsurface models have been performed. The base model is composed of mudstone and sandstone (ca. $k_f = 3 \cdot 10^{-6}$ m/s resp. ca. $k_f = 3 \cdot 10^{-4}$ m/s) while second and third model are represented by permeable rock mass with a hydraulic conductivity of $k_f = 1 \cdot 10^{-4}$ m/s resp. $k_f = 1 \cdot 10^{-5}$ m/s. The hydraulic gradient ranged from $i = 0$ % to $i = 2$ %.

The simulation results showed a significant dependence of the energy gain caused by groundwater flow. It may lead to an increase in thermal performance of about 5 % to 20 %. It rises with increasing hydraulic conductivity and hydraulic gradient. Thus, when there is a groundwater flow, the percentage of the energy extraction of heat flow from the subsurface increases in comparison to that by the tunnel air.

Changes of subsurface temperature field by absorber operation

The permissible changes of subsurface temperature field caused by the tunnel geothermal operation are restricted by local authorities. The time-variant secondary temperature field is a reasonable basis of comparison to evaluate variations in underground temperatures. Besides the inlet flow temperature in the absorber pipes the range of the temperature change in subsurface is significantly dependent by hydrogeological factors. Under the prevailing boundary conditions and in the continuous operation mode, the numerical simulations show a far-reaching influence on the temperature field around the tunnel. It can be several decameters away from the tunnel and reaches partly up to the model boundary at a distance of 70 m. The relevant distance for restrictions of temperature variations carried out by local authorities is 50 m away from the tunnel. There the maximum temperature fluctuations range from 0,2 K to 1,4 K. The pattern of the isothermal lines is asymmetrical and causes a temperature plume in the downstream direction of the tunnel.

Without the influence of groundwater flow, and in the case of homogeneous rock mass conditions, the isotherms are axially symmetrical around the tunnel. In the simulation period of five years, no significant change in the temperature field at a distance larger than 10 m from the tunnel was found. Under conductive heat transport conditions, the temperature field influenced by the geothermally used tunnel is only slightly larger than a tunnel without absorber operation.

Compared to a continuous operation, the impact on temperature field in the subsurface caused by the interval operation mode is significantly lower due to the daily averaged energy input and output, respectively.

Outlook on further investigations

Construction

With the experience gained in the design of the system, structural improvements can be derived from simplifications in pipe design and its coupling in the recess for pipe distribution. Furthermore there are energy optimization opportunities. The main pipes in the tunnel invert could be installed in a non-isolated form.

For a future structural design of thermally activated tunnel linings, the effects of temperature on creeping and shrinkage have to be taken into account and existing thermal loadcases in engineering standards have to be modified for this special application.

The installation of the absorber pipes could attenuate the static height of the tunnel lining. Therefore a structural analysis has to be performed.

Measurements and numerical simulations

In the numerical investigations as shown in this work, the simulation of heat transport in the absorber pipes was carried out by using a 1D substitute system embedded in a 2-D model. In order to research the heat transfer in the system tunnel air, the tunnel and the surrounding underground more realistically, it is recommended to continue simulations in a 3D model in which the absorber pipes become fully discretized. With such a model possible spatial effects, such as thermal interactions between the absorber pipes or mutual interference by adjacent energy blocks can be investigated. This is the case in particular if there is a groundwater flow. A 3D model makes it possible to analyze the influence of different groundwater flow directions on the energy extraction. A question of interest for practical purposes would be an analysis of the thermal energy performance of a double tube in a porous aquifer where thermal short circuits between the tubes can occur.

Another important step for predicting the performance of tunnel geothermal systems would be the coupling of the numerical model for the underground and the tunnel with a model of building technology for heating and cooling requirements with the assistance of an interface. This enables the study of process controlled load cases.

Due to the significant influence of the tunnel air temperature on the energy extraction, an improved resp. simplified approach of the internal boundary condition for future design situations is of importance. The dataset in this field is limited. The temperature course measured in the Fasanenhof tunnel cannot be generalized because of regional climatic, geological, structural and operational boundary conditions. Further research is needed here. Measurements should be carried out in other tunnels. Any existing datasets of tunnel air temperature that have been measured routinely for operational monitoring in underground and suburban railway tunnels as well as in road tunnels should be analysed. For the investigation of the temperature conditions in the tunnel, it is proposed to perform a numerical air flow model of the tunnel and to couple it with the thermohydraulic model.

Kapitel 1 Einleitung

Die oberflächennahe geothermische Nutzung des Untergrundes zeigt einen markanten stetigen Anstieg. Die Gewinnung geothermischer Energie ist aus energie- und geopolitischer Sicht sowie aufgrund der Begrenztheit der fossilen Energievorräte von steigender Bedeutung. Das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie weist mit Stand 2006 insbesondere für Erdöl auf eine statische Reichweite von 42 Jahren bei den konventionellen Reserven hin. Im Sinne einer nachhaltigen Versorgung mit Energie wird zunehmend auf regenerative Energie gesetzt werden. Der besondere Vorteil der Erdwärme ist die Unabhängigkeit gegenüber den Tageszeiten und den Witterungsbedingungen. Sie steht als grundlastfähige Energie zur Verfügung.

Während die tiefe Geothermie die Möglichkeit zur Verstromung bietet, dient die oberflächennahe Geothermie als niedrigenergetische Energiequelle zum Heizen und Kühlen. Das oberflächennah technisch nutzbare Energiepotential ist bedeutend. Bereits seit längerem werden zum Zwecke der Energiegewinnung Erdwärmesonden und Brunnen verwendet, aber auch Gründungselemente wie Pfähle oder Schlitzwände erfahren seit geraumer Zeit eine energetische Nutzung. Diese Systeme werden in der vorliegenden Arbeit thematisch nur gestreift.

Während Erdwärmesonden eigens zur Energiegewinnung hergestellt werden müssen, stellen thermisch aktivierte Gründungselemente Hybridsysteme dar, die zusätzlich zu ihrer primären eine energetische Funktion übernehmen. In diesem Mitnahmeeffekt liegt der besondere Vorteil dieser Lösungen.

Gegenstand dieser Arbeit sind geothermisch genutzte Tunnelbauwerke. Sie weisen einen hohen Grad an Erdberührung auf, werden mitunter auch im tieferen Untergrund gebaut und können gleichsam mit relativ geringem technischem Zusatzaufwand neben der originären, statisch-konstruktiven auch eine thermisch-energetische Funktion übernehmen. Ausführungsbeispiele im Tunnelbau sind sowohl aus der konventionell bergmännischen als auch aus der maschinellen Bauweise bekannt. Sie beschränken sich auf die DACH-Staaten¹. Trotz der offensichtlichen Vorteile ist die Anzahl der umgesetzten Projekte noch überschaubar.

Im Zuge der technischen Umsetzung des Bauprojektes „U6 – Stadtbahnanschluss Stuttgart-Fasanenhof“ konnte in einem in Spritzbetonbauweise hergestellten Tunnel-

¹ Deutschland, Österreich, Schweiz

abschnitt ein tunnelgeothermischer Pilotbereich zu Forschungszwecken eingerichtet werden. Dabei wurden zwei Betonierabschnitte von je 10 m Länge mit Absorberleitungen zwischen Außen- und Innenschale ausgestattet, die mit einer Wärmepumpe im nahe liegenden Haltestellenbereich verbunden wurden. Der Tunnel wurde darüber hinaus umfangreich mit Messtechnik ausgestattet, die der Ermittlung des Temperaturfeldes in Baugrund, Bauwerk und Tunnelluft sowie der Erfassung der Luftströmungsgeschwindigkeit dient.

Die tunnelgeothermische Teststrecke ist die technisch-physikalische Grundlage des Forschungsprojektes „GeoTU6“, das sich mit der Geothermienutzung in Tunnelbauwerken in innerstädtischen Bereichen am Beispiel des Stadtbahntunnels Stuttgart-Fasanenhof (U6) beschäftigt. Das interdisziplinäre Projekt wurde und wird weiterhin durch die Institute für Geotechnik (IGS) und für Gebäudeenergetik (IGE) der Universität Stuttgart bearbeitet.

Die im Rahmen dieser Dissertation durchgeführten Untersuchungen gründen im Wesentlichen auf drei Pfeilern. Dies sind die Planung und Konstruktion der tunnelgeothermischen Anlage, deren messtechnische Beobachtung und schließlich instationäre gekoppelte, numerische Simulationen von Wärmetransport und Grundwasserströmung.

Gliederung

Der Dissertationsschrift sind eine Zusammenfassung der Untersuchungsergebnisse und ein Ausblick auf weiterführenden Forschungsbedarf in deutscher und englischer Sprache vorangestellt.

Nach der Einleitung beginnt die Arbeit in Kapitel 2 zunächst mit einem allgemeinen geothermischen Grundlagenteil, der im Folgeabschnitt durch Erläuterungen zu den im oberflächennahen Bereich verwendeten Verfahrenstechniken zur Gewinnung geothermischer Energie ergänzt wird. Dabei liegt der Schwerpunkt auf Anwendungen im Grund- und Tunnelbau. Es folgen gebäudeenergetische Grundlagen und die Formulierung der Aufgabenstellung sowie Zielsetzung der vorliegenden Dissertation.

Im dritten Kapitel werden zunächst die Grundlagen des Wärmetransports im Untergrund sowie die maßgeblichen Materialkenngrößen behandelt, wodurch sich die Blickrichtung von der rein technischen auf die physikalische ändert. Atmosphäre, Untergrundtemperatur und Temperatur der Tunnelluft sind die maßgeblichen modelltechnischen Randbedingungen bei der Berechnung tunnelgeothermischer Fragestellungen. Sie werden abschließend thematisiert.

Das Kapitel 4 hat die tunnelgeothermische Teststrecke in Stuttgart-Fasanenhof zum Thema. Hier werden nach einer kurzen Beschreibung des Bauprojekts die örtlichen Baugrundverhältnisse erläutert. Die Ergebnisse geothermischer Labor- und untergeordnet Feldversuche werden im Anschluss gezeigt und diskutiert. Danach erhält das Kapitel einen technischen Schwerpunkt, in dem die Konstruktion der Testanlage, die

messtechnische Ausrüstung der Energieblöcke sowie der Versuchsstand erläutert werden.

Gegenstand von Kapitel 5 sind die Ergebnisse der Feldmessungen mit Diskussion. Dabei werden anfangs Temperaturmesswerte der Außenluft und der Tunnelluft behandelt. Die thermischen Auswirkungen des Tunnelbauwerks auf den Untergrund werden im Anschluss präsentiert und gedeutet. Es folgen Ausführungen zum Betrieb der tunnelgeothermischen Anlage und zur energetischen Ergiebigkeit des untersuchten Kühlfalls. Die durch den tunnelgeothermischen Betrieb hervorgerufenen Temperaturänderungen im Untergrund werden abschließend thematisiert.

Kapitel 6 hat die numerischen Untersuchungen zum Inhalt. Hier wird anfänglich über den Aufbau des geothermischen Strukturmodells und des numerischen Modells berichtet, gefolgt von Ausführungen zur Modellkalibrierung. Der anschließende Abschnitt leitet mit theoretischen Ausführungen zur Wärmeübertragung im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund in den Berechnungsteil über. Die Modellanwendung enthält Simulationsergebnisse und die Diskussion gekoppelter Berechnungen von Grundwasserströmung und Wärmetransport im Untergrund und zur Leistungsfähigkeit der tunnelgeothermischen Anlage. Dabei steht neben der Anlagensteuerung sowie dem Einfluss der Tunnelluft und des Grundwassers auf den Energieentzug auch die Reichweite der Temperaturveränderungen im Untergrund durch den Anlagenbetrieb im Fokus der Untersuchungen.

Die Arbeit endet mit dem Literaturverzeichnis in Kapitel 7 und dem Anhang, der ergänzende Ausführungen zu baubetrieblichen Aspekten und zum Herstellvorgang der Anlage sowie vor allem ergänzende Mess- und Simulationsergebnisse enthält.

Kapitel 2 Geothermienutzung im Grund- und Tunnelbau

2.1 Allgemeine Grundlagen der Geothermienutzung

Als geothermische Energie oder Erdwärme wird in VDI 4640 Blatt 1 (2008) die in Form von Wärme gespeicherte Energie unterhalb der Oberfläche der festen Erde bezeichnet. Die Geothermie ist die Wärmelehre des Erdkörpers. Der Begriff Geothermie wird synonym für die Nutzung der Erdwärme zur Energiegewinnung verwendet. Die Geothermik als Teilgebiet der Geophysik ist mit den thermischen Eigenschaften der Erde, wie Wärmefluss und Temperaturverteilung im Erdinneren befasst (DGEG, 1982). In der Literatur wird zwischen der Nutzung in niedrig- oder hochenthalpischen Systemen unterschieden, also Systemen mit niedrigem oder mit hohem Wärmeinhalt bzw. oberflächennaher (untiefer) und tiefer Geothermie. In Analogie dazu wird auch von Niedrigtemperatursystemen bzw. Hochtemperatursystemen im Zusammenhang mit oberflächennaher und tiefer Geothermie gesprochen.

Tiefe und oberflächennahe Geothermie

Die vergleichsweise hohe Temperatur im tieferen Untergrund in mehreren tausend Metern erlaubt eine Verstromung unter Verwendung von Turbinen und entsprechenden Verfahrenstechniken (z.B. Kalina-Prozess oder Rankine-Prozess mit organischen Arbeitsstoffen) im Bereich von hydro- und petrothermalen Systemen. Diese Verfahren sind ausführlich, z.B. in KALTSCHMITT et.al (1999) beschrieben.

Oberflächennahe Systeme dienen der Bereitstellung von Wärmeenergie, die zum Heizen und oder Kühlen, sowie zum temporären Speichern von Wärme im Untergrund verwendet werden kann.

Die Grenze zwischen oberflächennaher Geothermie und tiefer Geothermie wird bei ca. 400 m genannt (z.B. VDI 4640-1, 2010). Sie ist nicht auf technischer sondern auf administrativer Basis gezogen worden. Tatsächlich handelt es sich um eine fließende Grenze, die durch die Technik zunehmend überschritten wird, z.B. durch tiefe Erdwärmesonden (KALTSCHMITT et. al., 2006).

Technische Systeme zur Nutzung der oberflächennahen Geothermie

Grundsätzlich wird nach KALTSCHMITT et. al. (2006) unter den zur Nutzung der oberflächennahen Geothermie eingesetzten Wärmequellenanlagen zwischen drei verfahrenstechnischen Systemen unterschieden. Am häufigsten kommen dabei so genannte geschlossene Systeme zum Einsatz, bei denen im Untergrund oder in Bauteilen verbaute Wärmeübertrager (z.B. Rohrleitungen) eingesetzt werden, in denen Wärmeträgermedien zirkulieren. Die Wärmeübertragung erfolgt über die Rohrwandung zwischen dem Untergrund bzw. Beton und dem Arbeitsmedium (Absorberfluid). Die Richtung des Wärmestroms ergibt sich in Abhängigkeit des aktuell wirksamen Temperaturgradienten infolge von Heiz- oder Kühlfall und der Umgebungstemperatur.

Im Gegensatz zu den geschlossenen Systemen steht bei den offenen Systemen die Entnahme von Grundwasser im Vordergrund, das dabei als Wärmeträgermedium fungiert. Grundwasser als Wärmeübertrager wird durch Brunnenanlagen, Bergwerke oder Tunnelbauwerke genutzt. Ein geothermisches Brunnensystem besteht aus einem Entnahmebrunnen, über den das Grundwasser gefördert, anschließend über eine Wärmepumpe energetisch verwertet wird und einem Schluckbrunnen, über den das abgekühlte bzw. erwärmte Wasser reinjiziert wird. Für die Nutzung von geothermischen Brunnensystemen sind u.a. ein ausreichendes nutzbares Grundwasserdargebot, die Berücksichtigung der Grundwasserfließrichtung sowie die Kenntnis des Grundwasserchemismus Voraussetzung.

Bei den sonstigen Systemen handelt es sich um Varianten bzw. Kombinationen der vorgenannten Verfahren, wie z.B. Koaxialbrunnen oder Systeme mit Luftherwärmung oder -kühlung im Untergrund.

Einen Überblick über die aktuell eingesetzten bzw. sich in Entwicklung befindlichen Verfahren zur Nutzung der oberflächennahen Geothermie gibt Tab. 2.1. Darunter werden Erdwärmesonden, Kollektorsysteme und Brunnenanlagen am häufigsten eingesetzt. Dabei handelt es sich um Systeme, die eigens zur Energiegewinnung hergestellt werden. Dagegen stellen thermisch aktivierte Gründungselemente wie Bohrpfähle, Schlitzwände oder Bodenplatten hybride Systeme dar, die zusätzlich zu ihrer primären eine zusätzliche thermisch-energetische Funktion erhalten.

Das gleiche gilt für Sicherungselemente wie Anker, die sich allerdings im Erprobungsstadium befinden, als insbesondere auch für Tunnelbauwerke, auf die in Abschnitt 2.2 eingegangen wird.

Tab. 2.1: Übersicht über Verfahrenstechniken der oberflächennahen Geothermie mit Anwendungsbeispielen. KPP = Kombinierte Pfahl-Platten-Gründung, EWS = Erdwärmesonde. ¹⁾ VON DER HUDE & SAUERWEIN (2007), ²⁾ ENNIGKEIT (2002), ³⁾ BRANDL (2006), ⁴⁾ MÜLLER (2011), ⁵⁾ ADAM et. al. (2007), ⁶⁾ KOLKS et. al. (2007), ⁷⁾ ZORN (2011), ⁸⁾ HUFSCHMIED & BRUNNER (2010), ⁹⁾ FRODL et. al. (2010), ¹⁰⁾ KÜR TEN et. al. (2012), ¹¹⁾ STODTMEISTER, ¹²⁾ KÜR TEN et. al. (2011), ¹³⁾ ROSNER et. al. (2009)

Verfahren / System	Anwendungsbeispiele
Erdwärmesonden, vertikal oder geneigt eingebracht, Erdwärmesonden mit Phasenwechsel (CO ₂ -Sonden) / geschlossen	weit verbreitete Anwendung beim Heizen und Kühlen. Sondernutzung für Verkehrsflächenbeheizung zur Schnee- und Eisfreihaltung: Brücke Därligen ⁶⁾ , Feuerwehrrampe Bald Waldsee ⁷⁾
Erdwärmekörbe bzw. -kollektoren / geschlossen	verbreitete Anwendung
Erdberührte Betonbauteile bzw. Hybridlösungen des Spezialtiefbaus: Thermisch aktivierte Gründungspfähle (Bohrpfähle, Ramppfähle, Mikropfähle), Schlitzwände, Bodenplatten / geschlossen	Maintower Frankfurt/Main: KPP, Wärmeaustauscher in Bohrpfählen (L = 34 m) und Bodenplatte (d = 3 m) ^{1,2)} . Wien U2/2 U-Bahn-Haltestelle, Energieschlitzwände ³⁾ . Mikropfähle im Versuchsstadium ⁴⁾
Energieanker / geschlossen	Tests in Wien ⁵⁾
Tunnelbauwerke / offen, geschlossen	Lötschberg-Basistunnel: Fischzucht und tropisches Gewächshaus ⁸⁾ . Tunnel Jenbach: Heizung Betriebsgebäude ⁹⁾
Geothermische Brunnenanlagen / offen	verbreitete Anwendung
Thermoaktive Abdichtungselemente an Kellern / geschlossen	Versuchsstadium ¹⁰⁾
Wärmenutzung von Abwasserrohren bzw. -kanälen / geschlossen	Wärmeübertrager in der Gerinnesohle von Abwasserkanälen ¹¹⁾
Haldenschwelbrände / geschlossen	Erdwärmesonden-Testfeld in einer Berghalde im Ruhrgebiet ¹²⁾
Altbergbau / offen, geschlossen	„Super-C“-Gebäude RWTH Aachen ¹³⁾

Wesentliche Nutzungsarten

Das maßgebliche Regelwerk für die thermische Nutzung des Untergrunds zur Energiegewinnung ist die VDI-Richtlinie 4640-1 (2010). Darin werden folgende Anwendungsbereiche unterschieden, die mit offenen und geschlossenen Systemen arbeiten:

- Heizen, Kühlen, Heiz- und Kühlbetrieb, jeweils unter Verwendung von Wärmepumpen,
- Heizen, Kühlen, Heiz- und Kühlbetrieb, jeweils als direkte thermische Nutzung ohne Wärmepumpen- bzw. Kältemaschineneinsatz,
- unterirdische thermische Energiespeicher.

Da die Untergrundtemperatur in einer Größenordnung bis ca. 20°C liegt, bedarf es zur Nutzung für Heizzwecke einer Temperaturerhöhung auf das vom Verbraucher benötigte Temperaturniveau. Dies geschieht durch Wärmepumpen. Erfolgt die Gewinnung thermischer Energie aus dem Untergrund, spricht man von erdgekoppelten Wärmepumpen (vgl. Abb. 2.1). Ein solches System besteht neben der Wärmepumpe (WP) aus der Wärmequellenanlage, dem Primär- oder auch Absorberkreislauf und der Wärmenutzungsanlage, dem Sekundärkreislauf. Wärmepumpen werden auch zur Verwertung thermischer Energie aus Abwasser, Luft oder der Abwärme technischer Prozesse verwendet. Für Kühlzwecke ist häufig die Untergrundtemperatur ausreichend, um Kühlwasser mit der benötigten Temperatur bereitzustellen. Diese Nutzungsart wird als direkte geothermische Kühlung oder direkte Nutzung (VDI 4640-4, 2004) bezeichnet. Beide Begriffe gelten analog auch für den Heizfall. Wird eine tiefere als durch den Untergrund zur Verfügung gestellte Temperatur erforderlich, so kann die Rücklauf-temperatur aus dem Gebirge unter Einsatz von Kältemaschinen auf das erforderliche Niveau abgekühlt werden. Wärmepumpen und Kältemaschinen sind im Grunde identisch, werden jedoch umgekehrt eingesetzt (KOENIGSDORFF, 2011).

Größere Wärme- oder Kältemengen können über längere Zeiträume unter Gebrauch der thermodynamischen Trägheit des Gebirges in unterirdischen thermischen Energiespeichern zwischengespeichert werden, insofern die Untergrundbedingungen dafür geeignet sind.

Insbesondere feinkörnige Böden mit geringer Wasserdurchlässigkeit und gleichzeitig hoher Wassersättigung sind für Speicherzwecke geeignet. Darüber hinaus auch nichtbindige Bodenarten mit hohem nutzbarem Porenvolumen, wobei hier die Einschränkung gilt, dass die Abstandsgeschwindigkeit des Grundwassers gegen 0 m/s tendieren sollte. Energiespeicher dienen der Energieüberbrückung, z.B. zwischen Energienachfrage und -angebot. Der Zeitraum zwischen dem Beladen des Speichers und dessen Entladung wird als Speicherzyklus definiert. Je nach Energieverbraucher kann dieser kurzfristig (Tage bis Wochen) oder längerfristig (Monate) sein (VDI 4640-3, 2001).

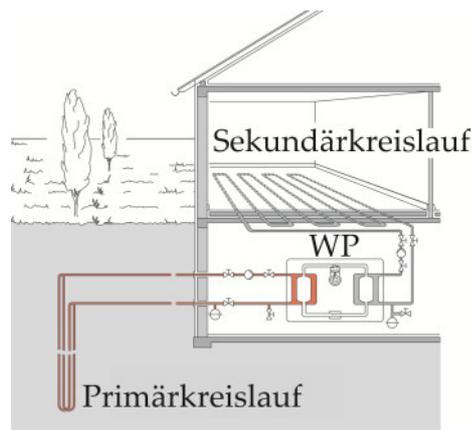


Abb. 2.1: Schematische Darstellung einer erdgekoppelten Wärmepumpenanlage mit Absorberkreis (Primärkreislauf) und Heizkreis (Sekundärkreislauf) am Beispiel einer Erdwärmesonde (VDI 4640-2, 2009, verändert).

Ein Beispiel für Langzeit-Wärmespeicherung ist das solar unterstützte Nahwärmesystem (SuN) mit saisonaler Wärmespeicherung, bei dem die solar gewonnene Energie über Erdwärmesonden im Untergrund gespeichert und bei Bedarf abgerufen wird (BAUER, 2011).

Wärmepumpen

Bei Wärmepumpen handelt es sich nach KOENIGSDORFF (2011) um technische Aggregate, bei denen die Wärme aus einer Wärmequelle bei niedriger Temperatur aufgenommen und bei einer höheren Temperatur an eine Wärmesenke (Verbraucher) abgegeben wird. Für den Prozess der Temperaturerhöhung ist mechanische oder elektrische Antriebsenergie erforderlich. Dabei kennzeichnet die Leistungszahl ε einer elektrisch angetriebenen Wärmepumpe das Verhältnis aus der Nutzwärmeleistung zur aufgebrauchten Antriebsleistung.

Es wird im Wesentlichen zwischen zwei Wärmepumpentypen unterschieden, den Kompressionswärmepumpen und den Absorptionswärmepumpen. Dabei wird der erstgenannte Bautyp momentan am häufigsten eingesetzt. Eine Kompressionswärmepumpe hat folgende Baugruppen, in denen sich das Arbeitsmedium in einem Kreisprozess bewegt (vgl. Abb. 2.2):

- Verdampfer
- Verdichter (Kompressor)
- Verflüssiger
- Entspannungsventil

Das Arbeitsmedium hat einen sehr niedrigen Siedepunkt. Es wird durch den Verdampfer bei niedrigen Temperaturen verdampft.

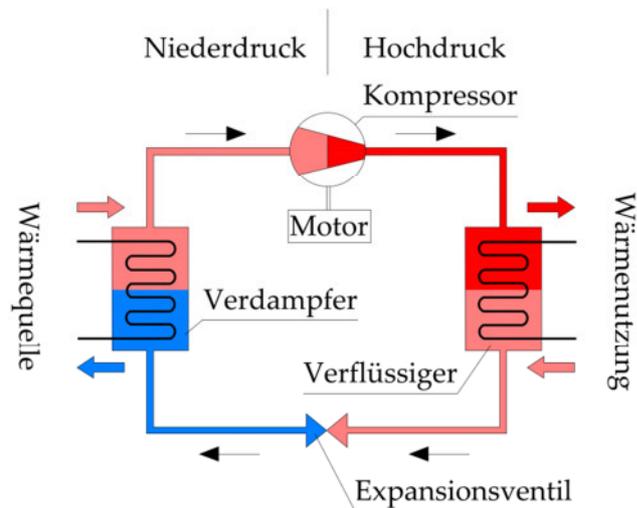


Abb. 2.2: Schema einer Kompressionswärmepumpe (nach SANNER, 1992).

Dabei nimmt es Wärme aus einem Medium (Untergrund, Luft, Wasser, Sole) auf. Durch die Kompressionswirkung des Verdichters wird das Temperaturniveau des Dampfes weiter erhöht, so dass dieses in den Verflüssiger gelangt. Ein Wärmeaustauscher gibt die Wärme des Dampfes an das Heizmedium ab. Der Dampf wird hierbei verflüssigt (Kondensation). Durch ein Entspannungsventil wird der Druck weiter abgebaut. Das so abgekühlte Kältemittel wird wieder vollständig verflüssigt und dem Verdampfer wieder zugeführt. Weiterführende Ausführungen zur Funktionsweise von Wärmepumpen können der zahlreichen Literatur entnommen werden, z.B. KOENIGSDORFF (2011).

Betriebsweisen von erdgekoppelten Wärmepumpenanlagen

Die Betriebsweise von Wärmepumpenanlagen erfolgt grundsätzlich monovalent, wenn dadurch der Wärmebedarf des Verbrauchers zu 100 % gedeckt wird und bivalent, wenn die Wärmepumpe und ein weiterer Wärmeerzeuger den Wärmebedarf sicherstellen, wobei der erdgekoppelten Wärmepumpenanlage dabei die Funktion der Grundlastdeckung zukommt und ein anderes System (z.B. Spitzenlastkessel) den Rest abdeckt (WALKER-HERTKORN & THOLEN, 2008).

Für den mono- und bivalenten Betrieb bestehen Varianten. Bei monoenergetischem Betrieb, einem Sonderfall der bivalenten Betriebsweise, wird zusätzlich ein Heizstab eingesetzt, um den Grundlastbetrieb der Wärmepumpe zu ergänzen. Dabei wird für die Antriebsleistung beider Systemkomponenten dieselbe Energieform, nämlich elektrische Energie, bereitgestellt. Beim bivalent-alternativen Betrieb arbeitet entweder die Wärmepumpe oder das alternative System. Dabei wird die Wärmepumpenanlage abgeschaltet, wenn die Energie- oder Temperaturanforderung deren Kapazität überschreitet (KOENIGSDORFF, 2011).

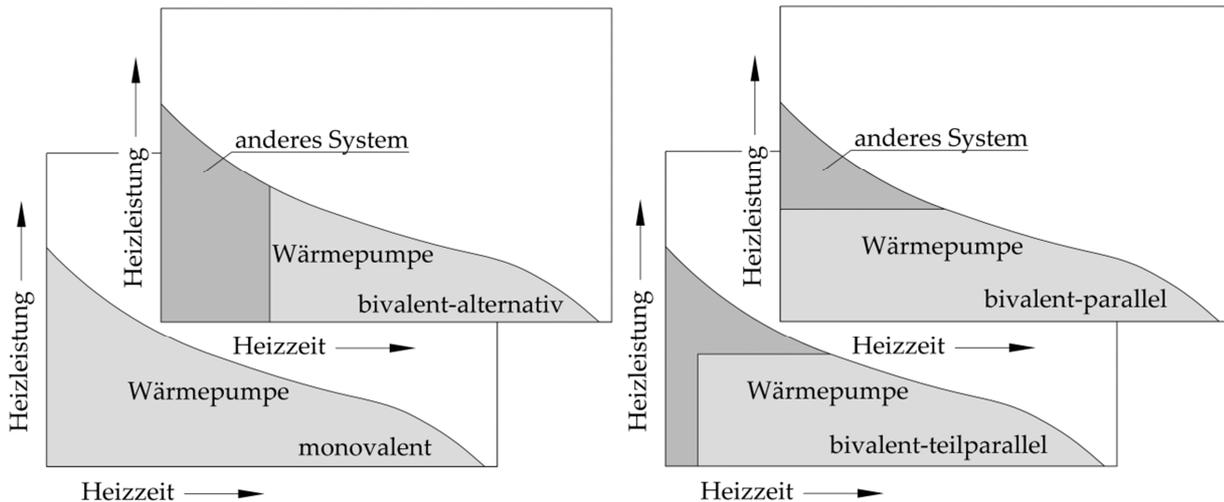


Abb. 2.3: Verschiedene Betriebsarten von Wärmepumpen.

Im Falle der bivalent-parallel Betriebsweise bleibt die Wärmepumpenanlage bei Leistungsüberforderung in Betrieb und wird durch das zweite System unterstützt, das die Leistungslücke schließt bzw. die Spitzenlast abdeckt. Der bivalent-teilparallele Betrieb funktioniert zunächst wie der bivalent-parallel, jedoch wird die Wärmepumpenanlage abgeschaltet, wenn ein noch höherer Grenzwert der Energieanforderung besteht. In diesem Fall deckt dann das zusätzliche System den Wärmebedarf alleine. Die verschiedenen Betriebsformen sind in Abb. 2.3 dargestellt.

2.2 Verfahrenstechniken

Im Bereich des Grund- und Tunnelbaus kann grundsätzlich zwischen zwei Verfahrenstechniken unterschieden werden, der hydrogeothermischen und der absorbertechnologischen (SCHNEIDER et. al., 2011). Das hydrogeothermische Verfahren arbeitet als offenes System, das absorbertechnologische Verfahren hingegen als geschlossenes System.

2.2.1 Hydrogeothermisches Verfahren

Bei der hydrogeothermischen Verfahrenstechnik wird das aus der Bergwasserdränage an den Tunnelportalen austretende warme Wasser energetisch verwertet (vgl. Abb. 2.4). Das Verfahren ist momentan auf die Schweiz beschränkt, wo es seit den siebziger Jahren des letzten Jahrhunderts umgesetzt wird. Gegenwärtig werden dort fünf Tunnelbauwerke geothermisch im Zusammenhang mit Wärmepumpen genutzt, bei einem weiteren, dem Großen St. Bernhard-Tunnel, wird die warme Tunnelluft verwendet.

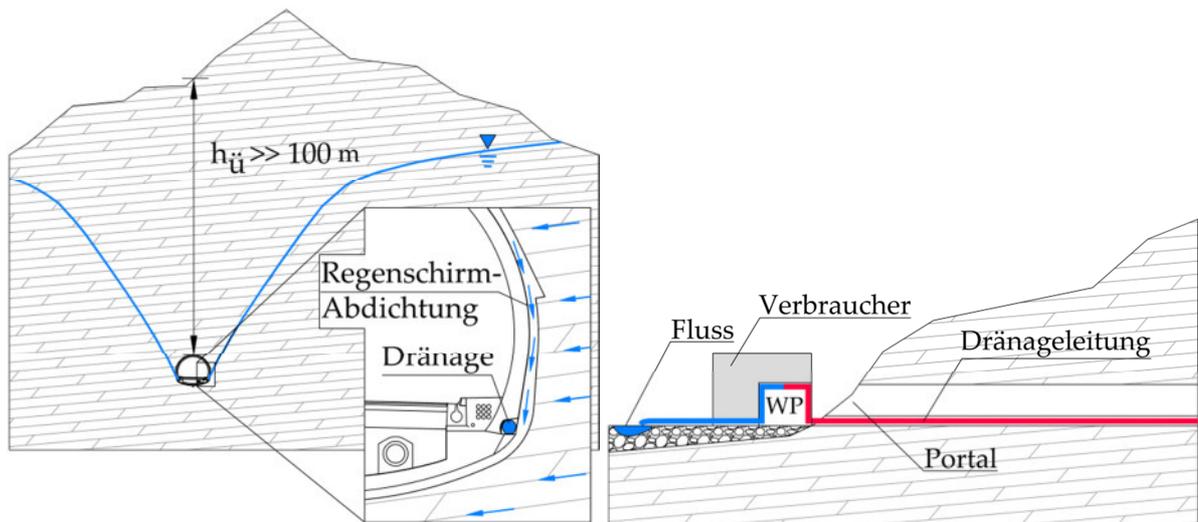


Abb. 2.4: Schematischer Querschnitt durch einen tiefliegenden dränierten Tunnel und Längsschnitt im Portalbereich mit WP (Wärmepumpe) sowie Verbraucher, $h_{\ddot{u}}$ = Überlagerungshöhe.

Das Wasser aus den Dränagen tritt an den Portalen dieser Bauwerke mit einer Schüttung von 980 l/min (Tunnel Mappo-Morettina) bis 7.200 l/min (Gotthardtunnel) aus. Die Wassertemperatur beträgt dabei 12°C (Rickentunnel) bis 19°C (Hauensteintunnel) (WILHELM & RYBACH, 2003). Die auf hydrogeothermischem Wege gewonnene Energie ist von der Schüttung sowie der Temperatur des austretenden Wassers abhängig.

Das Verfahren stellt im Grunde einen Nebeneffekt der aus tunnelstatischer Sicht erforderlichen Drainage zum Abbau des auf die Tunnelschale wirkenden Wasserdrucks dar. Das ideale Einsatzgebiet hydrogeothermischer Nutzungen in der Tunnelgeothermie wird im alpinen Raum mit seinen typischen hydrogeologischen und morphologischen Verhältnissen gesehen, in die mit Basistunnelbauwerken eingegriffen wird. In Deutschland werden die Tunnelbauwerke häufig nur gegen den hier vorhandenen geringeren Wasserdruck bemessen und daher in der Regel ohne Drainage hergestellt. Zudem sind dauerhafte Bauwerksdränagen gegenwärtig aus wasserrechtlicher Sicht hierzulande als in der Regel nicht genehmigungsfähig zu bewerten (SCHNEIDER, 2012).

Im Rahmen einer Studie an Bestandstunneln in Deutschland, die in der Vergangenheit mit einer dauerhaften Bauwerksdrainage ausgerüstet wurden, wird momentan deren hydrogeothermisches Potenzial untersucht (BAST, 2012).

Mit der energetischen Verwertung des an den Portalen austretenden Wassers wird ein weiterer Nebeneffekt erzielt, da das Dränagewasser infolge der erhöhten Temperatur mit der es austritt, ohne Energieentzug vor der Ableitung in einen Vorfluter aus Umweltschutzgründen künstlich abgekühlt werden müsste (RYBACH, 2008). HUF-

SCHMIED & BRUNNER (2010) berichten in diesem Zusammenhang über ein Tropenhaus mit Fischzucht und ein Nahwärmenetz, die durch Abkühlung des am Portal des Lötschberg-Basistunnels austretenden Dränagewassers energetisch versorgt werden.

2.2.2 Absorbertechnologisches Verfahren

Absorbertechnologische Anwendungen eignen sich z.B. in innerstädtischen Bereichen bei seicht liegenden Tunnelbauwerken. Hier werden Wärmeaustauscherrohre (Absorberleitungen) in Bauteile des Bauwerks eingesetzt. Diese werden von einem Absorberfluid durchströmt, das die in Baugrund und Tunnel Luft enthaltene Energie in Form von Wärme aufnimmt und einer Wärmepumpe zuführt, um diese auf ein höheres Energieniveau anzuheben. Absorbertechnologische Anwendungen im Tunnelbau sind aus Österreich und Deutschland bekannt. In Abhängigkeit der Bauweise stehen unterschiedliche Einbauorte und -verfahren zur Verfügung. Ein Überblick ist in Abb. 2.5 skizziert.

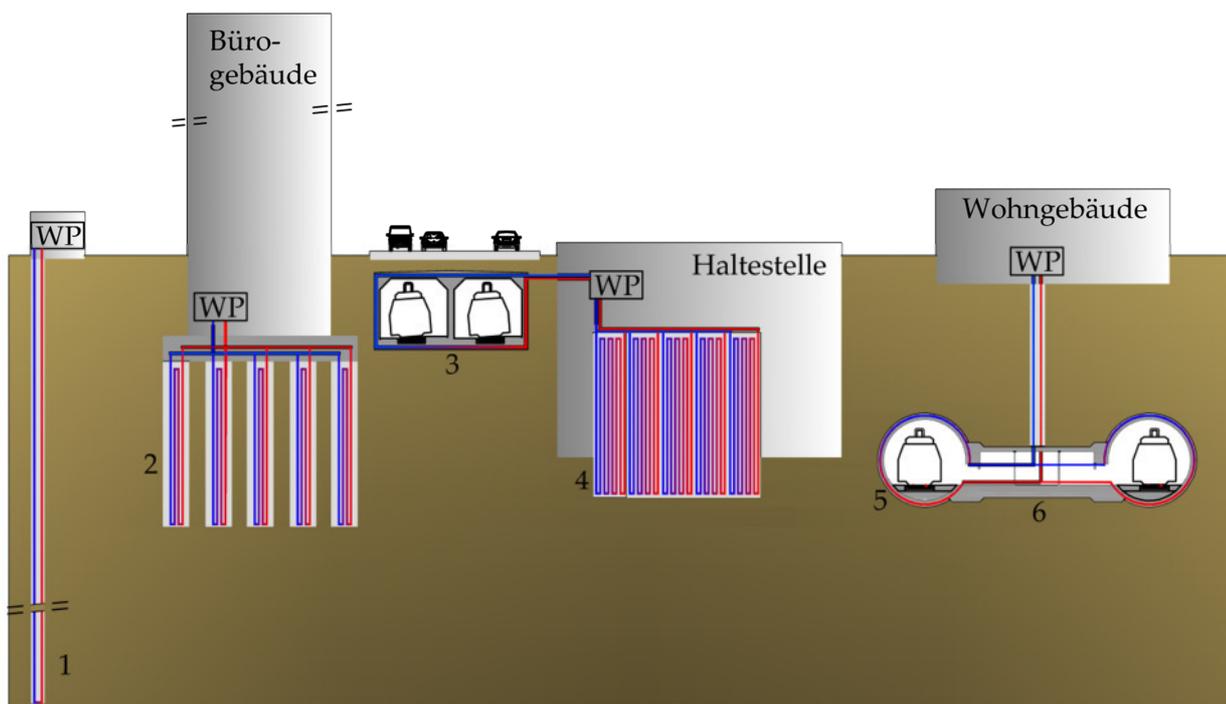


Abb. 2.5: Schematische Darstellung unterschiedlicher Anwendungsgebiete des absorbertechnologischen (geschlossen) Verfahrens im Grund- und Tunnelbau wie thermisch aktivierte Bohrpfähle (2), thermisch aktivierte Wände und Sohlen beim Tunnel in offener Bauweise (3), thermisch aktivierte Schlitzwandlamellen (4), thermisch aktivierte Tübbings (5) und zum Vergleich Erdwärmesonde (1). 6 = Verbindungsbauteil. WP = Wärmepumpe.

Die Energievliesbahnen haben einen Lagenaufbau aus Geotextil – Absorberleitung – Geotextil. Dabei wurden pro Block vier Energievliesbahnen eingebaut und hydraulisch in Serie geschaltet. Die Anlage wurde temporär zu Forschungszwecken betrieben und ist mittlerweile stillgelegt.

Im Rahmen des Forschungsprojekts „GeoTU6“, wurde dieses Modell modifiziert und mit weiteren wissenschaftlichen Schwerpunkten versehen. In Stuttgart konnte somit die erste in Spritzbetonbauweise hergestellte Anlage zur Gewinnung tunnelgeothermischer Energie in Deutschland realisiert werden (SCHNEIDER et. al., 2011).

Wesentliche verfahrenstechnische Änderungen gegenüber dem „Wiener Modell“ betreffen:

- Gesamtes Anlagenkonzept samt Kopplung und in den Sohlbeton integrierten Transportleitungen, die in einen Betriebstechnikraum führen,
- Wahl der Einbaumethode (Systemherstellung vorort),
- Konzept der hydraulischen Verschaltung (Parallelschaltung als hydraulische Optimierung),
- Verzicht auf die luftseitige Lage Geotextil (Vorteil eines direkten thermischen Kontakts der Absorberleitungen mit dem Beton).

Die Verfahrenstechnik hierzu wird in Abschnitt 4.4.1 näher erläutert.

Die konstruktiven Modifikationen, die erforderlich sind, um aus einem Tunnel einen thermisch aktivierten Tunnel herzustellen, bewegen sich grundsätzlich auf einem relativ niedrigen Niveau. Die zusätzlichen Tätigkeiten können gut in den allgemeinen Arbeitsablauf für die Bauwerkskonstruktion integriert werden. In Anlage II erfolgen Angaben zum Herstellvorgang der geothermischen Teststrecke in Stuttgart.

Bergmännisch-maschinelle Bauweise

Mit der Konstruktion eines thermisch aktivierten Tübbings konnte die Absorbertechnologie auf die maschinelle Tunnelbauweise übertragen werden (SCHNEIDER & VERMEER (2007)).

Im maschinellen Tunnelbau werden nach jedem Teilvortrieb (ca. 1,5 m bis 2,0 m) Fertigteile aus Stahlbeton, sog. Tübbings, eingebaut. Ein Tübbingring stellt die endgültige Sicherung des Bauwerks dar und besteht aus mehreren Regeltübbingsteinen und ggf. einem Schlussstein. Bei der Fabrikation der Tübbings werden die Absorberleitungen an der Bewehrung fixiert, z.B. an der Unterseite der äußeren Bewehrungslage, also in gebirgsnaher Lage. Thermisch aktivierte Tübbings erfordern eine Kopplungsstelle zum benachbarten Tübbingstein. Beim Einbau im Zuge des Vortriebs ist daher eine hohe Einbaugenauigkeit erforderlich, um die Verbindung zum benachbarten Tübbing zu gewährleisten. Über den Einsatz thermisch aktivierter Tübbings wird von FRODL et. al (2010) sowie von FRANZIUS & PRALLE (2011) am Beispiel des Tunnels Jenbach (Österreich) berichtet.

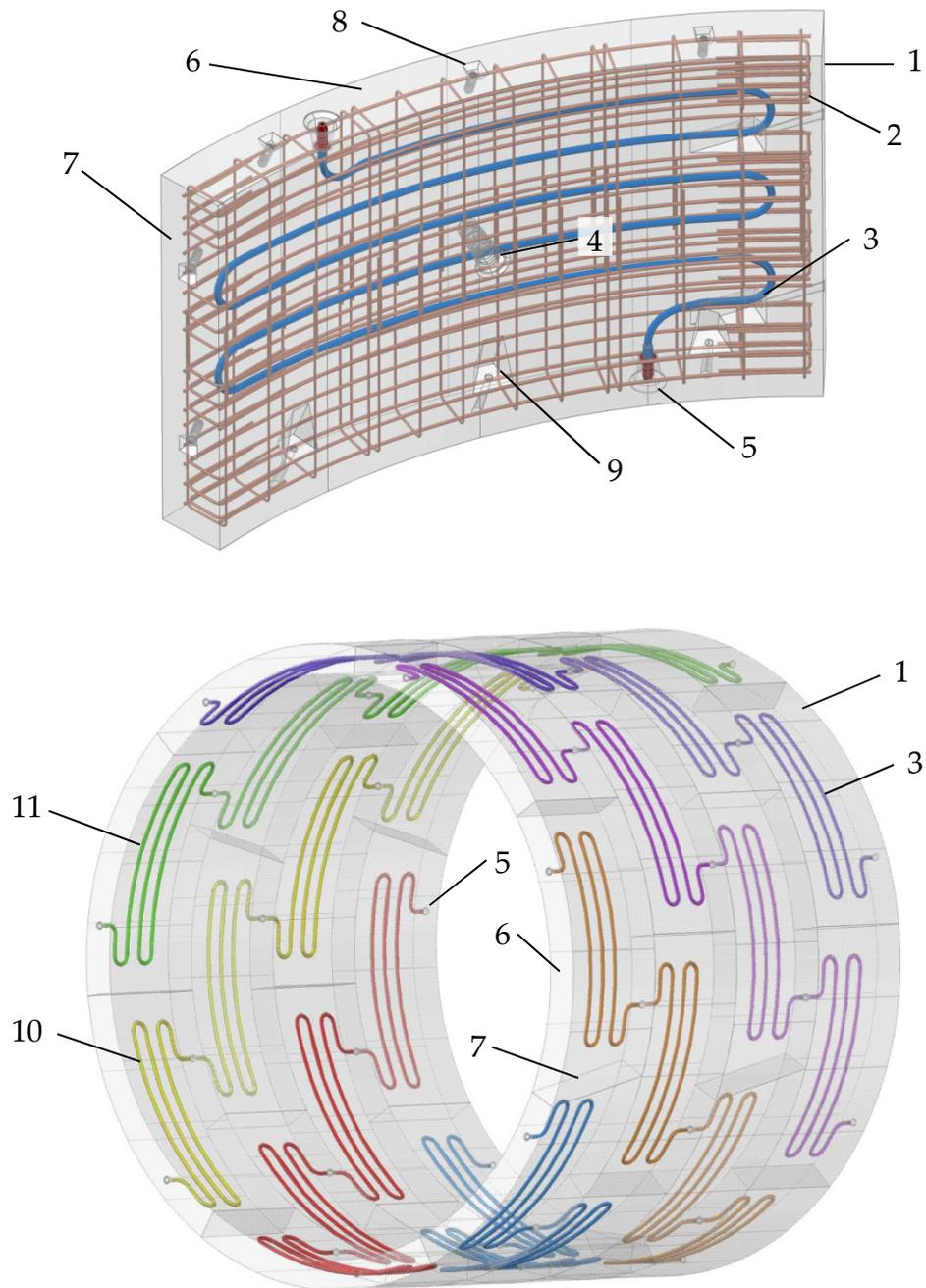


Abb. 2.7: Oben: Mit Absorberleitungen am Bewehrungskorb versehener thermisch aktivierter Tübbing mit Koppelung in der Ringfuge. Unten: Thermisch aktiviertes Tübingringsystem (Zeichnung PSP, 2009).

- | | | |
|------------------------|-------------------|----------------------|
| 1 Tübbingbeton | 5 Kopplungsstelle | 9 Schraubentasche |
| 2 Bewehrungskorb | 6 Ringfuge | 10 Teilkreislauf n |
| 3 Absorberleitung Ø 25 | 7 Längsfuge | 11 Teilkreislauf n+1 |
| 4 Erektorgriffhülse | 8 Dübel | |

Hier wurden über einen Bereich von rund 54 m 27 Tübbingringe mit einer Ringteilung von 7 + 1 als sog. „Energietübbings“ eingebaut. Die Kopplung der thermisch aktivierten Tübbings erfolgte im Falle des Tunnels Jenbach in der Längsfuge und wurde im Nachläuferbereich der Tunnelvortriebsmaschine bzw. im Nachgang zum Vortrieb durchgeführt. Eine Kopplung im Zuge des Ringbaus ist auch in der Ringfuge denkbar (SCHNEIDER & MOORMANN (2010)).

Dabei übernehmen die Kopplungselemente sowohl eine mechanische (Aufnahme der Rückstellkräfte der Dichtungsrahmen) als auch eine hydraulische Funktion (Durchfluss des Absorberfluids). Die zur Gewährleistung der allseitigen Bettung des Tübbingringes notwendige Ringspaltverfüllung zwischen Ausbruchrand und Außenkante Tübbing stellt die thermische Anbindung zwischen Tübbingring und dem als Energielieferant wirkenden Gebirge her. Hier ist eine Wärmeleitfähigkeit sinnvoll, die in der gleichen Größenordnung wie jene des Gebirges bzw. des Betons liegt. Die Abb. 2.7 zeigt ein System thermisch aktivierter Tübbings, die in der Ringfuge gekoppelt werden.

Mögliche Einsatzbereiche für das absorbertechnologische Verfahren

Es gibt eine Reihe von Konzepten und Planungsstudien über tunnelgeothermische Nutzungen, wie z.B. von SCHLOSSER et. al. (2007), die die geothermische Nutzung des Fildertunnels im Zuge des Bahnprojekts Stuttgart 21 im Rahmen einer Studie untersucht haben oder von BRUDERER et. al. (2010), die über entsprechende Konzeptstudien in der Schweiz berichten. Dabei handelt es sich u.a. um die geothermische Ausrüstung im Rahmen des Tunnelbauprojekts CEVA in Genf oder für die bei Luzern projektierten Allmendtunnel und Hubelmatttunnel.

Grundsätzlich kann die geothermische Energie zum Heizen und Kühlen in jeglicher Form veräußert oder betriebsintern genutzt werden. Auf letzteres konzentrieren sich die weiteren Ausführungen.

Bei innerbetrieblichen Anwendungen stehen Kühl- und Heizprozesse im Haltestellen- bzw. Bahnhofsbereich mit zugehörigen Freiflächen und Zugangsbereichen, in Betriebsgebäuden sowie in untertägigen Betriebsräumen im Vordergrund. Dabei sind die Prozesse Eisfreihaltung zur Verringerung der Unfallgefahr, Kühlung sowie Heizen und Kühlen maßgeblich.

Die tunnelgeothermisch erzeugte Energie kann dazu verwendet werden, um Außenflächen wie z.B. Bahnsteige und Haltestellenzugänge sowie -rampen eisfrei zu halten. Auch die Eisfreihaltung von Weichen oder von Anschlussbauwerken nach Tunneln wie z.B. Brücken, ist denkbar. Gewisse Komponenten des tunnelinternen Löschwassersystems müssen, wenn es sich um nasse Leitungen handelt, vor dem Einfrieren geschützt werden, um im Ereignisfall zu funktionieren. Daher werden im Bedarfsfall elektrische Begleitheizungen an Löschwasserleitungen eingebaut. Diese könnten durch tunnelgeothermisch temperierte Begleitleitungen ersetzt werden.

Aufgrund der von der Tunnellänge abhängigen Wärmelast, die in speziellen, vorrangig untertägigen Betriebsräumen in erster Linie durch unabhängige Stromversorgungsanlagen sowie untergeordnet durch Niederspannungsanlagen und ggf. durch Transformatoren entsteht, ist dort eine technische Kühlung erforderlich. In anderen Betriebsräumen kann dagegen der Heizfall erforderlich sein, z.B. in Batterieräumen, um ganzjährig eine gleichmäßige Temperatur zu gewährleisten oder in Leitwarten. Für beide Prozesse ergibt sich ein potenzielles Einsatzgebiet für die Tunnelgeothermie. In London bestehen Überlegungen, künftig Tunnelröhren mit Hilfe von „Energietübbings“ anstelle von Ventilatoren zu kühlen und die gewonnene Abwärme für das Heizen darüber liegender Gebäude zu nutzen („Cooling the tube“) (mündliche Mitteilung Fa. REHAU) (vgl. Abschnitt 2.5.3). Ein weiteres Beispiel für das Kühlen von Haltestellenbereichen ist die Wiener U-Bahn-Haltestelle Taborstraße (BRANDL, 2006). Die dort eingesetzten thermisch aktivierten Schlitzwände (ca. 1.900 m²) und Bodenplatten (ca. 1.600 m²) ermöglichen eine maximale Kühlkapazität von 81 kW.

2.2.3 Energieausbeute tunnelgeothermischer Anlagen

Bestehende Nutzungen bzw. Anlagen

Im Vergleich zu den hydrogeothermischen Anwendungen in der Schweiz gibt es für die absorbertechnologischen Verfahren im Tunnelbau bislang nur zwei unter Betrieb befindliche Anlagen. Dabei handelt es sich in erster Linie um den Tunnel Jenbach und ferner um die gegenständliche Teststrecke in Stuttgart.

Nachfolgend sind der Literatur entnommene Angaben zur energetischen Leistungsfähigkeit tunnelgeothermischer Anlagen beider Verfahrenstechniken genannt. Insbesondere für die mit Absorbern arbeitenden Anlagen gilt, dass die Entzugsleistungen im Zusammenhang mit der jeweiligen Nutzungscharakteristik auf der Verbraucherseite einerseits und den geologischen tunnelbaulichen sowie anlagenspezifischen Randbedingungen andererseits stehen. Sie dürfen daher nicht als allgemeingültige bzw. typische Kennwerte herangezogen werden. Die Angaben in der Literatur erfolgen z.T. als Leistungswerte in kW und andererseits als bezogene Leistung in kW/m².

Beispiele für das hydrogeothermische Verfahren sind der zuvor zitierte Hauenstein-Tunnel mit einem geothermischen Potential von ca. 2,3 MW thermischer Leistung, der Furka-Tunnel mit ca. 3,7 MW oder der Ricken-Tunnel mit ca. 0,5 MW (WILHELM & RYBACH, 2003). Darüber hinaus haben Abschätzungen für 15 bestehende Tunnelbauwerke, sich in Bau befindliche und weitere zu projektierende Tunnels ein theoretisches geothermisches Potenzial von 80 MW ergeben (WILHELM & RYBACH, 2003).

Die beiden absorbertechnologisch ausgestatteten Tunnelblöcke des Lainzer Tunnels lieferten nach MARKIEWICZ (2004) eine dauerhafte spezifische Entzugsleistung von 14,2 W/m².

Die Geothermieanlage des Tunnels Jenbach wurde nach FRODL et. al. (2010) auf eine Leistung von rund 43 kW dimensioniert. Dabei entfallen rund 28 kW auf eine gasbetriebene Wärmepumpe und ca. 15 kW auf die Entzugsleistung aus der Erde. Die Anlage wurde im April 2012 in Betrieb genommen.

Energetische Aspekte der tunnelgeothermischen Anlage in Stuttgart-Fasanenhof werden in Kapitel 5 behandelt.

Studien

Eine Studie über den geplanten zweiröhrigen Straßentunnel Rosenstein (HOFMANN & SCHMITT, 2010) zeigt die Möglichkeit der Deckung des Heiz- und Kühlbedarfs der Tunnel-Betriebszentrale (45 kW bzw. 50 kW) mit sechs bzw. sieben thermisch aktivierten Tunnel-Blöcken in der nördlichen bzw. in der südlichen Tunnelröhre.

In DERICHS (2012) wird ebenfalls über eine Studie zur Heizung und Kühlung des Betriebsgebäudes eines zweiröhrigen Straßentunnels berichtet. Die Ergebnisse einer numerischen Simulation ergaben „eine mittlere Heizleistung von 14,5 W/m² und eine mittlere Kühlleistung von 80,9 W/m²“.

Die numerischen Berechnungen in der Studie von BRUDERER et.al. (2010) ergaben unter den gewählten Randbedingungen eine max. thermische Entzugsleistung von 57 W/m² für ein kreisrundes Tunnelprofil und 64 W/m² für einen Tunnel im Rechteckprofil.

2.3 Gebäudeenergetische Datengrundlagen

Infolge verbesserter Dämmstandards hat sich die Heizlast von Gebäuden in den letzten Jahren verringert. Dadurch ist der Einsatz von Wärmepumpen wirtschaftlicher geworden. Für den Sekundär- bzw. Heizkreis eignen sich besonders Flächenheizsysteme (z.B. Niedertemperaturheizsysteme). Diese haben gegenüber herkömmlichen Heizsystemen den Vorteil, dass sie mit verringerter Systemtemperatur arbeiten, weil sie mit ihrer größeren Fläche eine geringere Übertemperatur ²⁾ benötigen, um die gleiche Leistung zu übertragen wie Heizsysteme mit kleineren Flächen.

Rohrleitungsführung

Aus gebäudeenergetischer Sicht sollte auf eine ausreichende Dimensionierung der Wärmequelle bzw. -senke geachtet werden. Die einzusetzenden Rohrleitungen sollten zur Verringerung des hydraulischen Widerstands ausreichend dimensioniert sein. Darüber hinaus gilt es die Absorber-Teilsysteme auf möglichst kurzem Wege an die Wärmepumpe anzuschließen. Sind mehrere Absorber zu einem System zusammenzuführen, z.B. bei einem Erdwärmesondenfeld oder mehreren thermisch aktivierten

² Temperaturdifferenz zwischen der Heizfläche und der Raumtemperatur.

Tunnelblöcken, so sollten diese gleichmäßig durchströmt werden, um zu gewährleisten, dass die Verteilung der Massenströme auf die einzelnen Absorber gleich groß ist. Um dies zu erreichen, kann die Rohrführung nach dem Tichelmann-System ausgeführt werden. Bei diesem Schaltschema ist die Länge der Vor- und Rücklaufleitungen über jeden einzelnen Absorberkreis ungefähr gleich. Dieses System wurde auch in der gegenständlichen Teststrecke angewendet.

In der Regel ist die Temperaturspreizung $\Delta\vartheta$ zwischen Vor- und Rücklauftemperatur im Primärkreislauf (Absorberkreislauf) kleiner als im Sekundärkreislauf (Heizkreislauf). Gemäß (3.24) sind dadurch höhere Massenströme umzuwälzen, was wiederum zu größeren Leitungsquerschnitten oder zu größeren Druckverlusten im Primärkreislauf führt. Die größere Temperaturspreizung im Sekundärkreislauf bewirkt dagegen kleinere Massenströme, womit auch die Druckverluste geringer sind. Dadurch lässt sich die Wärme auch über größere Entfernungen noch wirtschaftlich transportieren (Nah- bzw. Fernwärmesystem). Bei einer Auslegung der Wärmepumpenanlage zum kombinierten Heiz- und Kühlbetrieb sind die Absorberleitungen entsprechend den zu erwartenden maximalen Massenströmen auszulegen (SCHLOSSER, 2012).

2.3.1 Energiebedarfsschemata

Die Abnahmekarakteristik richtet sich nach den gebäudeenergetischen Anforderungen des Nutzers und der Auslegung der Wärmepumpe. Die Energienutzung kann durch ein Wohnhaus erfolgen, bei dem der Heizbedarf im Vordergrund steht, durch eine industrielle Nutzung mit z.B. erhöhtem Kühlbedarf oder durch ein Schwimmbad, das über die Nutzungsdauer hinweg permanent geheizt werden muss. Insofern gibt es keine typischen Energiebedarfsschemata. Je nach Auslegung und Betriebsweise der Gesamtanlage (vgl. Abschnitt 2.1) wird diese im Durchlauf- oder im Zyklusbetrieb mit unterschiedlich langen Taktzeiten betrieben.

2.3.2 Absorbersystem – Kennwerte

In diesem Unterabschnitt werden die maßgeblichen Größen zur energetischen Bilanzierung auf der Seite des Primärkreislaufs behandelt (vgl. Abb. 2.1).

Entzugsleistung \dot{Q} und spezifische Entzugsleistung \dot{q}

Die in Abschnitt 3.1 erläuterte allgemeingültige Größe Wärmestrom \dot{Q} wird in der Geothermie unter dem gleichen Formelzeichen als Entzugsleistung, Wärmeleistung oder Übertragerleistung bezeichnet und in kW angegeben. Sinngemäß wird die bezogene Größe Wärmestromdichte \dot{q} in W/m^2 als spezifische Entzugsleistung ausgedrückt. Dabei ist die in der vorliegenden Fragestellung zugrunde liegende Bezugsgröße die Absorberfläche A_{Ki} der Teilkreisläufe in m^2 (vgl. Tab. 6.14).

Die Energiebilanzierung als Ergebnis der numerischen Berechnungen (vgl. Abschnitt 6.6) erfolgt als mittlere monatliche bzw. mittlere jährliche spezifische Entzugsleistung \bar{q} bzw. \bar{q}_a in W/m^2 und als mittlere monatliche bzw. mittlere jährliche Entzugsleistung \bar{Q} bzw. \bar{Q}_a in kW.

Im Rahmen dieser Arbeit wird unter dem Begriff Entzugsleistung \dot{Q} sowohl die in das (tunnelgeothermische) System im Kühlfall eingebrachte bzw. im Heizfall dem System entzogene thermische Leistung subsumiert. Die physikalisch korrekte Vorzeichenregelung wird dabei vereinfachend vernachlässigt. Dies gilt analog für die Entzugsarbeit.

Entzugsarbeit W und spezifische jährliche Entzugsarbeit w

Die Energie oder thermische Arbeit Q wird in kWh angegeben und ergibt sich aus der Leistung multipliziert mit der Zeit. Im Rahmen dieser Arbeit wird die thermische Energie als Entzugsarbeit in kWh bezeichnet und anstelle von Q das Formelzeichen W verwendet. Die Angabe von W erfolgt im weiteren Verlauf dieser Arbeit als monatlich bzw. jährlich aufsummierte Wärmemenge W_m in kWh/m bzw. W_a in kWh/a.

Nach VDI 4640 Blatt 2 (2001) ist bei längeren Laufzeiten von erdgekoppelten Wärmepumpenanlagen auch die spezifische jährliche Entzugsarbeit zu berücksichtigen. Für Erdwärmesonden wird diese in $kWh/m \cdot a$ angegeben.

Sinngemäß erfolgt für das flächenbezogene tunnelgeothermische System die Angabe der spezifischen jährlichen Entzugsarbeit w in $kWh/m^2 \cdot a$. Sie ergibt sich aus der über ein Jahr aufsummierten thermischen Arbeit W_a in kWh/a dividiert durch die Absorberfläche.

2.4 Aufgabenstellung, Zielsetzung und Methodik

Bislang durchgeführte Arbeiten

Die bisherigen Ausführungen haben das energetische Potenzial und dessen Nutzung im Bereich von Hybridanwendungen bei Gründungselementen sowie bei hydrogeothermischen Anwendungen der Tunnelgeothermie gezeigt. Hierzu liegen zum Teil langjährige Erfahrungen vor.

In den letzten Jahren wurde eine Reihe von Dissertationen verfasst, die sich aus ingenieurtechnischer und naturwissenschaftlicher Sicht mit Systemen der oberflächennahen Geothermie beschäftigen. Herauszuheben sind dabei die Arbeit von SIGNORELLI (2004), die über Erdwärmesonden geforscht hat und insbesondere, wegen der größeren thematischen Nähe, die Arbeiten von ENNIGKEIT (2002) und vor allem MARKIEWICZ (2004), die sich mit hybriden, im Zusammenhang mit Gründungsstrukturen stehenden geothermischen Anwendungen beschäftigt haben. In der Arbeit von ENNIGKEIT (2002) werden Energiepfahlanlagen behandelt, ebenso wie bei MARKIEWICZ (2004), der darüber hinaus ein breiteres Spektrum abdeckt und verschiedene

konkrete geothermisch ausgerüstete Gründungsstrukturen im Zuge des Wiener U-Bahn-Baus messtechnisch begleitet und wissenschaftlich ausgewertet hat, darunter auch Energieschlitzwände. Besonders hervorzuheben ist dabei, dass die erste tunnelgeothermische Anwendung in konventionell-bergmännischer Tunnelbauweise im Zuge dieser Arbeit hergestellt und untersucht werden konnte. Die Versuchsanlage in Wien (Lainzer Tunnel) diente schließlich als Vorbild für die Testanlage im Forschungsprojekt „GeoTU6“.

Beide vorgenannten Arbeiten haben sich eingehend mit der Rohrströmung in den hybriden geothermischen Strukturen beschäftigt. Darüber hinaus lag ein Schwerpunkt der Arbeit von MARKIEWICZ (2004) auf numerischen Berechnungen, die sehr stark auf stationäre Prozesse und weiterhin auf Energiepfähle ausgerichtet waren. Der tunnelgeothermische Teil der Arbeit beschäftigt sich intensiv mit Konstruktionsdetails und Messergebnissen, enthält jedoch keine diesbezüglichen numerischen Untersuchungen.

Indes haben sich auch andere Arbeiten mit der numerischen Simulation tunnelgeothermischer Anlagen beschäftigt, insbesondere jene, die sich mit dem konstruktiv umgesetzten, thermisch aktivierten Tübbing beschäftigen, wie FRODL et. al. (2010), MAYER & FRANZIUS (2010) sowie FRANZIUS & PRALLE (2011). Ferner sind die Studien von BRUDERER et. al. (2010) sowie von HOFMANN & SCHMITT (2010) und zuletzt von DERICHS (2012) zu nennen.

Den genannten Arbeiten liegen andere geologische Verhältnisse und Randbedingungen zugrunde. Darüber hinaus wurden zahlreiche Vereinfachungen getroffen, die die Ansätze zur Simulation des Wärmetransports in den Absorbern betreffen, zum Teil die Vernachlässigung der Tunnelluft als Randbedingung, teils wurde konvektiver Wärmetransport nicht berücksichtigt oder die Modelle sind nicht bzw. lediglich anhand eines thermischen Response Tests kalibriert.

Aufgabenstellung und Zielsetzung sowie angewandte Methodik

Die vorliegende Dissertationsschrift widmet sich, basierend auf einem in Situ-Großversuch, dem Themengebiet der absorbertechnologischen Verfahrenstechnik in der Tunnelgeothermie. Um die Forschungslücke zu den zuvor genannten Arbeiten zu schließen, sind am Großversuch kalibrierte, instationäre, numerische Simulationen des Wärmetransports in der Tunnelumgebung sowie des Wärmetransports in den Absorbern ein Kernbestandteil der vorliegenden Arbeit.

Die im Rahmen dieser Arbeit zu bearbeitende Aufgabenstellung beruht auf einem bautechnischen, einem messtechnischen und einem numerischen Teil.

Die Aufgabenstellung sah zunächst die Konzeption und Planung einer tunnelgeothermischen Testanlage und deren konstruktive Umsetzung in einem aktuellen Bauvorhaben in Stuttgart vor. Darüber hinaus sollte die Anlage intensiv messtechnisch ausgerüstet werden, um einerseits die Temperatur im Untergrund und andererseits

die Temperatur im Beton des Bauwerks und der Tunnelluft aufzeichnen zu können. Ferner sollten als prozessrelevante Größen der Volumenstrom und die Temperatur des Absorberfluids am Ein- und Austritt des Absorbersystems gemessen werden.

Zur Parametrisierung des numerischen Modells unter Berücksichtigung der örtlichen Gegebenheiten sollten labortechnische Untersuchungen der thermischen Eigenschaften des durchörterten Gesteins durchgeführt werden.

Die Messkampagne sollte im Wesentlichen zwei Zielen dienen. Einerseits sollten konkrete Aussagen hinsichtlich der Energieextraktion bei Variation der Steuerungsparameter ermöglicht werden und erstmals auch die Entwicklung des Temperaturfelds in der Tunnelumgebung bis 10 m Entfernung über einen längeren Zeitraum vor Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage aufgezeigt werden. Zudem sollten die thermischen Auswirkungen durch den späteren Anlagenbetrieb über einen längeren Messzeitraum untersucht werden.

Andererseits sollten die Messungen dazu verwendet werden, um die Kalibrierung und Teil-Validierung des numerischen Rechenmodells durchführen zu können. Damit sollte erstmals die Möglichkeit bestehen, eine Modellkalibrierung anhand eines Großversuchs an einer tunnelgeothermischen Anlage vornehmen zu können. Dabei sollten sowohl die Temperaturfeldentwicklung im Gebirge und im Bauwerk als auch der Wärmetransport in den Absorberleitungen berücksichtigt werden.

Mit Hilfe eines numerischen Simulationsmodells soll im Rahmen dieser Arbeit das Systemverhalten einer tunnelgeothermischen Anlage untersucht werden. Dabei sollten zwei zentrale Fragestellungen beantwortet werden. Zunächst, welche Energieextraktion können die beiden Energieblöcke leisten und wie wirken sich unterschiedliche anlagentechnische und natürliche Randbedingungen darauf aus? Dabei waren insbesondere der Einfluss der Tunnelluft und der Grundwasserströmung auf die energetische Bilanz zu klären. Darauf aufbauend sollte die Reichweite der Temperaturbeeinflussung des Untergrunds durch das Tunnelbauwerk einerseits und durch dessen geothermischen Betrieb andererseits quantifiziert werden.

Kapitel 3 Grundlagen des Wärmetransports und Randbedingungen

In diesem Kapitel werden die für die vorliegende Arbeit relevanten ingenieur- und naturwissenschaftlichen Grundlagen zur Untersuchung geothermischer Fragestellungen behandelt.

Im Grund- und Tunnelbau sind Berechnungen zum Wärmetransportverhalten, um nur einige zu nennen, z.B. bei der Untersuchung temperaturbedingter Spannungen im Beton wie bei der Bemessung von Tunnelschalen für den Brandfall (HÖRRLE & MAYER, 2008), bei der thermischen Leckortung in Düsenstrahlsohlen (RING, 2005), aber auch bei der Bemessung von Vereisungsmaßnahmen im Tunnelbau, z.B. beschrieben bei BAIER (2008), bislang durchgeführt worden. In der Umweltgeotechnik sind seit einigen Jahren geothermische Fragestellungen hinzugetreten.

3.1 Wärmetransportmechanismen im Untergrund

Das im Rahmen von GeoTU6 zu untersuchende System im Fasanenhoftunnel besteht aus den Komponenten Tunnel und Untergrund. Der Tunnel setzt sich aus den Untersystemen Bauwerk und Tunnelluft zusammen. Im interagierenden mehrphasigen System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund spielen unterschiedliche Mechanismen des Wärme- und Stofftransports eine Rolle. Im Baugrund erfolgt der Wärme- bzw. Stofftransport in der fluiden (Grundwasser) und der festen Phase (Feststoffe Boden und Fels) und im Bauwerk in der festen (Feststoff Stahlbeton, Leitungen) und der flüssigen Phase (Absorberfluid). Im Hohlraum Tunnel wird die Wärme durch die Luftmassen in der gasförmigen Phase übertragen bzw. transportiert.

Die Lehre vom Wärme- und Stofftransport unterscheidet nach BAEHR & STEPHAN (2008) folgende Mechanismen bei der Wärmeübertragung, die nach Darstellung der maßgeblich beteiligten physikalischen Größen thematisiert werden:

- Wärmeleitung (Konduktion),
- Konvektion,
- Wärmestrahlung (Radiation),

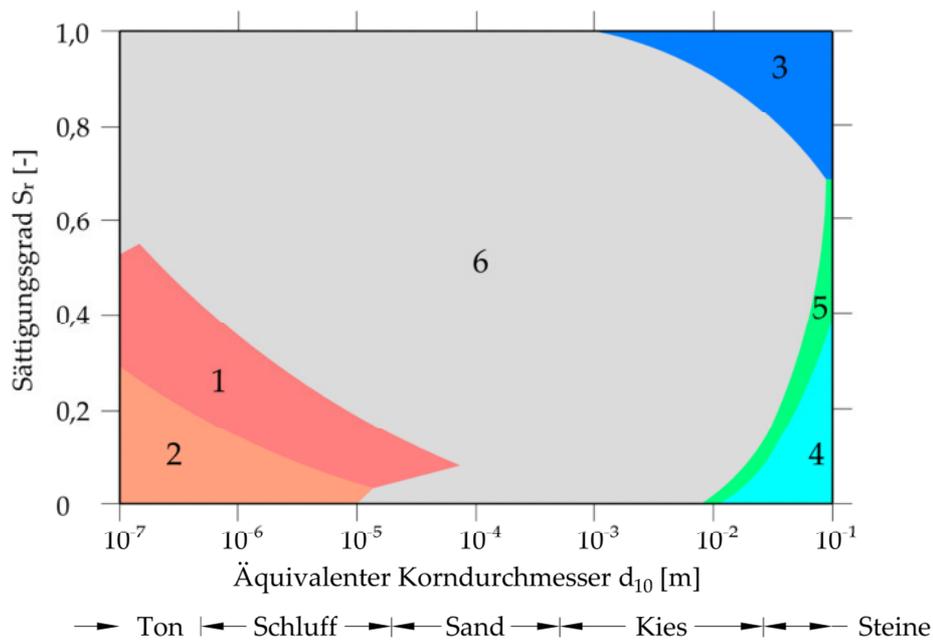


Abb. 3.1: Maßgebliche Wärmetransportmechanismen im Boden, verändert nach FAROUKI (1986), mit

- | | |
|---|--------------------------------------|
| 1 thermische Verteilung der Feuchtigkeit, | 4 freie Konvektion in der Porenluft, |
| 2 Wasserdampfdiffusion, | 5 Wärmestrahlung, |
| 3 freie Konvektion im Wasser, | 6 Wärmeleitung. |

Ein guter Überblick über die im Untergrund ablaufenden Wärmetransportprozesse findet sich bei FAROUKI (1986), der diese im Kontext mit bautechnischen Fragestellungen für Boden (Lockergestein) untersucht hat. In Abb. 3.1 sind in Abhängigkeit des äquivalenten Korndurchmessers d_{10} und des Sättigungsgrades S_r die Wärmetransportmechanismen dargestellt, die einen signifikanten Anteil am Wärmetransport im Untergrund übernehmen. Dabei dominiert im Lockergesteinsuntergrund die Wärmeleitung, während Konvektion und Strahlung nur unter gewissen bodenphysikalischen Bedingungen einen maßgeblichen Anteil am Wärmetransport übernehmen. In der gesättigten Zone im Bereich von Kiesen und Steinen überwiegt demnach die Konvektion. Mit abnehmender Sättigung wirkt sich im grobkörnigen Bereich zunehmend Wärmestrahlung stärker aus.

In ungesättigten und teilgesättigten feinkörnigen Böden dominieren dagegen Wasserdampfdiffusion infolge von Wasserdampfgradienten und die thermische Verteilung durch Verdunstung von Wasser und dessen Kondensation an anderer Stelle.

Die Beschreibung ist damit nicht vollständig. Aus BEAR (1988), aber auch aus DOMENICO & SCHWARTZ (1990), ferner aus der deutschsprachigen Literatur wie HÖLTING & COLDEWEY (2005), LANGGUTH & VOIGT (1980), BAUMGARTNER & LIEBSCHER (1996) sowie MATTHESS (1990), ergeben sich im Zusammenhang mit

Fragen der Modellierung des Wärmetransports die aus dem Stofftransport übertragbaren Mechanismen

- molekulare Diffusion und
- hydromechanische Dispersion

Die Ausführungen in der o.g. Literatur beziehen sich fast ausschließlich auf Prozesse, die in porösen Grundwasserleitern ablaufen. Die in klüftigem Gebirge ablaufenden Wärmeübertragungs- sowie Strömungsmechanismen sind grundsätzlich die gleichen. Gleichwohl zeigen sie auch eigene Gesetzmäßigkeiten. Diese sind umfassend in KOLDTIZ (1997) beschrieben.

Größen zur Beschreibung des Wärmetransports

Zur weiteren Beschreibung der Wärmetransportvorgänge bedarf es zunächst der Erläuterung der elementaren physikalischen Größen:

- Wärme,
- Temperatur,
- Wärmestrom,
- Wärmestromdichte.

Wärme

Die Moleküle einer Flüssigkeit oder eines Gases sind in ständiger Bewegung. Sie stoßen gegeneinander und verändern ihre Bahn. Diese erstmals von *BROWN* entdeckte und nach ihm benannte Molekülbewegung gleicht einer regellosen Zitterbewegung. Je höher die Temperatur, umso intensiver erfolgt die Molekülbewegung. Mit steigender Temperatur steigt der Energieinhalt eines Systems.

Temperatur

In der Thermodynamik und in der Lehre der Wärmeübertragung findet die absolute oder thermodynamische Temperatur T bzw. ϑ mit der Einheit Kelvin (K) Anwendung, die sich auf den (absoluten) theoretischen Nullpunkt bezieht, der bei $-273,15\text{ °C}$ liegt. Für viele ingenieurtechnische und naturwissenschaftliche Anwendungen wird häufig die Celsius-temperatur in °C verwendet, die die thermodynamische Temperatur mit verschobenem Nullpunkt darstellt. Dabei steht oft die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ im Vordergrund, die in K angegeben wird (BAEHR & STEPHAN, 2008).

Die Temperatur ϑ ändert sich in Abhängigkeit von Ort (x) und Zeit (t). Die Gesamtheit der Temperaturen bildet das Temperaturfeld (3.1). Ist ein Temperaturgradient im Material gegeben, so ist dieser die Ursache des Energietransports. (BAEHR & STEPHAN, 2008).

$$\vartheta = \vartheta(x,t) \tag{3.1}$$

Alle Punkte eines Körpers, die zur gleichen Zeit dieselbe Temperatur ϑ haben, kann man sich in Abhängigkeit der Dimensionalität in einer Fläche oder entlang einer Linie verbunden denken. Sie werden als isotherme Fläche bzw. Isotherme bezeichnet.

Wärmestrom und Wärmestromdichte

Der Energietransport in wärmeleitendem Material wird durch das Vektorfeld der von Ort und Zeit abhängigen Wärmestromdichte \dot{q} beschrieben (3.2).

$$\dot{q} = \dot{q}(x,t) \quad (3.2)$$

\dot{q} ist der auf die Querschnittsfläche A bezogene lokale Wärmestrom und hat die Dimension W/m^2 (3.3). Der Wärmestrom \dot{Q} ist die pro Zeit übertragene Wärmemenge. \dot{Q} ist eine Wärmeleistung mit der SI-Einheit Watt = J/s.

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{A} \text{ in } W/m^2 \quad (3.3)$$

3.1.1 **Konduktiver Wärmetransport**

Der Übergang von Wärme erfolgt stoffgebunden und läuft bei der Wärmeleitung (Konduktion) intermolekular ab. Dabei wird Energie von Molekülen eines höheren Energieniveaus auf Moleküle mit niedrigerem Energieniveau übertragen. Eine Massebewegung findet dabei nicht statt. Die Wärmeübertragung ist nicht auf einzelne Mechanismen beschränkt, sondern es treten in Abhängigkeit des Mediums oder Systems auch Kombinationen auf, bei denen andere Wärmeübergangsformen anteilig beteiligt sind (LANGEHEINECKE et. al. (2006)).

Normal zu den Isothermen erfolgt die stärkste Temperaturänderung, die durch den (räumlichen) Temperaturgradienten $\text{grad } \vartheta$ ausgedrückt wird. Mit den Einheitsvektoren der drei Koordinatenrichtungen e_x , e_y und e_z lautet dieser:

$$\text{grad } \vartheta = \frac{\partial \vartheta}{\partial x} e_x + \frac{\partial \vartheta}{\partial y} e_y + \frac{\partial \vartheta}{\partial z} e_z \quad (3.4)$$

Zwischen der Wärmestromdichte \dot{q} und $\text{grad } \vartheta$ besteht eine Proportionalität, die durch die *FOURIER*-Gleichung ausgedrückt wird (3.5) (BAEHR & STEPHAN, 2008).

$$\dot{q} = -\lambda \text{ grad } \vartheta \quad (3.5)$$

Das negative Vorzeichen berücksichtigt dabei den 2. Hauptsatz der Thermodynamik, der besagt, dass Wärme immer in Richtung des Temperaturgefälles strömt. Die Wärmeleitfähigkeit λ ist eine Proportionalitätskonstante mit der Einheit W/mK .

Für ein Volumenelement eines ruhenden inkompressiblen Körpers lautet die Energiebilanz mit der Wärmestromdichte \dot{q} , ausgedrückt mit dem Differentialoperator $\nabla \dot{q}$ (3.6) bzw. in kartesischen Koordinaten (3.7)

$$\rho C_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = - \nabla \dot{q} \quad \text{bzw.} \quad (3.6)$$

$$\rho C_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = - \left(\frac{\partial \dot{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \dot{q}_y}{\partial y} + \frac{\partial \dot{q}_z}{\partial z} \right) \quad (3.7)$$

In (3.6) und (3.7) sind ρ die Dichte des Körpers in kg/m^3 und C_p seine spezifische Wärmekapazität in kJ/kgK . Die innere Energie des Volumenelements wird erhöht, wenn der austretende Wärmestrom kleiner als der eintretende ist.

Die Koppelung der Bilanzgleichung (3.6) mit dem kinetischen Ansatz *FOURIERs* (3.5) ergibt die Gleichung zur Berechnung des instationären Temperaturfeldes in (3.8).

$$\rho C_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = - \nabla \lambda \nabla \vartheta \quad (3.8)$$

die sich mit der Temperaturleitfähigkeit

$$\kappa = \lambda / (\rho C_p) \quad (3.9)$$

unter der Voraussetzung isotroper Materialeigenschaften und $C_v = \text{konstant}$ vereinfacht zu

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \kappa \nabla^2 \vartheta \quad \text{bzw.} \quad \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) \quad (3.10)$$

Halbunendlicher Körper

Unter den wenigen analytischen Lösungen der *FOURIER*-Gleichung für instationäre Fragestellungen sei das Modell des halbunendlichen Körpers herausgegriffen, mit dem Aufheiz- und Abkühlungsprozesse berechnet werden können (LANGEHEI-NECKE, 2008). Dabei gelten folgende Anfangs- und Randbedingungen:

- Örtliche Temperaturunterschiede stellen sich nur senkrecht zur wärmeaustauschenden Fläche ein und der Körper ist in dieser Richtung unendlich ausgedehnt,
- $\vartheta(x, t = 0) = \vartheta_0$ und $\vartheta(x \rightarrow \infty, t) = \vartheta_0$,
- Wärmeaustausch erfolgt durch Temperaturbeaufschlagung der Oberfläche mit $\vartheta_w = \text{konstant}$, $\vartheta(x = 0, t) = \vartheta_w$,

Die vom Ort und von der Zeit abhängige Wärmestromdichte \dot{q} kann nach (3.11) unter Verwendung des *GAUSS*'schen Fehlerintegrals erf (3.12) berechnet werden.

$$\dot{q}(x,t) = -\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = -b \frac{\vartheta_0 - \vartheta_W}{\sqrt{\pi t}} \exp(-\mu^2), \quad (3.11)$$

$$\operatorname{erf}(\mu) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\mu \exp(-\Phi^2) d\Phi. \quad (3.12)$$

In 5.11) ist b eine Stoffwertgruppe, die als Wärmeeindringkoeffizient bezeichnet wird und sich aus der Wärmeleitfähigkeit λ , der Dichte ρ und der volumetrischen Wärmekapazität C_p ergibt:

$$b = \sqrt{\lambda \rho C_p} \text{ in } \text{Ws}^{\frac{1}{2}}/(\text{m}^2\text{K}) \quad (3.13)$$

Die Lösung des Temperaturfelds bzw. die Ermittlung der Variablen μ erfolgt mit (3.12) und (3.14), während die Variablen für Ort und Zeit sich mit (3.15) und (3.16) ergeben

$$\operatorname{erf}(\mu) = \frac{\vartheta(\mu) - \vartheta_W}{\vartheta_0 - \vartheta_W} \quad (3.14)$$

$$x = 2 \mu \sqrt{a t} \quad (3.15)$$

$$t = x^2 (4 a \mu^2) \quad (3.16)$$

Wärmeleitung im Untergrund

Wärmeleitung findet nach FAROUKI (1986) in allen Bestandteilen des Bodens statt, zwischen mineralischen Festkörpern, Fluid und Porenluft, bzw. interagierend. Der konduktive Anteil der Luft ist vernachlässigbar. Jener des Fluids ist gegenüber dem konduktiven Anteil der Festkörper relativ gering. Das macht der Vergleich der sehr unterschiedlichen Stoffe in Tab. 3.1 deutlich.

Für den gesättigten Bereich, in dem das Dreiphasensystem Boden nur noch aus Bodenkörnern und Wasser besteht, wird in DOMENICO & SCHWARTZ (1990) die *FOURIER*-Gleichung 3.5 in folgender Form geschrieben:

$$\dot{q}_{\text{eff}} = -\lambda_{\text{eff}} \operatorname{grad} \bar{\vartheta} \quad (3.17)$$

Dabei ist die Temperatur $\bar{\vartheta}$ die mittlere Temperatur der festen und der flüssigen Phasen, λ_{eff} die effektive Wärmeleitfähigkeit für die konduktiven Anteile der Phasen Feststoff und Fluid und \dot{q}_{eff} eine aus dem Wärmetransport resultierende effektive Wärmestromdichte. Die effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} aus den Phasen Fluid (Index f) und Feststoff (Index s) kann über den Porenraum n bei voller Sättigung nach (3.18) bestimmt werden. Dabei steigt λ_{eff} , wenn das Grundwasser sich in Bewegung befindet, da sich noch ein konvektiver Anteil auswirkt.

Tab. 3.1: Wärmeleitfähigkeit für Luft und Wasser bei 10° C (VDI-Wärmeatlas, 2006) und der Mittelwert aus Rechenwerten für sedimentäre Festgesteine aus VDI 4640-1 (2010).

λ_{Luft} bei 10° C	λ_{Wasser} bei 10° C	$\bar{\lambda}$ sedimentäres Festgestein VDI 4640
0,025 W/mK	0,582 W/mK	2,7 W/mK

$$\lambda_{\text{eff}} = n \lambda_f + (1-n) \lambda_s \tag{3.18}$$

Streng genommen hat dieser Ansatz nur für ruhendes Grundwasser Gültigkeit. Der konvektive Anteil am Wärmetransport ist als Term in der Wärmetransportgleichung (3.34 bzw. 3.35) enthalten.

Materialkenngrößen – Stoffwerte

Die thermischen Eigenschaften von Gestein und Gebirge werden durch die folgenden physikalischen Größen beschrieben:

- Wärmeleitfähigkeit λ in W/mK,
- Spezifische Wärmekapazität C_p in kJ/kg K,
- Volumetrische Wärmekapazität C_v in MJ/m³K und
- Temperaturleitfähigkeit κ in m²/s.

Eine Übersicht über typische Werte für λ , C_v und κ anhand von zusammengestellten Literaturdaten kann Tab. I.1 in den Anlagen entnommen werden.

Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit ist eine von Druck p und Temperatur ϑ abhängige Materialeigenschaft. Nach VOSTEEN & SCHELLSCHMIDT (2003) dominiert dabei der Einfluss der Temperatur gegenüber dem Druck. Die Wärmeleitfähigkeit ist in einem eindimensionalen Wärmeleiter für den stationären Zustand der Wärmeleitung gem. (3.19) definiert als Quotient aus Wärmeflussdichte und Temperaturgradient (BUNTEBARTH, 1980). Die Wärmeleitfähigkeit ist der Koeffizient des stationären Wärmetransports (ERBAS, 2001).

$$\lambda = \frac{\dot{q}}{\partial \vartheta / \partial t} \tag{3.19}$$

λ als skalare Größe ist u.a. von der Gesteinsart, der Mineralart und deren richtungsabhängiger Kristallstruktur abhängig. Daraus ergibt sich eine Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit mit der Folge, dass sich die Wärme in unterschiedliche Richtungen unterschiedlich schnell ausbreiten kann (BUNTEBARTH, 1980). Ferner nimmt die Textur des Gesteins Einfluss auf den Grad der Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit. Die Wärmeleitfähigkeit des Dreiphasensystems Boden wird darüber hinaus von der Porosität

bzw. Klüftigkeit und dem Sättigungsgrad beeinflusst. Dabei wirken sich die unterschiedlichen Größenordnungen der Wärmeleitfähigkeit des Feststoffs, des Wasser und der Luft anteilig aus (vgl. Tab. 3.1).

In Abb. 3.2 sind für unterschiedliche Gesteinsarten Spannweiten von λ in Abhängigkeit von Porosität und Sättigungsgrad (qualitativ) aufgetragen. Die Werte stammen von SCHÖN (1998) und zeigen, dass λ mit zunehmender Wassersättigung aufgrund der Platznahme von Wasser in den Porenräumen anstelle der schlecht leitenden Luft zunimmt. In porenarmen Gesteinen wird deren Wärmeleitfähigkeit von der Wärmeleitfähigkeit der Minerale dominiert.

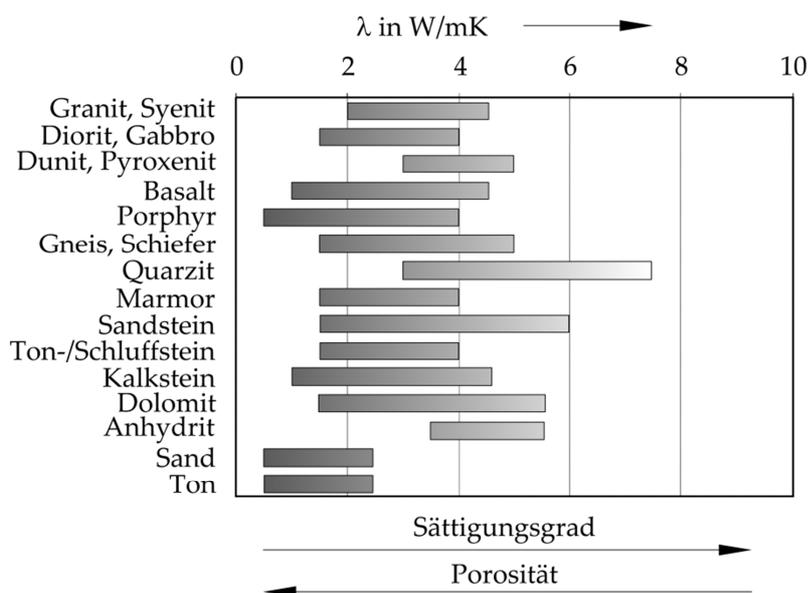


Abb. 3.2: Größenordnung der Wärmeleitfähigkeit unterschiedlicher Gesteinsarten. Aus ZARETZKI (2009), nach SCHÖN (1998).

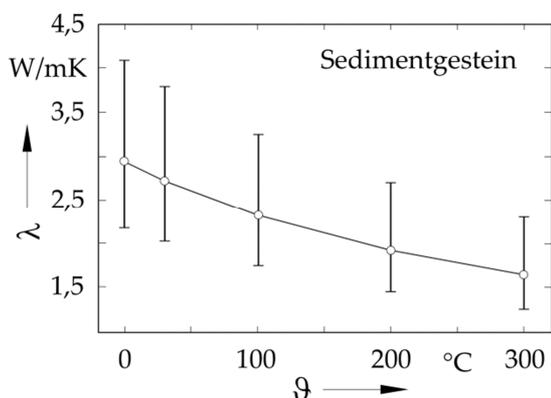


Abb. 3.3: Mittelwerte und Variationsweite der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur für Sedimentgesteine (VOSTEEN & SCHELLSCHMIDT, 2003, verändert).

Anhand von magmatischen, metamorphen und sedimentären Gesteinen des Ostalpins haben VOESTEEN & SCHELLSCHMIDT (2003) Untersuchungen zur Temperaturabhängigkeit von λ , C_p und κ vorgenommen. Die in Abb. 3.3 dargestellten Messergebnisse für die Sedimentgesteine zeigen eine signifikante Abnahme der Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Probestemperatur. Die Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass die Temperaturabhängigkeit von λ für die Feststoffe in dem relativ schmalen Temperaturspektrum von ca. 5°C bis ca. 20°C der gegenständlichen Fragestellung nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität C_p wird in kJ/kg K angegeben und gibt die Wärmemenge Q an, die aufgebracht werden muss um die Temperatur einer bestimmten Masse m von 1 kg einer Substanz um die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta = 1$ K zu erhöhen (3.20).

$$C_p = \frac{Q}{m \Delta\vartheta} \quad (3.20)$$

Multipliziert mit der Dichte ρ ergibt sich aus C_p die volumenbezogene spezifische Wärmekapazität C_v in MJ/m³K (5.21).

$$C_v = C_p \cdot \rho \quad (3.21)$$

Wie die Wärmeleitfähigkeit ist auch die Wärmekapazität druck- und temperaturabhängig. Mit zunehmender Temperatur werden C_p bzw. C_v größer.

Temperaturleitfähigkeit

Die Temperaturleitfähigkeit κ ist eine Materialeigenschaft zur Beschreibung der zeitlichen Veränderung der räumlichen Verteilung der Temperatur durch Wärmeleitung als Folge eines Temperaturgefälles. κ ist der Koeffizient des instationären Wärmetransports (ERBAS, 2001). Sie ergibt sich gem. (3.22) als Quotient aus der Wärmeleitfähigkeit und dem Produkt der spezifischen Wärmekapazität C_p mit der Dichte ρ . κ ist gegeben in m²/s. Die Temperaturleitfähigkeit wird auch als thermischer Diffusionskoeffizient bezeichnet.

$$\kappa = \frac{\lambda}{C_p \cdot \rho} \quad \text{bzw.} \quad \kappa = \frac{\lambda}{C_v} \quad (3.22)$$

3.1.2 Konvektiver Wärmetransport

In einem strömenden Fluid fließt Wärme durch eine ortsfeste gedachte Fläche infolge seiner Filtergeschwindigkeit v_f und eines Temperaturgradienten $\text{grad } \vartheta$. Der Vorgang wird als konvektiver Wärmetransport bezeichnet. Bei Konvektion handelt es sich um

eine Überlagerung von Wärmeleitung und Energietransport durch das strömende Fluid (BAEHR & STEPHAN, 2008). Es wird unterschieden zwischen einer erzwungenen Konvektion, bei der die Strömung von außen aufgeprägt wird, z.B. durch Pumpen und einer durch innere Auftriebskräfte verursachten freien Konvektion.

Bei der Konvektion handelt es sich, die Erkenntnisse aus der Thermodynamik auf den Wärmetransport im Untergrund übertragend, um den stoffgebundenen Transport von Wärmeenergie durch die Grundwasserströmung in einem Poren-, Karst- oder Kluftgrundwasserleiter. In der Literatur wird mitunter der Begriff Advektion synonym verwendet. Nach HOLZBECHER (1996) ist diese allerdings ein eigenständiger Prozess. Sie spielt im Rahmen der Konvektion jedoch eine Rolle. Advektion tritt annäherungsweise in natürlichen Systemen auf, wenn die Peclet-Zahl, die das Verhältnis von konvektivem zu konduktivem Wärmetransport ausdrückt, $\gg 1$ ist. KOLDITZ versteht (1997) unter Advektion, wenn Wärme oder Substanz im Sinne einer Fracht passiv mit einer Strömung mit transportiert wird.

Die Wärme wird in der mikroskopischen Betrachtungsweise mit der lokalen Partikelgeschwindigkeit des Wassers in den Poren des Bodens, der Gesteinsmatrix oder den Trennflächen transportiert. Dagegen ist die Abstandsgeschwindigkeit v_a die makroskopische Größe zur Beschreibung des konvektiven (advektiven) Wärmetransports in porösen Medien. v_a ist der Mittelwert der Geschwindigkeiten der Fluidpartikel in einem repräsentativen Elementarvolumen REV (KOLDITZ, 1997) und ergibt sich als Quotient aus der Filtergeschwindigkeit des Grundwassers v_f und dem nutzbaren Porenraum n_f (vgl. (6.8)).

Bei der freien Konvektion erfolgt im Gegensatz zur erzwungenen Konvektion, die durch Potenzialunterschiede hervorgerufen wird, die Induzierung der Strömung allein durch Dichteunterschiede im Grundwasser, deren Ursachen wiederum in Temperatur- oder Konzentrationsgefällen zu sehen sind (KOLDITZ, 1997). Im Untergrund spielen beide konvektiven Mechanismen eine Rolle. Jedoch ist der Einfluss der freien gegenüber jenem der erzwungenen Konvektion vernachlässigbar. Freie Konvektion tritt nach DOMENICO & SCHWARTZ (1990) typischerweise in hydrothermalen Systemen auf, wie z.B. bei Geysiren oder Thermalquellen, hervorgerufen durch den Aufstieg von in Kontakt mit magmatischen Zonen geratenen Tiefenwässern. DOMENICO & SCHWARTZ (1990) sowie BEAR (1988) sprechen von einer gemischten Konvektion, die im Übergang von der erzwungenen zur freien Konvektion auftritt.

Unter der Annahme laminarer Strömung, sowie konstanter Dichte und Viskosität des Grundwassers ergibt sich die konvektive Änderung der Wärmestromdichte \dot{q} nach der Zeit gem. (3.23) aus der Dichte des Fluids ρ_F , seiner spezifischen Wärmekapazität $C_{p,F}$ in J/kg K, der Filtergeschwindigkeit v_F in m/s nach ENNIGKEIT (2002) zu

$$\dot{q} = (\rho_F C_{p,F}) \operatorname{div} (v_F \vartheta). \quad (3.23)$$

Bei Vorliegen einer Kanalströmung kann der Wärmestrom mit (3.24) (BAEHR und STEPHAN, 2006) bilanziert werden:

$$\dot{Q} = \dot{m} C_{PF} (\vartheta_a - \vartheta_e) = \dot{V} \rho_F C_{P,F} (\vartheta_a - \vartheta_e), \quad (3.24)$$

mit ϑ_e und ϑ_a der Temperatur am Eintritt und am Austritt in den Kanal, dem Massenstrom \dot{m} in kg/s bzw. dem Volumenstrom \dot{V} in l/s sowie der Dichte ρ_F . Die Gleichung gilt nach KOENIGSDORFF (2011) für jegliche Nutzung von Fluiden als Wärmeträgermedium, solange kein Phasenwechsel eintritt.

3.1.3 Dispersiver Wärmetransport

Bei der Diffusion handelt es sich um einen Mischungsvorgang auf mikroskopischer Ebene (KOLDITZ, 1997) bzw. um einen Stoffübergang aufgrund von Konzentrationsunterschieden (BAEHR & STEPHAN, 2006). Die physikalische Ursache liegt in der BROWN'sche Molekularbewegung. Mathematisch wird die molekulare Diffusion durch das 1. FICK'sche Gesetz (3.25) beschrieben, das analog zum FOURIER-Gesetz (3.5) ist. Dabei ist die spezifische Massenstromdichte (auch diffusive Stromdichte) proportional zum Konzentrationsgradienten:

$$\dot{m} = -D_m \text{grad } c, \quad (3.25)$$

mit \dot{m} , dem spezifischen Massenstrom mit der Einheit kg/m²s, x der Ortskoordinaten im eindimensionalen Fall, c der Stoffkonzentration, angegeben in kg/m³ und D_m , dem molekularen Diffusionskoeffizienten in m²/s (KOBUS & WESTRICH, 1997).

Die hydrodynamische Dispersion ist ein Stofftransportmechanismus, der sich in der makroskopischen Betrachtungsebene abspielt und zu einer Vermischung bzw. Auffächerung des transportierten Stoffes führt. Er wird hauptsächlich durch die auf mikroskopischer Ebene ablaufenden Prozesse der molekularen Diffusion und differentiellen Advektion bewerkstelligt (KOBUS & WESTRICH, 1997).

Die physikalische Ursache der Dispersion, die zu Temperatur- und Konzentrationsunterschieden führt, sind nach KOLDITZ (1997) Geschwindigkeitsvariabilitäten, die in Abhängigkeit des Skalenbereichs verschiedene Ursachen haben (vgl. Tab. 3.2). BEAR (1988) erklärt die hydrodynamische Dispersion anhand eines Tracerversuchs im porösen Grundwasserleiter. Das Tracermedium spreizt mit beginnender Fließbewegung auf und durchmischt sich mit dem umgebenden Grundwasserstrom, so dass die Tracerkonzentration permanent abnimmt und sich stetig weiter aufgliedert. Der Prozess verläuft transient und irreversibel. Er wird durch das variierende örtliche Geschwindigkeitsfeld im Porensystem beeinflusst, das seinerseits durch die Tortuosität der Fließkanäle bestimmt ist.

Tab. 3.2: Hydrodynamische Dispersion in Abhängigkeit des Skalenbereichs (KOLDITZ, 1997).

Ursache	Bezeichnung	Skalenbereich in m
Geschwindigkeitsprofil in einer Pore	TAYLOR-Dispersion	$10^{-5} - 10^{-3}$
Tortuosität des Porensystems	Korngerüstbedingte Dispersion	$10^{-3} - 10^{-2}$
Variabilität der hydraulischen Durchlässigkeit in Trennflächen bzw. geologischen Formationen	Kleinskalige Makrodispersion	$10^{-2} - 10^2$
Großräumige Vermischungen in Trennflächensystemen bzw. mehrstöckigen Grundwassersystemen durch Trennflächen oder Störungen	Großskalige Makrodispersion	$> 10^2$

Die Wärmedispersion (Thermodispersion) verläuft nach BEAR (1988) vollkommen analog zur hydrodynamischen Dispersion ab. Ein wesentlicher Unterschied besteht jedoch darin, dass im Gegensatz zum Stofftransport, bei der Wärmedispersion auch ein (Wärme-)Transport durch den Feststoff erfolgt. In Analogie zur Diffusion kann die Wärmedispersion nach dem 1. *FICK*'schen Gesetz mit dem Wärmedispersionskoeffizienten D_λ in m^2/s als Proportionalitätskonstante berechnet werden:

$$\dot{m} = -D_m \text{grad } c \quad \text{bzw.} \quad \dot{q} = -D_\lambda \text{grad } \vartheta \quad (3.26)$$

D_m ergibt sich aus dem Produkt der Dispersivität α in m und der Abstandsgeschwindigkeit des Grundwassers v_a zu $D_m = \alpha \cdot v_a$ (HÄHNLEIN, 2010). Es wird zwischen einer longitudinalen und einer transversalen Dispersivität α_l bzw. α_t unterschieden. Die Dispersivität wird auch als Dispersionslänge bezeichnet und ist eine geschwindigkeitsunabhängige Gesteinseigenschaft. Sie hängt u.a. von der Größe des untersuchten Bereichs ab, sowie in kleineren Einheiten eines Grundwasserleiters von der Porosität n und dem Durchlässigkeitsbeiwert k_f (MATTHESS, 1990).

Die größte Dispersion tritt in Fließrichtung auf (α_l), während die Querdispersion α_t nach RAUSCH et. al. (2005) um den Faktor 5 bis 10 kleiner ist. D_λ ist der Wärmedispersionskoeffizient in m^2/s . In ihm sind nach HÄHNLEIN et. al. (2010) die Wärmeleitfähigkeit des Mediums λ_m und die transversale Dispersion zusammengefasst. Für den transversalen Fall und unter stationären Bedingungen ergibt er sich zu

$$D_{\lambda,t} = \frac{\lambda_m}{n C_W} + \alpha_t v_a, \quad (3.27)$$

mit der Porosität n , der transversalen Dispersivität α_t und der spezifischen Wärmekapazität des Grundwassers C_W .

Die Dispersionslängen sind für Stoff- und Wärmetransport nach KOLDITZ (1997) in der Größe vergleichbar. Die Wärmedispersion nimmt gegenüber den Wärmetransportmechanismen Konduktion und Konvektion eine untergeordnete Rolle ein.

3.1.4 Wärmeübergang

Der Wärmeübergang zwischen dem strömenden Fluid und einer festen Wand wird mit dem *NEWTON'schen* Abkühlungsgesetz (3.28) beschrieben. Die Wärmestromdichte \dot{q} hängt vom Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld des Fluids ab und ergibt sich zu

$$\dot{q} = \alpha (\vartheta_W - \vartheta_F), \quad (3.28)$$

mit ϑ_W , der Wandtemperatur, ϑ_F , der Temperatur des Fluids in Wandnähe und dem örtlichen Wärmeübergangskoeffizienten α . Letzterer kann mit Hilfe der Nußelt-Zahl Nu , der Wärmeleitfähigkeit des Fluids λ_F sowie der charakteristischen Länge L , die bei Rohrströmung dem Durchmesser d_i der Rohrleitung entspricht, nach (3.26) bestimmt werden.

$$\alpha = \frac{Nu \lambda_F}{d_i} \text{ in } W/m^2K \quad (3.29)$$

Nu ist eine dimensionslose Ähnlichkeitskenngröße, die das Verhältnis aus konvektivem und konduktivem Wärmeübergang charakterisiert (3.30). Nu wird auch als dimensionsloser Wärmeübergangskoeffizient bezeichnet (MARTIN, 2006). Bei erzwungener Konvektion gilt $Nu = f(Re, Pr)$.

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d_i}{\lambda_F} \quad (3.30)$$

Re ist die Reynoldszahl und bestimmt das Verhältnis von Trägheitskraft, ausgedrückt durch das Produkt aus der Geschwindigkeit der Strömung v in m/s und der charakteristischen Länge L (bzw. d_i) in m, zur Reibungskraft (kinematische Viskosität ν). Re ist das entscheidende Kriterium, um zu beurteilen, ob eine Strömung laminar oder turbulent fließt und wird durch (3.31) ausgedrückt. Auf die Reynoldszahl wird in Abschnitt 5.4 weiter eingegangen.

$$\text{Re} = \frac{v d_i}{\nu} \quad (3.31)$$

Die Prandtl-Zahl Pr ist ein Stoffwert-Verhältnis und ergibt sich aus dem Verhältnis von kinematischer Viskosität ν des Stoffs in m^2/s zu dessen Temperaturleitfähigkeit κ (3.31) (VDI-WÄRMEATLAS, MARTIN, 2006). Typische Werte für die Prandtl-Zahl sind in Tab. 3.3 angegeben. Im Gegensatz dazu beträgt die Pr -Zahl für zähe Öle $\text{Pr} > 1.000$ (BAEHR & STEPHAN, 2008).

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{\kappa} \quad (3.32)$$

Tab. 3.3: Zusammenstellung von Pr -Zahlen für verschiedene Stoffe. ¹⁾ VDI-WÄRMEATLAS, 2006. ²⁾ Absorberfluid der Teststrecke gem. Tab. 6.14.

Temperatur	Luft ¹⁾	Wasser ¹⁾	Absorberfluid ²⁾
0°C	0,7110	13,45	76,5
10°C	0,7095	9,414	47,2
20°C	0,7081	6,991	31,6

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten numerischen Simulationen wird der Wärmeübergang nicht explizit berücksichtigt, da stattdessen Temperatur-Randbedingungen eingesetzt werden.

3.1.5 Wärmestrahlung

Bei der Wärmestrahlung (Radiation) wird Energie in Form von elektromagnetischen Wellen mit Lichtgeschwindigkeit transportiert. Sie wird von fester, flüssiger und gasförmiger Materie durch Umwandlung von innerer Energie abgegeben. Die Radiation ist im Gegensatz zu Konduktion und Konvektion nicht stoffgebunden (LANGEHEI-NECKE et. al. (2006)). Die Wärmeleistung eines strahlenden Körpers ergibt sich gem. (3.33) zu

$$\dot{Q} = \varepsilon \sigma A T^4, \quad (3.33)$$

mit der Stefan – Boltzmann – Konstante $\sigma = 5,670400 \cdot 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{K}$, dem dimensionslosen Emissionsgrad ε , der in Abhängigkeit der Oberfläche des strahlenden Körpers Werte zwischen 0 und 1 annimmt, der absoluten Temperatur in K in der vierten Potenz und der Oberfläche des abstrahlenden Körpers A in m^2 .

Im Untergrund spielt Radiation in begrenztem Umfang eine Rolle, wenn die Porenräume bzw. die Trennflächen mit Gas gefüllt sind (vgl. a. Abb. 3.1). In Sand macht Radiation unter normalen atmosphärischen Bedingungen etwa 1% des Gesamtwärmestroms aus, in ungesättigtem Kies kann er jedoch bis 10% betragen (FAROUKI, 1986). Nach BEAR & BACHMAT (1990) (zitiert in CLAUSER) wirkt sich Radiation erst bei höherer Temperatur aus.

3.1.6 Wärmetransportgleichung

Die mathematische Beschreibung des instationären Wärmetransports in einem inkompressiblen porösen Medium erfolgt durch die Wärmetransportgleichung (3.34) (z.B. KATZENBACH et. al. 2006). Auf der linken Seite der Gleichung stehen die Terme für die Wärmeübertragungsmechanismen Wärmeleitung, Konvektion und Dispersion sowie für Wärmequellen, während die rechte Seite der Gleichung den Term für die zeitliche Änderung des Wärmeinhalts enthält. Der Einfluss der Radiation wird vereinfachend vernachlässigt (vgl. Abs. 3.1.5). In einigen Anwendungsfällen reduziert sich die Gleichung auf der linken Seite weiterhin um die Wärmedispersion, die nur bei sehr großen Peclet-Zahlen $Pe > 3.000$ zur Wärmeausbreitung beiträgt (BEAR, 1988). Die Gleichung wird dann als Konduktions-Konvektions-Gleichung bezeichnet.

Folgende weitere Vereinfachungen werden zugrunde gelegt.

- Die anisotropen Gebirgseigenschaften werden vernachlässigt.
- Die Temperatur- und Druckabhängigkeit der thermischen Stoffparameter werden nicht berücksichtigt.
- Die Grundwasserströmung erfolgt laminar und
- das Fluid verfügt über eine konstante Dichte und Viskosität.
- Es liegen gesättigte Bedingungen vor.
- Temperaturdifferenzen zwischen Gestein (s) und umgebendem Grundwasser (f) werden vernachlässigt; $\vartheta_f = \vartheta_s \equiv \vartheta$, (HOUPERT et. al, 1965, zitiert in BEAR, 1988).

$$\underbrace{\text{div}(\lambda \text{ grad } \vartheta)}_{\text{Konduktion}} - \underbrace{(\rho \cdot C_p)_W \text{ div}(\mathbf{v} \cdot \vartheta)}_{\text{Konvektion}} + \underbrace{\text{div}(D_\lambda \text{ grad } \vartheta)}_{\text{Dispersion}} + \underbrace{\dot{Q}}_{\substack{\text{Wärmequellen} \\ \uparrow \\ \text{Zeitliche Änderung} \\ \text{des Wärmeinhalts}}} = \underbrace{\rho \cdot C_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t}}_{\text{Zeitliche Änderung des Wärmeinhalts}} \quad (3.34)$$

In dieser Arbeit wird die Wärmetransportgleichung in ihrer zweidimensionalen Form verwendet. Sie lautet in kartesischen Koordinaten (3.35):

$$\underbrace{\lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} \right)}_{\text{Konduktion}} - \underbrace{(\rho \cdot C_p) \cdot \left(\frac{\partial}{\partial x} (v_x \cdot \vartheta) + \frac{\partial}{\partial y} (v_y \cdot \vartheta) \right)}_{\text{Konvektion}} + \underbrace{D_y \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} \right)}_{\text{Dispersion}} + \underbrace{\dot{Q}}_{\substack{\text{Wärmequellen} \\ \uparrow}} = \underbrace{\rho \cdot C_p}_{\text{Zeitliche Änderung des Wärmeinhalts}} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \tag{3.35}$$

Anfangsbedingungen

Es ist ausgehend von einem Initialzustand die Veränderung des Temperaturfelds zu einem Zeitpunkt $t > 0$ zu berechnen. Der Anfangszeitpunkt $t = t_0$ wird $t = 0$ gesetzt. Dem Temperaturfeld wird eine Initialtemperatur

$$\vartheta(x, y, t = 0) = \vartheta_0(x, y), \tag{3.36}$$

zugewiesen, die über das gesamte Feld konstant (z.B. die Jahresmitteltemperatur) oder variabel ist, wie im Falle eines bereits berechneten Temperaturfelds, das Grundlage weiterführender Berechnungen sein soll.

Randbedingungen

Bei Randbedingungen 1. Art (Dirichlet-Randbedingung) ist die Temperatur ϑ_s als Funktion des Ortes und der Zeit an den Systemgrenzen vorgegeben (3.37).

$$\vartheta_s = \vartheta(x, y, t) \tag{3.37}$$

Ist die Wärmestromdichte normal zur Oberfläche als Funktion der Zeit und des Ortes an den Systemgrenzen vorgeschrieben liegt eine Randbedingung 2. Art (Neumann-Randbedingung) vor (3.38).

$$-\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right)_0 = \dot{q}(x, y, t). \tag{3.38}$$

Eine Randbedingung 3. Art (Cauchy-Randbedingung) besteht, wenn Wärme zwischen einem Körper mit einem angrenzenden Fluid oder Körper gegebener Temperatur ausgetauscht wird und der Wärmeübergangskoeffizient α vorgegeben wird (LANGHEINECKE, 2008, BAEHR & STEPHAN, 2008). Der Wärmestrom im Körper muss durch Wärmeleitung an die Oberfläche transportiert werden, so dass die Randbedingung lautet

$$-\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right)_W = \alpha (\vartheta_W - \vartheta_F), \quad (3.39)$$

mit der Wandtemperatur ϑ_W , der Fluidtemperatur ϑ_F , der Wärmeleitfähigkeit des Festkörpers λ und $\partial/\partial n$, der Differentiation in Richtung der äußeren Systemnormalen (MARTIN, 2006, VDI-WÄRMEATLAS).

Grundwasserströmung

Die Differentialgleichung zur Beschreibung der Grundwasserströmung (3.41) beruht auf dem DARCY-Gesetz (3.40) und der Kontinuitätsgleichung.

Das DARCY-Gesetz lautet mit dem Volumenstrom \dot{V} in m^3/s durch eine Filterfläche A in m^2 , dem hydraulischen Gefälle i als Verhältnis aus dem Druckhöhenunterschied Δh zur Fließlänge l in m und dem Durchlässigkeitsbeiwert (hydraulische Leitfähigkeit) k_f , als gebirgsspezifischem Proportionalitätsfaktor (3.40) (HÖLTING & COLDEWEY, 2005):

$$\dot{V} = k_f \cdot A \cdot i. \quad (3.40)$$

Die Strömungsgleichung für Grundwasser lautet mit dem spezifischen Speicherkoeffizienten S_0 in m^{-1} sowie der Piezometerhöhe h in m in allgemeiner, zweidimensionaler Form für ein inhomogenes und isotropes Gebirge (nach KINZELBACH & STAUFFER, 2005):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_f \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_f \frac{\partial h}{\partial y} \right) = S_0 \cdot \frac{\partial h}{\partial t}, \text{ bzw.} \quad (3.41)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_f \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_f \frac{\partial h}{\partial y} \right) = 0, \quad (3.42)$$

wenn bei Vernachlässigung von Speichereffekten gilt $\partial h/\partial t = 0$.

Die Anfangsbedingung zur Lösung der instationären partiellen Differentialgleichung besteht in der Vorgabe der Piezometerhöhen h an jeder Stelle des Strömungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 0$ (3.42):

$$h(x, y, t = 0) = h_0(x, y) \quad (3.43)$$

Im Rahmen dieser Arbeit wird mit der Dirichlet-Randbedingung gearbeitet, d.h. es wird die piezometrische Höhe bzw. die Standrohrspiegelhöhe h_S am Rand des Systems vorgegeben (3.43),

$$h_S = h(x, y, t). \quad (3.44)$$

Bei Anwendung der Neumann-Randbedingung (RB 2. Art) wird an den Modellrändern der spezifische Abfluss v_F (a. Filtergeschwindigkeit) zu allen Zeiten vorgegeben.

3.1.7 Bestimmung der thermischen Untergrundeigenschaften

Die Messverfahren zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften des Untergrunds gliedern sich in In situ-Messungen und Laborversuche. Dabei zielen die vor Ort durchgeführten Messungen auf die Messung der Gebirgseigenschaften ab, während die Laboruntersuchungen der Messung der Gesteinseigenschaften dienen.

In situ-Messungen zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit

Die in situ-Messverfahren werden in Erdwärmesonden als sogenannte „thermal response tests“ durchgeführt, bei denen der Untergrund konstant mit Wärme beaufschlagt wird und die thermische Reaktion des Gebirges gemessen wird. Die Versuchsauswertung erfolgt meist nach der Kelvin'schen Linienquellentheorie. Daneben werden das Zylinderquellenmodell oder numerische Methoden verwendet. Als Resultat werden eine effektive Wärmeleitfähigkeit und der thermische Bohrlochwiderstand ausgewiesen, die für den gesamten getesteten Gebirgsabschnitt repräsentativ sind. „Thermal response tests“ kommen häufig für die Bemessung größerer Erdwärmesondenfelder oder Energiepfehlanlagen zum Einsatz. Verfahrenstechnik, Einflussparameter und Auswertung sind umfangreich in GEHLIN (2002) beschrieben. Weiterentwicklungen des herkömmlichen „thermal response tests“ erlauben die tiefenabhängige, schichtbezogene Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit (z.B. HESKE et. al. (2011)).

Laboruntersuchungen zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit

Die meisten Laboruntersuchungen zielen auf die Untersuchung der Wärmeleitfähigkeit ab. Diese wird indirekt, als abgeleitete Größe aus gemessenen physikalischen Größen, vorrangig aus der Temperatur, bestimmt, die mit der Wärmeleitfähigkeit in funktionalem Zusammenhang stehen (ENNIGKEIT, 2001). Es wird grundsätzlich unterschieden zwischen stationären und instationären Methoden. Letztere arbeiten mit konstanter oder impulsartiger Temperaturanregung. ERBAS (2001) sieht in den instationären Verfahren den Vorteil des sehr viel größeren Probendurchsatzes, während das stationäre Verfahren die genaueren Werte liefert.

In der Literatur (z.B. POPOV et. al. (1999), ERBAS (2001), LOTZ (2004) oder SASS & BUSS (2006)) werden drei wesentliche Verfahrensgruppen genannt:

- Divided bar (stationär)
- Linienquellenapparat (instationär mit impulsartiger oder konstanter Anregung)
- Optical scanning (instationär)

Der Divided-bar-Versuch ist eine vergleichende Methode, bei der der Temperaturabfall in einem Versuchskörper mit jenem einer Referenzprobe bekannter Wärmeleitfähigkeit verglichen wird. Die Proben befinden sich in wassergesättigtem Zustand unter Vakuum. Die Fixierung der Proben erfolgt durch eine vertikale Auflast von ca. 4 MPa bis 6 MPa, wodurch gleichzeitig Porenräume und Risse verschlossen werden (POPOV

et. al., 1999). Der erforderliche Wärmestrom wird zwischen zwei gegenüberliegenden Wasserbädern unterschiedlicher und konstant gehaltener Temperatur erzeugt. Die Wärmeleitfähigkeit der Probe ergibt sich nach Einstellung eines konstanten Wärmestroms nach 5.45) aus der Wärmeleitfähigkeit λ in W/mK der Referenzprobe, der Dicke der Proben in m und der Temperaturdifferenz in K (LOTZ, 2004). Das Messresultat stellt die Wärmeleitfähigkeit des Materials parallel zum Wärmestrom dar.

$$\lambda_{\text{Probe}} = \lambda_{\text{Referenz}} \cdot \frac{d_{\text{Probe}}}{d_{\text{Referenz}}} \cdot \frac{\Delta\vartheta_{\text{Referenz}}}{\Delta\vartheta_{\text{Probe}}} \quad (3.45)$$

Der Linienquellenversuch ist ein instationäres Verfahren, bei dem eine Heizsonde in einem Probenkörper (Vollraumanordnung) oder an dessen Oberfläche (Halbraumanordnung) einen Wärmestrom \dot{Q} erzeugt (vgl. Abb. 3.4, rechts). Über einen im Probenkörper mit einzubauendem Temperaturfühler wird der Verlauf der Temperatur T der Heizquelle aufgezeichnet und gegen den Logarithmus der Heizdauer t aufgetragen. Nach Überwindung von Kontaktwiderständen stellt sich eine lineare Kurvensteigung ein, die zur Auswertung nach der auf JAEGER (1956) zurückgehenden Beziehung (3.46) herangezogen wird (LOTZ, 2004).

$$\lambda = \frac{\dot{Q}}{4\pi} \cdot \frac{t_2 - t_1}{T(t_2) - T(t_1)} \quad (3.46)$$

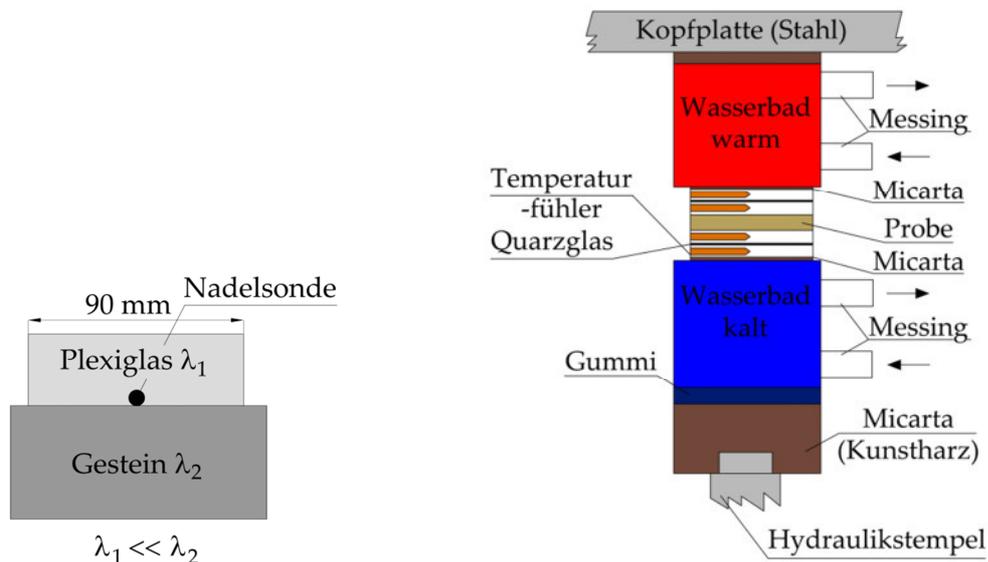


Abb. 3.4: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus für eine Halbraumlinienquelle mit der Nadelsonde (links, ERBAS (2001)), rechts für den Divided-bar-Versuch (POPOV et. al., 1999).

Der Erfolg der Messungen bei zylindrischen Proben (Vollraumanordnung) ist sehr stark von der Einbaugenauigkeit abhängig und mit einem hohen Präparationsaufwand verbunden. Darüber hinaus sind Beurteilungen der Gesteinshomogenität und der thermischen Ankopplungsbedingungen der Sonde nur indirekt möglich (ERBAS, 2001). Deshalb werden auch Versuche an gesägten Oberflächen durchgeführt, bei denen eine sogenannte Nadelsonde in die Oberfläche eines Plexiglas-Blocks eingelassen wird und auf den zu prüfenden Gesteinskörper gefügt wird (Halbraumanordnung). Die Linienquelle liegt somit an der Grenze zweier Halbräume (vgl. Abb. 3.4, links). Aufgrund der sehr geringen Wärmeleitfähigkeit von Plexiglas ($\lambda = 0,16 \text{ W/mK}$) wird dabei fast die gesamte eingebrachte Wärme durch den Probenkörper (unterer Halbraum) aufgenommen. Für die Auswertung nach (3.46) verdoppelt sich die anzusetzende Heizleistung (LOTZ, 2004).

Bei der instationären Optical Scanning-Methode (a. Thermoscanner) handelt es sich um ein berührungsloses Messverfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit und der Temperaturleitfähigkeit, das von POPOV et. al. 1983 vorgestellt wurde. Es basiert auf einer sich entlang des Probenkörpers bewegendes punktförmigen, fokussierenden Wärmequelle. Die Wärmeleitfähigkeit wird indirekt über den Temperaturanstieg der Probe im Vergleich zu jenem einer Referenzprobe mit bekannter Wärmeleitfähigkeit bestimmt. Das Verfahren besitzt den Vorteil, eine große Anzahl von Proben in kurzer Zeit messen zu können, bei gleichzeitig geringem Aufwand an Probenvorbereitung. Die Apparatur wurde für die gegenständlichen Untersuchungen eingesetzt und wird in Abschnitt 4.3 näher erläutert.

Laboruntersuchungen zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität

Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität des Bodens bzw. Gesteins wird in der Regel nach dem kalorimetrischen Prinzip durchgeführt. Dabei wird die Bodenprobe der Masse m_B mit Wasser der Masse m_W und der spezifischen Wärmekapazität C_W gemischt. Boden und Wasser haben dabei eine unterschiedliche Ausgangstemperatur (T_B bzw. T_W). Wenn die Temperatur des Gemisches T_G einen stationären Zustand erreicht hat, kann diese zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität des Bodens C_B gemäß (3.47) herangezogen werden (KATZENBACH et. al., 2006).

$$C_B \cdot T_B \cdot m_B + C_W \cdot T_W \cdot m_W = [C_B \cdot m_B + C_W \cdot m_W] \cdot T_G \quad (3.47)$$

3.2 Modelltechnische Randbedingungen

3.2.1 Atmosphäre

Die Lufttemperatur wird durch den Strahlungshaushalt der Erde beeinflusst. Dieser wiederum wird über die einfallende Sonnenstrahlung und die von der Erde wieder in

den Weltraum hinausgehende Strahlung bilanziert. Global betrachtet gehen etwa 30 % der eingestrahlteten Sonnenenergie wieder aus dem System Erde – Atmosphäre hinaus. Diese Größe wird als planetarische Albedo bezeichnet und subsumiert die Reflexion der Sonneneinstrahlung an Wolken, in der Atmosphäre und an der Erdoberfläche. Von den durch das System aufgenommenen ca. 70 % Sonnenenergie verbleiben etwa 27 % in der Atmosphäre und 43 % erreichen die Erdoberfläche (globale Mittelwerte), wo sie für den Wärmeumsatz zur Verfügung stehen (WEISCHET, 1983).

Die aus der Sonneneinstrahlung resultierende Temperatur an der Erdoberfläche beträgt im Jahresmittel in Deutschland ca. 8°C bis 9°C. Die Abb. 3.5 zeigt deren Entwicklung über die letzten 130 Jahre für das Gebiet Baden-Württembergs (BW) und von ganz Deutschland (D). In diesem Zeitraum beträgt das Gesamtmittel 8,1°C (BW) bzw. 8,3°C (D). Im Vergleich dazu liegt das Jahresmittel für das vergangene Jahrzehnt bei 9,0°C (BW) bzw. 9,2°C (D) und markiert damit einen ansteigenden Trend der Lufttemperatur.

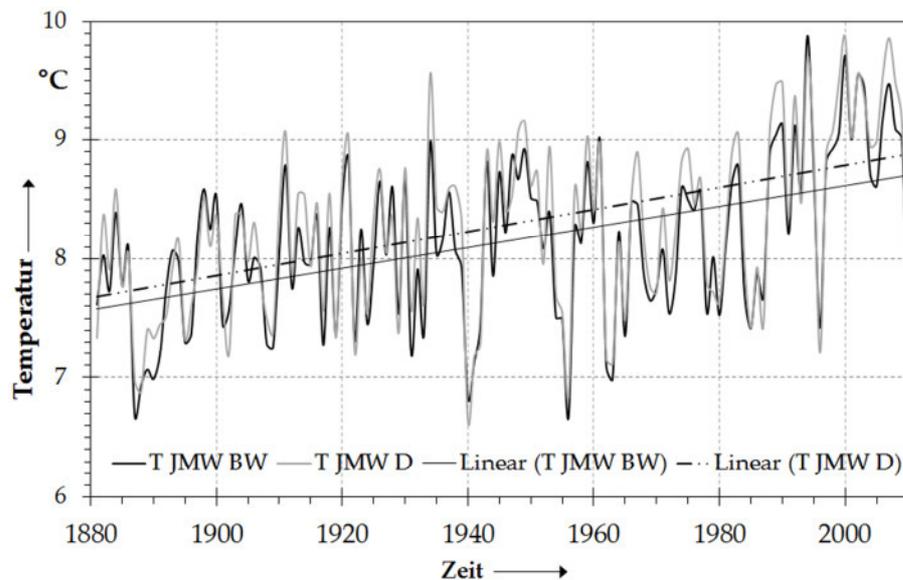


Abb. 3.5: Entwicklung der Jahresmitteltemperatur in Deutschland und Baden-Württemberg von 1881 bis 2011 (DWD, 2012).

Der von der Sonne freigesetzte Energiestrom setzt sich aus Materiestrahlung und elektromagnetischer Strahlung zusammen. Während die aus Elektronen und Protonen bestehende Materiestrahlung infolge des terrestrischen Magnetfelds die Erdoberfläche weitgehend nicht erreicht, wird die Erde von der elektromagnetischen Strahlung erfasst (KALTSCHMITT et. al., 1999). Die flächenspezifische Strahlungsleistung wird als Solarkonstante bezeichnet und beträgt am oberen Rand der Erdatmosphäre im Mittel $\dot{E}_0 = 1.367 \text{ W/m}^2$. Sie ist die Wärmestromdichte der Sonnenstrahlung auf einer Kugeloberfläche. Die von der Sonne auf die Erde eingestrahelte Leistung $\dot{Q}_{\text{zu, Erde}}$ beträgt

nach MARTIN (2006, VDI-WÄRMEATLAS) mit dem mittleren Erdradius $r_e = 6.370 \text{ km}$ und der Solarkonstanten \dot{E}_0 gem. (3.48):

$$\dot{Q}_{\text{zu, Erde}} = \dot{E}_0 \pi r_E^2 = 1,7 \cdot 10^{17} \text{ W} \quad (3.48)$$

Die insgesamt von der Sonne in den Raum abgestrahlte Leistung $\dot{Q}_{\text{ab, Sonne}}$ beträgt unter Ansatz des mittleren Erdbahnradius $r_B = 149,6 \cdot 10^6 \text{ km}$ um den Sonnenmittelpunkt

$$\dot{Q}_{\text{ab, Sonne}} = \dot{E}_0 \pi r_B^2 = 3,8 \cdot 10^{26} \text{ W}. \quad (3.49)$$

Damit ist die von der Sonne insgesamt in den Raum abgestrahlte Leistung etwa zwei Milliarden Mal größer als der auf die Erde eingestrahlte Teil (MARTIN, 2006).

3.2.2 Untergrund

Die Erdwärme wird aus zwei Hauptquellen gespeist. Aus der Solarstrahlung und aus dem geothermischen Tiefenstrom (auch geogener Wärmefluss). Unabhängig von ihrer Herkunft werden beide im weiteren Verlauf unter dem Begriff Erdwärme zusammengefasst.

Geothermischer Tiefenstrom

Der Energiestrom, der aus dem Erdinnern an die Erdoberfläche strömt resultiert nach KALTSCHMITT et. al. (1999) aus drei Quellen. Dabei handelt es sich um

- Gravitationsenergie
- Ursprungswärme
- Zerfall radioaktiver Isotope

Die Gravitationsenergie ist die im Erdinneren gespeicherte Restenergie, die im Zuge der Erdentstehung freigesetzt wurde. Die in der Erde verbliebene Energie wird auf $15 \cdot 10^{30} \text{ J}$ bis $35 \cdot 10^{30} \text{ J}$ geschätzt. Die Ursprungswärme rührt ggf. noch aus der Zeit vor der Erdentstehung her. In den unterschiedlichen Sphären des Untergrunds, insbesondere jedoch in der kontinentalen Erdkruste sind radioaktive Elemente, wie Uran (U^{238} , U^{235}), Thorium (Th^{232}) oder Kalium (K^{40}) vorhanden. Der über lange Zeiträume erfolgende Zerfall der radioaktiven Isotope produziert permanent Wärme, die auf rund $7 \cdot 10^{30} \text{ J}$ seit der Erdentstehung hochgerechnet wird. Die potentiell noch bereitstellbare Wärme resultiert aus noch vorhandenen radioaktiven Isotopen und wird auf etwa $12 \cdot 10^{30} \text{ J}$ geschätzt. Nach KALTSCHMITT et. al. (1999) ergibt die Addition aus Ursprungswärme, radioaktiv freigesetzter und noch freisetzbarer radiogener Wärme gegenwärtig zwischen $12 \cdot 10^{30} \text{ J}$ und $24 \cdot 10^{30} \text{ J}$. Daraus wird bei durchschnittlicher Wärmeleitfähigkeit eine mittlere geothermische Wärmestromdichte (terrestrische

Wärmestromdichte) von 65 mW/m^2 hergeleitet. In BANKS (2008) werden 40 mW/m^2 bis 100 mW/m^2 angegeben. SCHLOZ (2004) nennt eine Bandbreite von 40 mW/m^2 bis 90 mW/m^2 , für Baden-Württemberg im Mittel 70 mW/m^2 . Etwa 70 % des Erdwärmestroms werden auf radioaktiven Zerfall zurückgeführt (SCHLOZ, 2004).

Geothermischer Gradient

Der geothermische Gradient ϑ drückt die Zunahme der Temperatur mit der Tiefe aus. Er beträgt im Mittel $3,3 \text{ K} / 100 \text{ m}$. In Abhängigkeit der geologisch-tektonischen Rahmenbedingungen kann ϑ stark abweichen und Anomalien aufzeigen. Neben tektonischen Ursachen können Wärmeanomalien durch Unterschiede der Wärmeleitfähigkeit verschiedener Gesteinsarten hervorgerufen oder durch Gesteine im Untergrund, die infolge radioaktiven Zerfalls bestimmter Mineralbestandteile oder durch Oxidation von Sulfidmineralen (z.B. Pyrit (FeS_2)) selbst eine Wärmequelle darstellen. In Baden-Württemberg liegt der Mittelwert für ϑ in einer Tiefe von 500 m mit $4,54 \text{ K}/100 \text{ m}$ über dem oben genannten Durchschnittswert. Im Raum Stuttgart wurden in 17 Messstellen Werte für ϑ ermittelt, die zwischen $4,1 \text{ K}/100 \text{ m}$ und $32,01 \text{ K}/100 \text{ m}$ liegen.

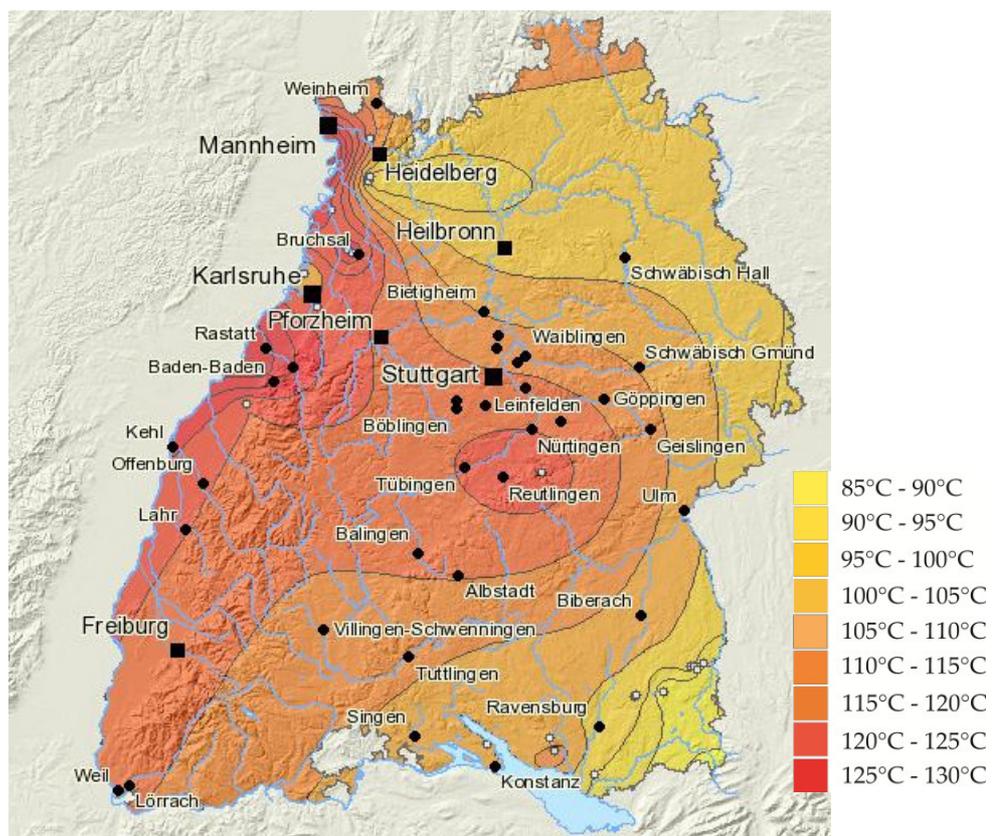


Abb. 3.6: Untergrundtemperatur in Baden-Württemberg in 2.500 m Tiefe (LGRB, 2012)

Die höchsten Werte sind dabei auf eine lokale Wärmeanomalie zurückzuführen, die im Zusammenhang mit dem Aufstieg der Stuttgarter Heilquellen stehen (z.B. Leuzequelle oder Inselquelle) (LH STUTTGART, AMT FÜR UMWELTSCHUTZ (2006)). Einen Eindruck über die Untergrundtemperatur in Baden-Württemberg in größerer Tiefe (2.500 m) vermittelt Abb. 3.6.

Temperaturfeldentwicklung im Untergrund

Die Einstrahlung der Sonne auf die Erdoberfläche ist etwa um den Faktor 20.000 größer als der terrestrische Wärmestrom. Die Temperatur auf der Erdoberfläche und in den obersten Metern des Untergrunds wird daher vom Wärmeeintrag der Sonneneinstrahlung dominiert (KALTSCHMITT et. al., 1999). Das durch anthropogene Einwirkung ungestörte Temperaturfeld im Untergrund wird sowohl durch den geothermischen Tiefenstrom \dot{Q}_{geo} als auch durch Komponenten des beträchtlich größeren solaren Wärmestroms \dot{Q}_{solar} beeinflusst. Die an der Geländeoberfläche herrschenden Temperaturen $\vartheta_{\text{OF}}(t)$ spiegeln sich in Abhängigkeit der thermischen Gebirgseigenschaften in abgedämpfter Form und phasenverschoben im Untergrund wieder. Die Untergrundtemperatur ist daher im Sommer kühler und im Winter wärmer als die Lufttemperatur (BANKS, 2008). Der Einfluss der Lufttemperatur macht sich mit stark abnehmender Tendenz bis in Tiefen von etwa 100 m bemerkbar. Doch bereits ab Tiefenbereichen von 10 m bis 20 m werden kaum noch Einflüsse der Oberflächentemperatur verzeichnet. Schwankt der Jahresgang der Temperatur $\Delta\vartheta$ im Untergrund um nicht mehr als 0,1 K, so ist die neutrale Zone erreicht (DIN 4049-1 (1992)). Die dort herrschende Temperatur entspricht der Größenordnung der Jahresmitteltemperatur der Luft. Die Tiefenlage der neutralen Zone kann in Abhängigkeit der thermischen Eigenschaften der Gesteine und von Grundwasserströmung in Tiefen von 15 m bis ca. 40 m liegen (KALTSCHMITT et.al., 1999). Unterhalb der neutralen Zone erfolgt die Zunahme der Temperatur in Abhängigkeit des geothermischen Gradienten grad ϑ (vgl. Abb. 3.7).

Temperaturfeld im Umfeld eines geothermisch genutzten Tunnels

Das Temperaturfeld in der Tunnelumgebung lässt sich nach SCHNEIDER et. al. (2011) grundsätzlich in drei Stadien unterteilen. Der ungestörte Zustand vor Herstellung des Tunnels, der nur durch den geothermischen Tiefenstrom \dot{Q}_{geo} und die Sonneneinstrahlung \dot{Q}_{solar} beeinflusst wird, wird als primäres Temperaturfeld (TF₁) bezeichnet. Werden der Tunnel bzw. andere tiefreichende Bauwerke oder Gründungen hergestellt, so wird das primäre Temperaturfeld dadurch thermisch beeinflusst, z.B. durch Hydratationswärme beim Abbinden des Betons, infolge Durchströmung des Bauwerks mit Außenluft sowie durch die betriebliche Nutzung. Dieser neue Zustand wird als sekundäres Temperaturfeld (TF₂) bezeichnet. TF₁ und TF₂ sind in idealisierter Form in Abb. 3.7 dargestellt. Der Effekt der Störung der natürlichen Temperaturfelder in innerstädtischen Bereichen infolge anthropogener Einwirkung wird in der Literatur auch als „urban heat island effect“ beschrieben (z.B. ALLEN et. al., 2003).

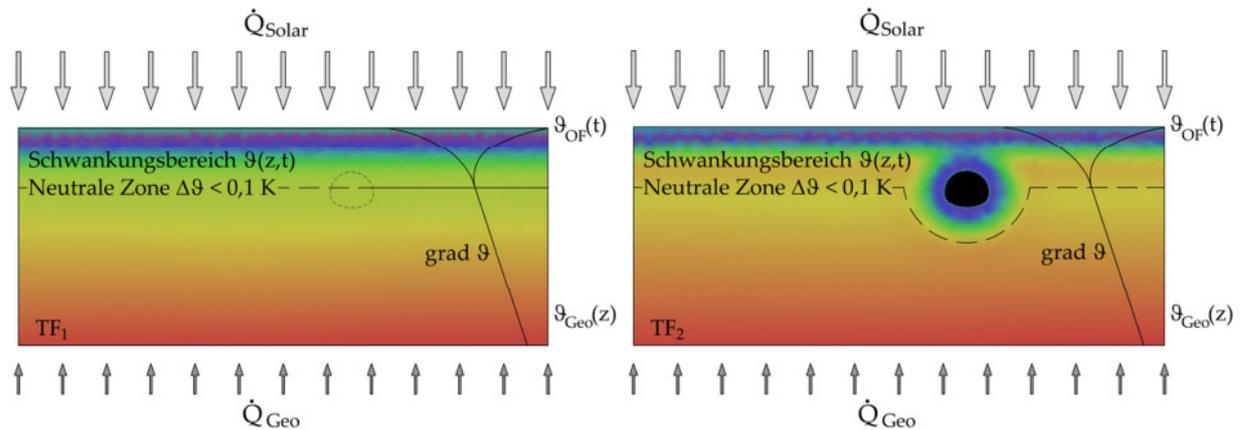


Abb. 3.7: Idealisierte Darstellung des primären (links) und sekundären Temperaturfelds (rechts) im Umfeld eines geplanten bzw. hergestellten Tunnels.

Das tertiäre Temperaturfeld (TF_3) entsteht durch die thermische Einwirkung des tunnelgeothermischen Betriebs auf das sekundäre Temperaturfeld.

Der geothermische Gradient wirkt sich bei innerstädtischen, meist seicht liegenden Tunneln nur geringfügig aus, da diese häufig im Bereich über oder im Übergangsbereich zur neutralen Zone liegen.

3.2.3 Tunnelbauwerk

Die Tunnelluft ist eine wichtige Randbedingung für die Berechnung tunnelgeothermischer Aufgabenstellungen, wie die Ausführungen in den weiteren Kapiteln zeigen werden. In der Literatur allerdings finden sich nur wenige Angaben, geschweige denn Datenreihen.

Grundsätzlich ist zwischen dem Temperaturfeld in Einzelröhren, wie z.B. Straßentunneln, Bahntunneln einerseits und verzweigten Tunnelröhrensystemen wie bei U-Bahn-Netzen andererseits zu unterscheiden. Obgleich es sich beim Fasanenhofunnel um einen U-Bahntunnel handelt, ist er den Einzelröhren zuzurechnen, da er nicht unterirdisch an das Tunnelsystem der Stadtbahn gekoppelt ist und sich beidseits der Portale oberirdische Strecken an den Tunnel anschließen. Beim unterirdischen Schienennetz einer U-Bahn handelt es sich um ein komplexes System, das mehrere vertikale und horizontale Querverbindungen besitzt. Daraus resultieren gegenüber dem Einzeltunnel zahlreiche Variationsmöglichkeiten für die Strömungsrichtungen (PFLITSCH et al., 2001).

U-Bahn-Systeme

Die Temperatur- und insbesondere Strömungsbedingungen in U-Bahn-Systemen wurden im Zuge des Projekts „NADiS“ am Beispiel New Yorks und Dortmunds vor dem Hintergrund der Frage der Tunnelsicherheit im Brandfall und der damit verbun-

denen Rauchgasausbreitung untersucht (PFLITSCH et. al., 2001). Demnach gibt es in U-Bahnsystemen eine als Hintergrundströmung wirkende, vom Zugverkehr unabhängige Luftströmung, die durch diesen jedoch mit beeinflusst wird. Das Strömungssystem ist metastabil und in hohem Maße von der Außenwitterung abhängig. Die im Außenbereich vorherrschenden Windverhältnisse wirken sich bei U-Bahn-Systemen nur im Bereich der Portale aus und haben ansonsten nur einen geringen Einfluss auf das gesamte Strömungssystem. Dagegen wurden Temperaturunterschiede zwischen Tunnelluft und Außenluft als Haupteinflussfaktor auf die Luftströmung festgestellt. Es bestehen tägliche und saisonale Schwankungen der Tunnellufttemperatur. Während sich in den Wintermonaten die Temperaturunterschiede zwischen Tunnelluft und Außenluft verstärken können, korrespondieren sie in den Sommermonaten. Stellen sich große Temperaturunterschiede zwischen Außenluft und Tunnelluft ein, z.B. infolge eines massiven Temperatursturzes, wie etwa in New York gemessen, kann es infolge dichtegesteuerter Änderung des Temperaturgradienten zu einer Strömungsumkehr kommen. Die Messreihen haben weiterhin ergeben, dass die Strömungsgeschwindigkeit sehr hoch ist, wenn der Temperaturunterschied zwischen der Außen- und der Tunnelluft sehr ausgeprägt ist. Im Zuge der Messungen in Dortmund wurden im Zeitraum Herbst/Winter 2000/2001 Temperaturunterschiede zwischen Außen- und Tunnelluft Ende September zwischen 2 K und 7 K und im Januar bis zu 20 K festgestellt. In den Wintermonaten betrug die Temperatur der Tunnelluft zwischen 10°C und 17°C, während sie im Herbst max. 25°C betrug.

Über eine bedeutend höhere Temperatur im Zusammenhang mit U-Bahn-Systemen wird über die U-Bahn in London berichtet, wo die Notwendigkeit der Kühlung der Tunnelröhren besteht. Die Wärme wird durch die Zugmotoren, elektrische Beleuchtung, die Körperwärme der Passagiere und insbesondere durch Bremswirkung hervorgerufen. Eine zusätzliche Wärmequelle stellen Klimaanlage in den Zügen da. Das Tunnelsystem in London erreicht im Sommer regelmäßig 30°. In den Zügen wurde bis max. 41°C gemessen (THOMPSON et. al., 2006).

Einzelröhren

Nach SCHLOSSER et. al. (2007) hängt die Lufttemperatur im Tunnel von mehreren Parametern ab. Dies sind u.a. die Außenlufttemperatur, die Länge des Tunnels, die Wand- bzw. Untergrundtemperatur, die wiederum vom geologischen Aufbau und den Überdeckungsverhältnissen geprägt ist, die inneren Wärmequellen und die Entfernung zum Tunnelportal. Der Einfluss der Außenlufttemperatur nimmt bei langen Tunneln immer weiter ab, je größer der Abstand zum Tunnelportal ist. Kurze Tunnel werden überwiegend durch die Außenluft beeinflusst. Die stark instationären Strömungsverhältnisse in Tunneln aufgrund der Betriebsform (Pkw, Zug) erschweren eine Berechnung der Tunnellufttemperatur an einem bestimmten Ort im Tunnel erheblich. In SCHLOSSER et. al., (2007) werden Temperaturmessungen für zwei Bahntunnel gezeigt.

Tab. 3.4: Temperaturmesswerte für den Kriegbergtunnel (Länge ca. 3 km) und für den Mündener Tunnel (Länge ca. 10,5 km) (SCHLOSSER et. al., 2007).

Entfernung vom Portal	Kriegbergtunnel		Mündener Tunnel			
	Max.	Min.	Nord		Süd	
	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.
0 m	28,7°C	-9,6°C	29,8°C	-11,7°C	31,4°C	-13,4°C
200 m	24,7°C	-5,2°C	25,4°C	-6,0°C	25,4°C	-7,5°C
500 m	22,1°C	-3,2°C	23,4°C	-2,2°C	23,4°C	-4,5°C
1.000 m	20,5°C	-0,2°C	21,8°C	0,8°C	20,4°C	-0,4°C
2.000 m	-	-	-	-	19,5°C	3,6°C

Die Temperatur für die im Bereich der ICE-Neubaustrecke Würzburg – Hannover gelegenen Bauwerke Kriegbergtunnel und Mündener Tunnel ist in Tab. 3.4 wiedergegeben. Die Tunnel sind zweigleisig und werden im Begegnungsverkehr befahren. Die Messwerte wurden von 1999 bis 2002 in einer Höhe von ca. 2,2 m über Gleisniveau erhoben. Es liegen keine Datenreihen vor, sondern nur Extremwerte.

Eine Quelle für Datenerhebungen zum Temperaturverlauf in Straßentunnels stellen die im Rahmen der betriebstechnischen Ausstattung dieser Bauwerke routinemäßig eingebauten Messinstrumente dar. Neben Messungen der Sichttrübung oder des CO₂-Gehalts der Luft wird auch die Temperatur, entweder in Einzelmessstellen oder durch Lichtwellenleiter durchgängig, z.B. entlang der Firstlinie, gemessen. Beispielhaft sei hier der im Ortenaukreis gelegene Tunnel Hornberg genannt. Hier wurden dankenswerterweise Temperaturdaten über fünf Jahre von November 2006 bis August 2011 zur Verfügung gestellt, die ausgewertet wurden. Der Straßentunnel Hornberg wurde 2004 fertiggestellt. Das Bauwerk hat eine maximale Überlagerung von ca. 100 m. Die geologischen Verhältnisse sind durch den Hornberger Granit geprägt. Einen Überblick gibt Abb. 3.8. Die Abb. 3.9 enthält die Monatsmittel der Lufttemperatur, gemessen an den beiden Portalen und in drei Messstellen im Tunnel.

Aus den Daten ergibt sich, dass die Lufttemperatur in den Wintermonaten im Tunnel höher ist als die Außentemperatur. Die in Tunnelmitte gelegene Messstelle weist dabei die höchsten Werte auf. Die max. Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Außenluft und Tunnelluft beträgt zwischen 4,9 K und 6,4 K. Im Sommer ist die Lufttemperatur in der Tunnelmitte höher als außen. Dies ist in den Jahren 2007, 2008 und 2011 mit $\Delta\vartheta \approx 2$ K signifikant und in den Jahren 2009 und 2010 weniger ausgeprägt ($\Delta\vartheta \approx 0,5$ K). Auch in den Zwischenjahreszeiten ist die Temperatur im Tunnel höher als die Außentempera-

tur. Dies steht unter Umständen im Zusammenhang mit der Nutzung als Straßentunnel und der damit verbundenen Abwärme durch Verbrennungsmotoren.

Die Messwertcharakteristik der Tunnelluft im Tunnel Hornberg spiegelt eine bauwerksspezifische Situation wieder und kann nicht verallgemeinert werden. Weitere Erhebungen zum Temperaturverhalten in Tunnelbauwerken sollten daher unternommen werden.

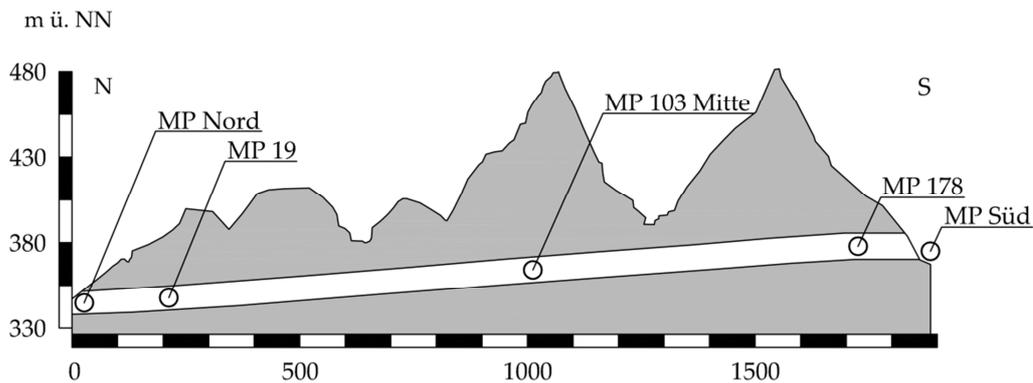


Abb. 3.8: Idealisierte Darstellung des rund 1.900 m langen Tunnels Hornberg, MP = Messpunkt, 103 = Blocknummer (ein Block = ein Betonierabschnitt der Länge 10 m).

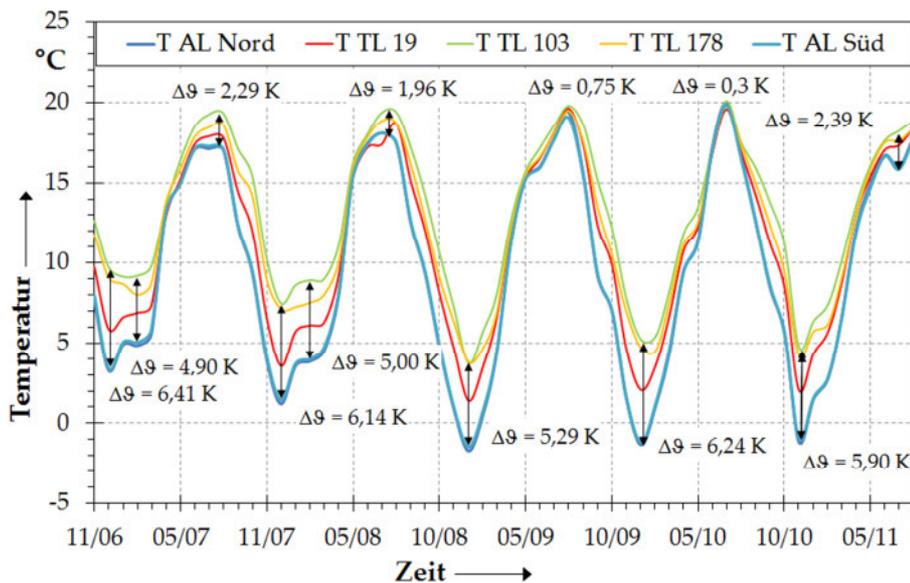


Abb. 3.9: Tunnel Hornberg - Monatsmittelwerte der Temperatur der Außenluft am Nordportal und Südportal (T AL Nord bzw. T AL Süd) sowie der Tunnelluft in den Blöcken 19, 103 und 178 (T TL).

Kapitel 4 Tunnelgeothermische Teststrecke

Stuttgart-Fasanenhof „GeoTU6“

Nachfolgend wird zunächst das Bauprojekt, in das die tunnelgeothermische Teststrecke integriert werden konnte, kurz umrissen. Danach erfolgt in Abschnitt 4.2 eine Beschreibung der Untergrundverhältnisse, die im Vorfeld der Baumaßnahme sowohl durch eine Erkundungskampagne als auch baubegleitend mit Hilfe von Kartierungen seitens des Verfassers erschlossen wurden. Eine intensive Beprobung während der Tunnelvortriebsarbeiten war die Grundlage für umfangreiche Laboruntersuchungen über die thermischen Eigenschaften der drei maßgeblich am Aufbau des Untergrunds beteiligten Gesteinstypen. Über die Laborversuchsergebnisse wird in Abschnitt 4.3 berichtet. Der konstruktive Aufbau der Testanlage, die aus der technischen Baugrundausrüstung und der technischen Gebäudeausrüstung besteht, wird im sich daran anschließenden Abschnitt 4.4 erläutert. Danach erfolgt die Beschreibung der messtechnischen Ausstattung der tunnelgeothermischen Anlage (Abschnitt 4.5). Den Abschluss bildet eine Beschreibung des im Betriebsraum der Haltestelle Europaplatz installierten geothermischen Versuchsstandes in Abschnitt 4.6.

4.1 Projektbeschreibung U6, Stadtbahnanschluss Fasanenhof

Die geothermische Teststrecke wurde im Zuge des 26. Streckenabschnitts der Stadtbahn Stuttgart im bergmännischen Tunnelabschnitt hergestellt. Das insgesamt rund 1,8 km lange Bauwerk auf der im Süden Stuttgarts gelegenen Filderebene weist neben dem gegenständlichen bergmännischen Tunnel auch in offener Bauweise erstellte Tunnelabschnitte, Rampenabschnitte sowie obertägige Streckenabschnitte auf.

Der bergmännische Tunnel unterquert zwei Gebäude sowie eine Bundesstraße und verbindet die Haltestellen Europaplatz und EnBW City der Linie U6 im Stadtteil Stuttgart-Fasanenhof. Baubeginn war im Frühjahr 2008. Der Stadtbahnverkehr wurde im Dezember 2010 aufgenommen. Die Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Teststrecke erfolgte im April 2011.

Bei dem zweigleisigen Bauwerk handelt es sich um einen seicht liegenden Tunnel mit einer Länge von rund 380 m. Die Tunnelgradienten haben eine Wannenform (vgl. Abb. 4.1 oben) und die maximale Überdeckung über Firste beträgt max. ca. 15 m. Der Tunnelquerschnitt hat ein Maulprofil mit einer lichten Höhe von 7,43 m und einer lichten

Breite von 9,20 m im Rohbauzustand. Die Ausbruchsquerschnittsfläche betrug rund 72 m². Das Regelprofil des Tunnels kann Abb. 4.6 entnommen werden.

4.2 Baugrundverhältnisse

Genereller Baugrundaufbau

Das im Zuge der Vorerkundung für das Bauvorhaben entwickelte Baugrundmodell im Projektraum (PSP, 2007) ist im geotechnischen Längsschnitt in Abb. 4.1 oben dargestellt. Es besteht aus vier ingenieurgeologischen Homogenbereichen. An der Oberfläche steht eine meist bindige Auffüllung unterschiedlicher Mächtigkeit an, die im Bereich eines Lärmschutzwalles eine Dicke von bis zu 7 m erreicht. Darunter lagern quartäre bindige Deckschichten, meist Verwitterungslehme oder Fließerden steifer bis halbfester Konsistenz, die im Baugrund über den Energieblöcken etwa 1,0 m bis 1,5 m dick sind. Im Liegenden befinden sich Halbfest- und Festgesteine des Unterjura (Schwarzjura), die zwei weiteren Homogenbereichen zugeordnet werden. Der obere der beiden Homogenbereiche wird als Wechsellagerung Hartgestein – Weichgestein bezeichnet und ist geprägt durch einen Wechsel von Kalk-, Kalkmergel-, Kalksand- und Sandsteinen teils sehr hoher Festigkeit mit entfestigten bis stark entfestigten schluffigen Ton- und Tonmergelsteinen. Markantes Element dieses Homogenbereiches ist das Schichtpaket des ca. 3,5 m mächtigen Hauptsandsteins, der als Hauptgrundwasserleiter der Region fungiert. Die Gesteine dieses Homogenbereichs werden stratigraphisch den Arietenkalken (si1) und dem Angulatensandstein zugeordnet (he2³). Unterhalb des Hauptsandsteinhorizonts stehen im Homogenbereich „Weichgesteine“ fast ausschließlich entfestigte bis stark entfestigte Ton- und Tonmergelsteine an, die stellenweise von geringmächtigen Kalksteinbänken unterbrochen werden. Eine dieser Bänke ist die bergwasserführende, bis zu 40 cm mächtige Oolithenbank. Die genannten Horizonte zählen stratigraphisch zum Angulatensandstein (he2) und zu den Pylonotenschichten (he1). Unter dem Tunnel wurden in der Erkundungsphase ferner Schichten des Rhäts (ko) und des Knollenmergels (km5) erbohrt (SCHNEIDER & VERMEER, 2010). Die Schichten des Knollenmergels wurden durch die Bohrungen nur in ihrem obersten Abschnitt aufgeschlossen. Sie setzen sich zur Tiefe hin über rund 30 m fort und bestehen gleichsam aus Tonmergelsteinen und Tonsteinen. (GEOLOGISCHE KARTE von Baden-Württemberg 1:50.000, STUTTGART und Umgebung, 1998).

Spezielle geologische Verhältnisse im Bereich der Energieblöcke

Die geologischen Daten wurden in den Bohrungen BK 15 und BK 17 erhoben (PSP, 2007) und durch die Erkenntnisse aus den täglich durchgeführten Ortsbrustkartierungen im Zuge des Vortriebs ergänzt (PSP, 2010). Die Vollbohrungen zur Herstellung

³ Die stratigraphischen Kurzbezeichnungen si und he bedeuten Sinemurium und Hettangium.

der Temperaturmesslanzen in den Energieblöcken bei 3.00, 9.00 und 12.00 Uhr lieferten weitere Hinweise über die geologischen Verhältnisse im Nahbereich des Tunnels.

Die Abb. 4.1 zeigt in der unteren Darstellung den sich aus den Untersuchungen ergebenden Aufbau der geologischen Schichten im Bereich der Energieblöcke. In die Bohrungen ist das Ortsbrustbild im Bereich der Energieblöcke integriert. Darüber hinaus ist die Homogenbereichseinteilung in der Zeichnung enthalten. Auf die Darstellung geotechnischer Details wird verzichtet, da diese für die Aufgabenstellung nicht relevant sind. Die geologische Situation im Bereich des Energieblocks 73 ist durch Hauptsandstein und mürben Tonstein dominiert, während im Energieblock 82 die mürben Tonsteine überwiegen. In beiden Fällen treten in geringem Umfang auch Kalksteinbänke im Ortsbrustbild auf. Die dunkelgrauen Ton- und Tonmergelsteine haben schluffige Beimengungen und sind aufgrund fortgeschrittener Verwitterung (entfestigt (W3⁴) bis zersetzt (W5)) nicht mehr gesteinsfest. Das Material hat Bankungsfugenabstände von ca. 1 cm bis 5 cm und ist wenig geklüftet. Zwischengeschaltet finden sich dünne Kalksteinbänkchen (ca. 1 cm). Das Schichtpaket des Hauptsandsteins besteht nicht durchgängig aus Sandsteinen, sondern wird von entfestigten Tonsteinlagen unterbrochen. Die Korngröße der Gesteine schwankt zwischen Grobschluff und Feinsand. Der Hauptsandstein ist oberflächennah wenig entfestigt bis entfestigt (W2 bis W3). Mit zunehmender Überdeckung verschiebt sich der Verwitterungsgrad zu angewittert bis wenig entfestigt (W1-W2). Der Sandstein bis Kalksandstein, teilweise auch als Kalkstein ausgebildet, ist grau und besitzt in Abhängigkeit der Verwitterung rötliche und rotbraune Verfärbungen. Das Gestein hat eine sehr hohe Gesteinsfestigkeit und ist teils kalkig, teils silikatisch gebunden. Der Quarzgehalt schwankt zwischen 20% und 95%. Darüber hinaus existieren viele Eisenhydroxid-Verwitterungsbildungen. Die Bankungsfugenabstände sind meist dünn-mittelbankig (2 cm bis 60 cm). (PSP, 2007)). Die ± horizontal lagernden Sandsteine sind bankrecht geklüftet.

Hydrogeologische Verhältnisse

Das Stadtgebiet von Stuttgart lässt sich nach UFFRECHT (2003) in sechs hydrogeologische Einheiten unterteilen. Die Festgesteinsfolge vom Unterjura bis zum Unterkeuper gehört zu den schichtig gegliederten Kluftgrundwasserleitern (LH Stuttgart, 2005). Der Untergrund im Projektierungsgebiet repräsentiert die hydrogeologische Einheit III. Dabei erfolgt die Grundwasserführung in den oben beschriebenen Hartgesteinen wie Kalkstein und Sandstein sowie untergeordnet in aufgewitterten Tonsteinen, die in der Regel jedoch Grundwasserhemmer oder –geringleiter darstellen. Unter den Hartgesteinen ist der Hauptsandstein (HAS) als Hauptgrundwasserleiter einzustufen. Die über dem Hauptsandstein lagernde Kupferfelsbank (Kalkstein) kann ebenfalls wasserführend sein.

⁴ Verwitterungsgrade W0 bis W5 nach RUPP, WALLRAUCH und FMFA

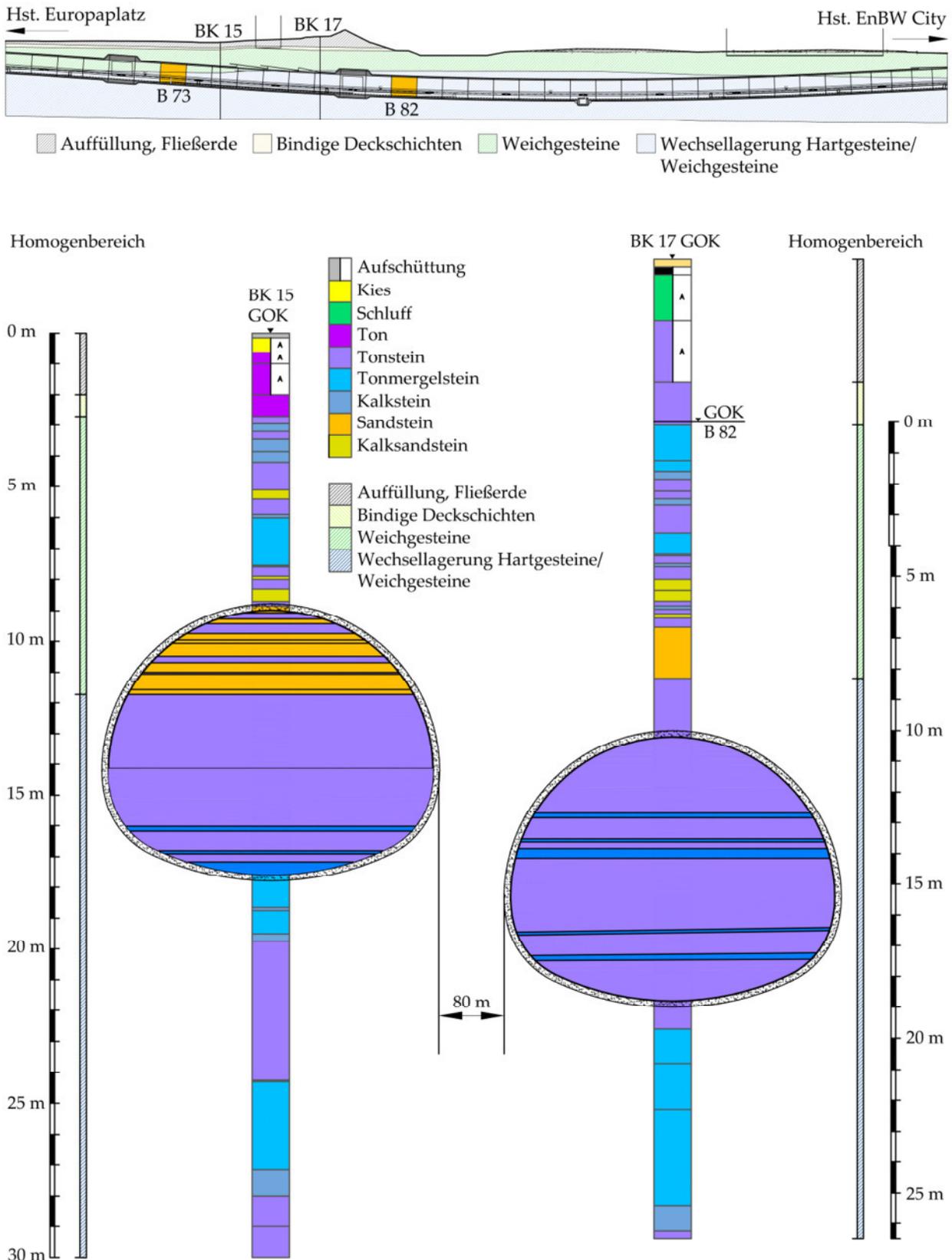


Abb. 4.1: Oben: Geotechnischer Längsschnitt. Unten: Geologisches Umfeld im Bereich der Energieblöcke 73 und 82 mit Ortsbrustaufnahmen.

Die aus Kalkstein bestehende ca. 0,4 m mächtige Oolithenbank im Liegenden des Hauptsandsteins führt Grundwasser, das mit einer Druckhöhe von ca. 2m leicht gespannt ist (PSP, 2007).

Die großräumige ungestörte Grundwasserfließrichtung schwenkt aus nordöstlicher Richtung im Projektgebiet in östliche Richtung um (PSP, 2007). Damit hat das Grundwasser im Bereich der Energieblöcke eine spitzwinklige Anstromrichtung zur Tunnelachse, die möglicherweise aufgrund der vortriebsbedingten Auflockerung partiell in Hohlraumnähe auch eine parallele Komponente erhalten hat. Es ist davon auszugehen, dass infolge der Auflockerung auch die hydraulische Durchlässigkeit des Untergrundes im Nahbereich des Tunnels zugenommen hat. Darauf wird im Abschnitt 6.2.1 näher eingegangen. Beobachtungen im Zuge der Vorerkundung (PSP, 2007) deuten darauf hin, dass die hydraulische Verbindung im Hauptsandstein diskontinuierlich ausgebildet ist und dass der Wasserandrang an einzelne wasserwegige Trennflächen gebunden ist. Es ist ferner davon auszugehen, dass sich die Grundwasserfließrichtung infolge von bindigen Zwischenlagen oder Kleinstörungen kleinräumig ändern kann.

Aus den im Zuge der Vorerkundung gewonnenen Daten aus hydraulischen Bohrlochtests (WD-Versuche, Kurzzeitpumpversuche im Einzelbohrloch) wurden Mittelwerte für k_f für die Tonsteine in Wechsellagerung mit Kalksteinen und für den Hauptsandstein gebildet. Die Werte sind in Tab. 5.4 in Abschnitt 6.2.1 festgehalten. Nach DIN 18300 ist der Hauptsandstein durchlässig, während die Tonsteine in Wechsellagerung mit den Kalksteinen als schwach durchlässig eingestuft werden können. Die Grundwasserneubildung in Gebieten der hydrogeologischen Einheit III wird in (LH Stuttgart, 2005) grob mit 1 l/s km² bis 3 l/s km² angegeben und das Grundwasserdargebot als gering bewertet, was letztlich durch die Messung des Wasserandrangs während des Vortriebs bestätigt wurde (PSP, 2010). Dieser betrug im Mittel ca. 0,8 l/s und zeigte sich im Vortrieb mit wenigen Ausnahmen als Tropfwasser.

4.3 Geothermischen Eigenschaften des Untergrundes

Im Zuge der Vortriebsarbeiten wurden in kontinuierlichen Abständen insgesamt rund 400 Einzelproben an der Ortsbrust entnommen und im Anschluss geothermischen, bodenmechanischen und untergeordnet mineralogischen Laboruntersuchungen unterzogen.

Folgende wesentliche Parameter wurden experimentell bestimmt:

- Wärmeleitfähigkeit λ in W/mK, senkrecht und parallel zur Schichtung
- Temperaturleitfähigkeit κ in m²/s, senkrecht und parallel zur Schichtung
- Wassergehalt w in % nach DIN 18121-LO an sämtlichen Proben
- Dichte ρ in g/cm³ nach DIN 18125-1-LT

Über die Laboruntersuchungen hinaus wurde im Bereich der Tongesteine ein in Situ-Versuch zur Bestimmung der Gebirgswärmeleitfähigkeit im Tunnel durchgeführt.

Probenbehandlung

Die im Tunnel entnommenen Gesteinsbruchstücke wurden mit natürlichem Wassergehalt in Probenbeutel, anschließend in verschließbaren Eimern luftdicht verpackt und später in einem Probenraum mit relativ konstanten klimatischen Bedingungen zwischengelagert. Pro Ortsbrustaufnahme wurden ca. 10 kg bis 15 kg Probenmaterial, aufgeteilt auf zwei bis fünf Probenstücke entnommen. Die Proben wurden in einem klimatisierten, zum Zeitpunkt der Messungen zugfreien Labor mit konstanten Temperaturbedingungen ($\vartheta = 20^{\circ}\text{C}$) untersucht.

Die Ergebnisse der Dichtebestimmung können Tab. 4.1 entnommen werden.

Tab. 4.1: Wertebereich für die Dichte ρ der untersuchten Gesteine und Angabe des Mittelwertes in Klammern (ZARETZKI, 2009). n = Probenanzahl.

Gestein	ρ in g/cm^3
Ton-/Tonmergelstein, n = 12	2,3 – 2,5 (2,4)
Sandstein, n = 8	2,4 – 2,6 (2,5)
Kalkstein, n = 7	2,6 – 2,7 (2,7)

Methode zur Messung der thermischen Gesteinseigenschaften

Die thermischen Gesteinskennwerte λ und κ wurden mit Hilfe eines Optischen Scanners (a. Thermoscanner) nach POPOV et. al. (1985) ermittelt. Das Messgerät, das in Abb. 4.2 abgebildet ist, hat gegenüber anderen, in Abschnitt 3.1.7 vorgestellten Methoden den Vorteil aufgrund der relativen Unabhängigkeit von Probengröße und -form und des damit verbundenen geringen Aufwands bei der Probenvorbehandlung, innerhalb kurzer Zeit relativ viele Proben messen zu können. Daneben spielte die Verfügbarkeit des Gerätes bei der Auswahl des Messverfahrens eine Rolle. Die Laboruntersuchungen wurden im Zuge einer Diplomarbeit im Verlauf des Forschungsprojekts GeoTU6 durchgeführt (ZARETZKI, 2009).

Das kontaktlose instationäre Verfahren basiert nach POPOV et. al. (1999) auf dem Bestrahlen eines Probenkörpers entlang seiner Achse mit einer fokussierenden, sich mit der Geschwindigkeit v bewegendem und kontinuierlich arbeitenden Wärmequelle W (Laser) in Kombination mit Infrarotwärmesensoren. Dabei erfolgt die Temperaturmessung der Probenkörper bevor die Wärmequelle auf die Standardproben und die Gesteinsprobe(n) einwirkt (kalter Sensor) und danach (heißer Sensor).

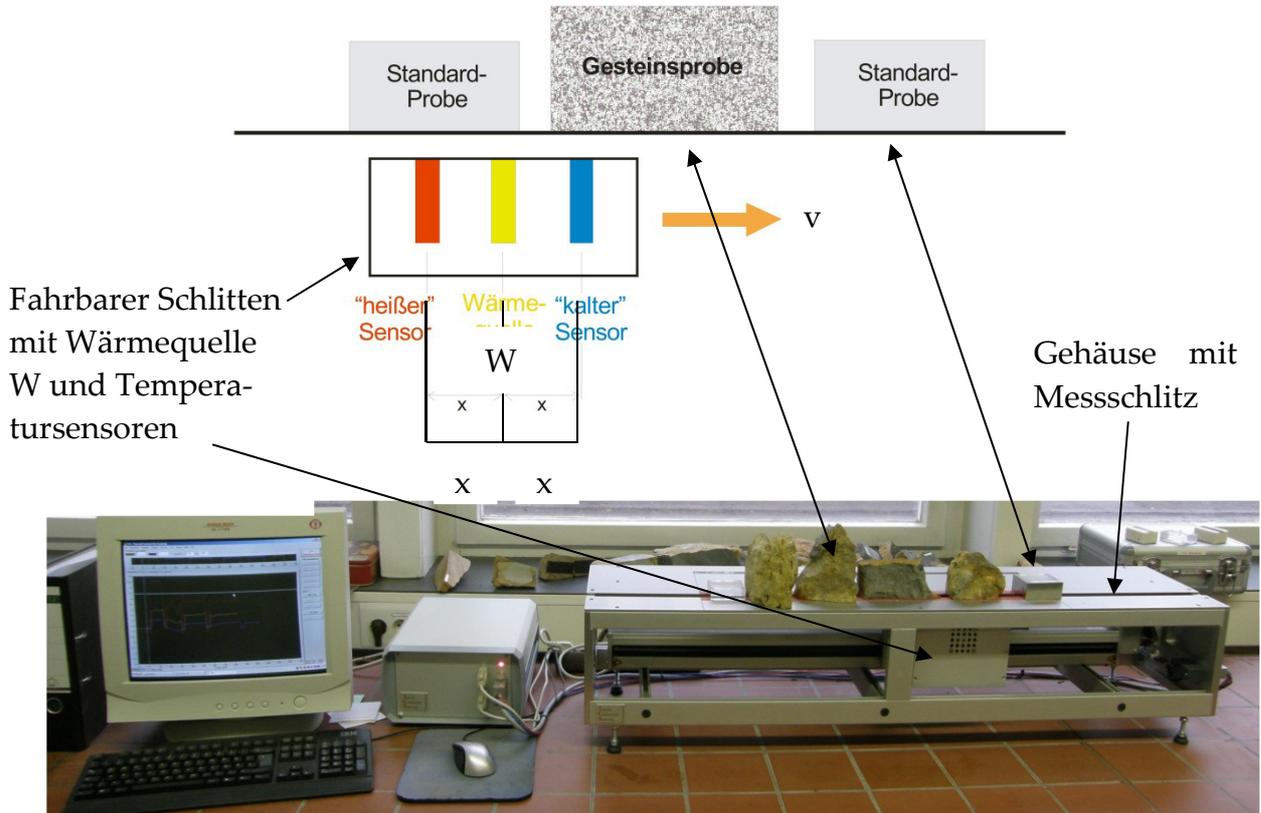


Abb. 4.2: Oben: Prinzipskizze des optischen Scanners (aus ZARETZKI, 2009). Unten: Messapparatur mit vier Gesteinsproben und zwei Referenzproben (Standard).

Die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit erfolgt anhand des rechnerischen Vergleichs der gemessenen Temperatur am Probekörper mit der Temperatur, die an einer Standardprobe (Referenzprobe) bekannter Wärmeleitfähigkeit festgestellt wurde.

Bei dem eingesetzten optischen Scanner handelte es sich um eine vom Hersteller modifizierte Variante, bei der der „heiße“ Sensor (vgl. Abb. 4.2 oben) durch Zwei-Kanal-Temperatursensoren ersetzt wurde. Dadurch ist das Messgerät in der Lage, auch die Temperaturleitfähigkeit κ messen zu können. In Abb. 4.2 ist eine Prinzipskizze des Thermoscanners abgebildet, darunter eine Abbildung, die die Messapparatur beim Messvorgang mehrerer Gesteinsproben gleichzeitig zeigt.

Nach POPOV et. al. (1999) ergibt sich der maximale Temperaturanstieg θ in K, der sich durch die Messung vor und nach Aufheizung der Probe durch den Laser ergibt, durch Beziehung (4.1).

$$\theta = \frac{Q}{2 \pi x \lambda} \tag{4.1}$$

In der Formel sind Q die Heizleistung der Wärmequelle in W, x der Abstand in m zwischen der Wärmequelle und den Temperatursensoren (vgl. Abb. 4.2) und λ die Wärmeleitfähigkeit der Probe(n), gegeben in W/mK.

$$\lambda = \lambda_R \cdot \left(\frac{\theta_R}{\theta} \right) \quad (4.2)$$

Die Wärmeleitfähigkeit λ der Probe kann aus der Wärmeleitfähigkeit λ_R der Referenzprobe (Standardprobe) und dem Verhältnis von θ zu θ_R bestimmt werden. θ ist die Temperaturdifferenz der Probe in K vor und nach der Aufheizung der Probe und θ_R die Temperaturdifferenz der Referenzproben vor und nach dem Aufheizvorgang (4.2). Analog wird bei der Bestimmung von κ vorgegangen.

Messergebnisse Wärmeleitfähigkeit λ

Die Untersuchungen wurden an 259 Tonmergelsteinen, 97 Sandsteinen und 42 Kalksteinen vorgenommen. Dabei wurden die Messungen sowohl senkrecht (per) als auch parallel (par) zur Schichtung durchgeführt, um mögliche Anisotropieeffekte zu untersuchen. Sämtliche Proben wurden bei natürlichem Wassergehalt gemessen. Eine Auswahl von Proben (ca. 20 %) wurde einer Ofentrocknung unterzogen und im Anschluss nochmals gemessen, um den Einfluss des Wassergehalts auf die thermischen Eigenschaften der Gesteine zu überprüfen. Die Messergebnisse für die Proben mit natürlichem Wassergehalt sind in Abb. 4.3 für die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Schichtung über die Tunnellänge aufgetragen während in Tab. 4.2 die Wertebereiche und die Mittelwerte zusammengestellt sind.

Die am bergfeuchten Tonmergelstein ermittelten Werte für λ liegen in Abhängigkeit der Richtung des Wärmeflusses zwischen $\lambda_{\text{per}} = 2,03$ W/mK und $\lambda_{\text{par}} = 2,47$ W/mK, im getrockneten Zustand mit $\lambda_{\text{per}} = 1,50$ W/mK bis $\lambda_{\text{par}} = 1,88$ W/mK um ca. 25 % bis 30% deutlich niedriger. Die Wärmeleitfähigkeiten der bergfeuchten und massig ausgebildeten Kalksteine liegen im Mittel bei $\lambda = 2,75$ W/mK, im getrockneten Zustand sind sie mit $\lambda = 2,30$ W/mK etwas geringer, was auf den geringen natürlichen Wassergehalt zurückzuführen ist. Die Sandsteine des Hauptsandstein-Schichtpaketes zeigen aufgrund ihres teils beträchtlichen Quarzanteils die höchsten Wärmeleitfähigkeiten. Die Werte für die Wärmeleitfähigkeit des Gesteins liegen bei getrockneten Proben bei etwa $\lambda_{\text{per, par}} = 3,60$ W/mK. Proben mit natürlichem Wassergehalt zeigen auch hier eine deutlich höhere Leitfähigkeit, die sich zwischen $\lambda_{\text{per}} = 4,78$ W/mK und $\lambda_{\text{par}} = 5,17$ W/mK bewegt.

Weist das Gestein ein Gefüge auf, z.B. durch Mineraleinregelung, Schichtung oder Schieferung, so kann es in Abhängigkeit dieser Diskontinuitäten anisotrope thermische Eigenschaften aufweisen. Nach POPOV et. al. (1999) bzw. nach VOSTEEN & SCHELLSCHMIDT (2003) ergibt sich die Anisotropie der Probe mit dem Anisotro-

piefaktor K (bzw. af) in (4.3). Er ist das Verhältnis aus der Wärmeleitfähigkeit parallel zur Schichtung λ_{par} zur Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Schichtung λ_{per} .

Tab. 4.2: Wertebereiche der gemessenen Wärmeleitfähigkeit λ mit Angabe der Mittelwerte in Klammern. (ZARETZKI, 2009). * Bei dem massig ausgebildeten Kalkstein im Handstück Schichtung häufig nicht erkennbar. ** Um ein Zerfallen der Probe zu verhindern, wurde die Messung bei geringem Restwassergehalt durchgeführt.

Gestein	λ bergfeuchte Proben in W/mK	w in %	λ getrocknete Proben in W/mK	w in %
Tonmergelstein				
schichtparallel λ_{par}	1,7 - 3,4 (2,5)	≈ 9	1,3 - 2,6 (1,9)	$\approx 2 - 3^{**}$
bankrecht λ_{per}	1,5 - 2,6 (2,0)	≈ 9	1,1 - 1,9 (1,5)	$\approx 2 - 3$
Sandstein				
schichtparallel λ_{par}	4,0 - 6,2 (5,2)	$\approx 6 - 7$	2,3 - 4,5 (3,5)	$\leq 0,5$
bankrecht λ_{per}	3,8 - 5,6 (4,8)	$\approx 6 - 7$	2,7 - 4,2 (3,6)	$\leq 0,5$
Kalkstein*				
	2,3 - 3,4 (2,8)	≈ 4	1,7 - 2,6 (2,3)	$\leq 0,5$

$$K = \frac{\lambda_{\text{par}}}{\lambda_{\text{per}}} \tag{4.3}$$

Dabei zeigen Werte von $K < 0,9$ und $K > 1,1$ einen signifikanten Einfluss von Schichtung, Schieferung oder Lineationen auf die Wärmeleitfähigkeit an.

In Abb. 4.4 sind beispielhaft für die Untersuchungen an Tongestein/Tonmergelstein die Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht (bankrecht) zur Schichtung gegen die Anzahl der Proben aufgetragen. Darüber hinaus ist der für jedes Wertepaar ermittelte Anisotropiefaktor K dargestellt. Die Untersuchungen von ZARETZKI (2009) haben ergeben, dass etwa 60 % aller im Zuge der Messungen untersuchten Proben eine richtungsabhängige Wärmeleitfähigkeit aufweisen. Der mittlere Anisotropiefaktor \bar{K} der Ton-/Tonmergelsteine beträgt $\bar{K} = 1,16$, jener der Sandsteine beträgt $\bar{K} = 1,05$ und bei den Kalksteinen ist $\bar{K} = 1,0$ (isotrop).

Damit ist die Anisotropie in den Tongesteinen ausgeprägter als in den beiden anderen Gesteinsarten. Die Ursache dafür dürfte im feinschichtigen Lagenbau des Tongesteins liegen.

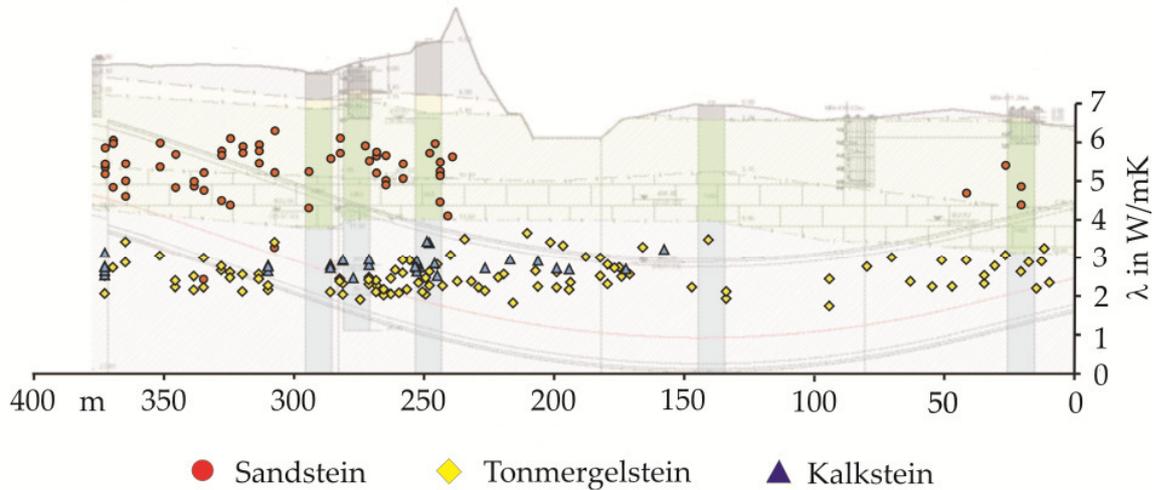


Abb. 4.3: Wärmeleitfähigkeit λ_{par} aller Proben entlang der Tunnelachse dargestellt SCHNEIDER & VERMEER (2010) aus (ZARETZKI, 2009).

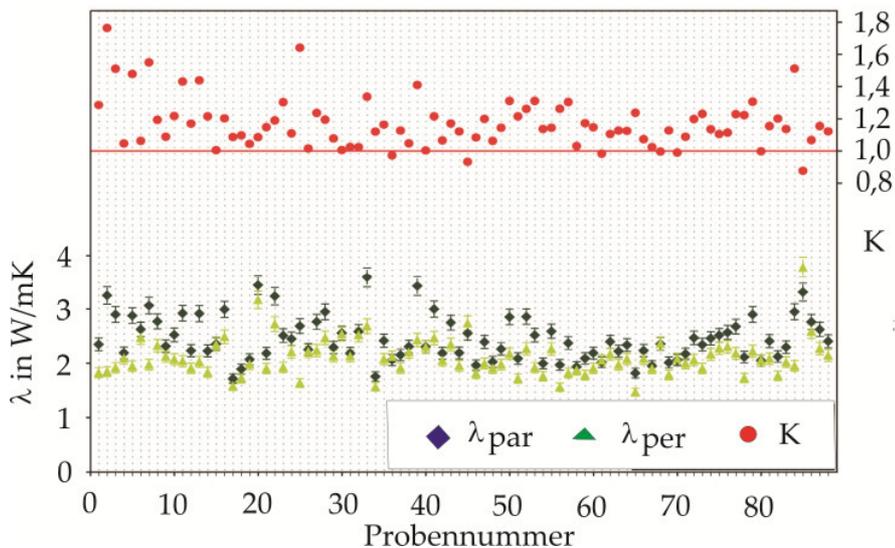


Abb. 4.4: Wärmeleitfähigkeit-Werte von Tonmergelsteinproben parallel und senkrecht zur Schichtung sowie der Anisotropiefaktor K (ZARETZKI, 2009).

Messergebnisse Temperaturleitfähigkeit κ

Die Messergebnisse für die Temperaturleitfähigkeit κ sind in Tab. 4.3 zusammengestellt. Auch die Untersuchungen zur Temperaturleitfähigkeit zeigen relativ hohe Spannweiten. Dabei liegen die Mittelwerte der bergfeuchten Tonsteine für beide Messrichtungen bei $\kappa = 0,8 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ und die der Sandsteine bei $\kappa = 1,3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$. Bei Kalkstein wurde ein Wert von $\kappa = 1,0 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ gemessen. Die Wertebereiche für die getrockneten Proben liegen auf etwas niedrigerem Niveau. Die Mittelwerte für beide

Messrichtungen liegen bei $\kappa = 0,8 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ für die Tongesteine, $\kappa = 1,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ bei Sandsteinen und $\kappa = 0,9 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ bei Kalksteinen (SCHNEIDER & VERMEER, 2010).

Tab. 4.3: Wertebereiche der gemessenen Temperaturleitfähigkeit κ mit Angabe der Mittelwerte in Klammern (ZARETZKI, 2009). * Bei dem massig ausgebildeten Kalkstein im Handstück Schichtung häufig nicht erkennbar.

Gestein	κ in $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ bergfeuchte Proben	κ in $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ getrocknete Proben
Ton-/Tonmergelstein		
schichtparallel κ_{par}	0,4 – 1,7 (0,8)	0,5 – 1,2 (0,7)
bankrecht κ_{per}	0,4 – 1,7 (0,8)	0,7 – 1,1 (0,9)
Sandstein		
schichtparallel κ_{par}	0,8 – 2,1 (1,4)	0,7 – 1,5 (1,0)
bankrecht κ_{per}	0,6 – 1,9 (1,2)	0,7 – 1,5 (1,1)
Kalkstein*	0,6 – 1,4 (1,0)	0,5 – 1,3 (0,9)

Ermittlung der volumetrischen spezifischen Wärmekapazität C_V

Aufgrund der hohen Wertebereiche bei den Versuchen erfolgte die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität C_V auf der Basis der in Tab. 4.2 und Tab. 4.3 gegebenen Mittelwerte für κ und λ . C_V wurde näherungsweise durch Rückrechnung nach (3.9) ($C_V = \lambda/\kappa$) bestimmt. Es ergeben sich die in Tab. 4.4 dokumentierten Werte für die volumenbezogene spezifische Wärmekapazität C_V .

Die aus Mittelwerten berechneten Werte für C_V ergeben aufgrund der relativ hohen Wärmeleitfähigkeit im Zähler der nach C_V umgestellten Beziehung (3.9) relativ hohe Werte, insbesondere für den Sandstein, dessen C_V -Wert im Zuge der Modellierung jedoch noch eine Abminderung erfuhr. Die C_V -Werte für den verwitterten bzw. nicht mehr gesteinsfesten Tonmergelstein (Halbfestgestein) liegen, gemessen an Tabellenwerten (vgl. Tab. III.1) etwas über dem Wertespektrum für Tonstein und innerhalb des Wertespektrums für Ton/Schluff. Die Werte spiegeln insgesamt lokale geologisch-mineralogische Verhältnisse wieder.

Tab. 4.4: Aus Mittelwerten der Wärme- und Temperaturleitfähigkeit berechnete volumetrische spezifische Wärmekapazität C_V . * Bei dem massig ausgebildeten Kalkstein im Handstück Schichtung häufig nicht erkennbar.

Gestein	$\bar{C}_{V, \text{par, per}}$ in MJ/m ³ K
Tonmergelstein	2,8
Sandstein	3,85
Kalkstein	2,8

In situ-Versuch

Im Zuge der Tunnelbauarbeiten wurden die technischen Grundlagen für einen In situ-Versuch zur Untersuchung der geothermischen Gebirgseigenschaften gelegt. Es wurden drei 10 m lange horizontale, parallel angeordnete Bohrungen im Ulmenbereich hergestellt. Eine der Bohrungen wurde mit Heizstäben und Temperaturmessfühlern ausgerüstet, die beiden übrigen ausschließlich mit Temperaturmessfühlern (PT 1000). Die Messbohrungen wurden in einem horizontalen und einem vertikalen Abstand von 50 cm zur Heizbohrung hergestellt (Dreiecksanordnung). Alle Bohrungen wurden im Anschluss mit einer thermoaktiven Suspension verfüllt. Das aus entfestigtem Ton-/Tonmergelstein bestehende Gebirge im Testbereich des Energieblockes 82 wurde im Verlauf zweier Aufheizversuche für einen Zeitraum von mindestens 3 Tagen mit einer konstanten Heizleistung von 125 bzw. 100 W/m ($\vartheta_{\text{max}} = 67^\circ\text{C}$) beaufschlagt. In den beiden anderen Bohrlöchern wurde der Eingang der Temperaturwelle über einen längeren Zeitraum erfasst. Die beiden Versuche wurden im Rahmen einer Diplomarbeit durchgeführt und numerisch ausgewertet (FRANK, 2009). Es ergab sich für den Tonmergelstein eine mittlere Wärmeleitfähigkeit des Gebirges von $\lambda_{\text{Geb}} = 1,9 \text{ W/mK}$ (SCHNEIDER & VERMEER, 2010).

Bewertung der Untersuchungsergebnisse

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Wärmeleitfähigkeit λ im bergfeuchten Zustand gegenüber dem getrockneten Zustand signifikant größer ist und dass die verwitterten Ton-/Tonmergelsteine als auch die Sandsteine meist anisotropes Verhalten zeigen, das unterschiedlich intensiv ist.

Die Untersuchungen für die beiden Parameter λ und κ haben ferner ergeben, dass der Wertebereich sehr hoch ist, insbesondere für κ . Dies ist bei den Sandsteinen ausgeprägter als bei den Tonmergelsteinen oder Kalksteinen.

Die Ursachen für die hohen Wertebereiche werden möglicherweise im eingesetzten Messverfahren gesehen, das gegenüber Umwelteinflüssen sensitiv zu reagieren scheint. Darüber hinaus können auch unterschiedliche Einflüsse bei der Probenbehandlung, die zu Probenstörungen geführt haben mögen, als Begründung dienen.

Auch natürliche Ursachen können eine Rolle spielen, z.B. durch den Grad der Verwitterung sowie infolge der stark unterschiedlichen mineralogischen Zusammensetzung des Hauptsandsteinkomplexes.

Die Mittelwerte der gemessenen Werte für κ liegen im Rahmen bislang bekannter Werte (vgl. Anlage, Tab. I.1). Dies gilt auch für die Wärmeleitfähigkeit λ des verwitterten Ton-/Tonmergelsteins, die jedoch im oberen Bereich der Wertespektren angesiedelt ist. Die Wärmeleitfähigkeit des Hauptsandsteins ist gegenüber den Tabellenwerten erhöht, was mit der mineralogischen Zusammensetzung im Zusammenhang stehen dürfte.

4.4 Konstruktiver Aufbau der Testanlage

Die tunnelgeothermische Versuchsanlage besteht aus der technischen Baugrund- und der technischen Gebäudeausrüstung. Der Systemaufbau der Anlage ist in Abb. 4.5 dargestellt und wird in Abschnitt 4.4.1. erläutert.

Der Abstand zwischen den beiden Energiefeldern beträgt 80 m, mit der Absicht, den Untersuchungen unterschiedliche geologische Verhältnisse zugrunde zu legen. Zwischen den Energiefeldern (Energieblöcken) in Block 82 und 73 und dem Betriebsraum mit dem Prüfstand Geothermie liegen rund 180 m bzw. ca. 90 m.

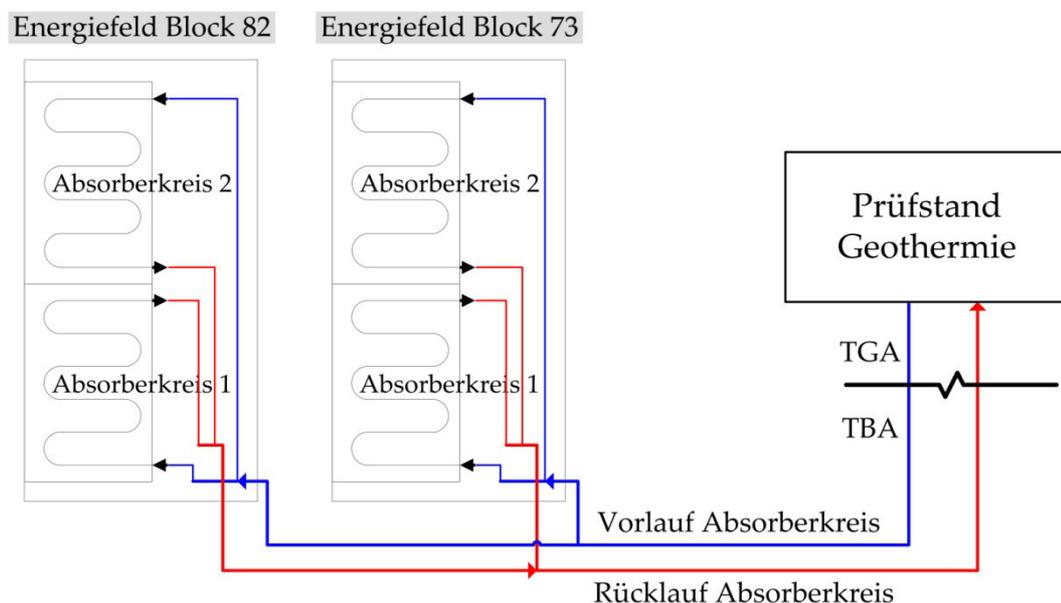


Abb. 4.5: Systemaufbau der tunnelgeothermischen Versuchsanlage Stuttgart-Fasanenhof (SCHNEIDER et. al., 2010).

4.4.1 Technische Baugrundausrüstung (TBA)

Bei der technischen Baugrundausrüstung handelt es sich nach einer Definition des VBI (2010) „...um sämtliche Anlagenteile der Geothermieanlage, die im Baugrund und am Konstruktionsaußenbereich des Gebäudes bis zum quellenseitigen Verteiler zur Energiegewinnung installiert werden“. Im vorliegenden Fall liegt die Schnittstelle zur Technischen Gebäudeausrüstung (TGA) am Eintritt zum Betriebsraum in der Haltestelle Europaplatz (vgl. Abb. 4.5). Die TBA wird nachfolgend erläutert.

Zwei 10 m lange Betonierabschnitte der Tunnelinnenschale (Blöcke 73 und 82) wurden im Gewölbe- und Ulmenbereich zwischen Spritzbetonaußen- und Ortbetoninnenschale bei vorgegebenem Verlegeschema mit Absorberleitungen ausgerüstet und übernehmen die Funktion eines Wärmeaustauschers (Energiefeld, Energieblock oder Tunnelabsorber).

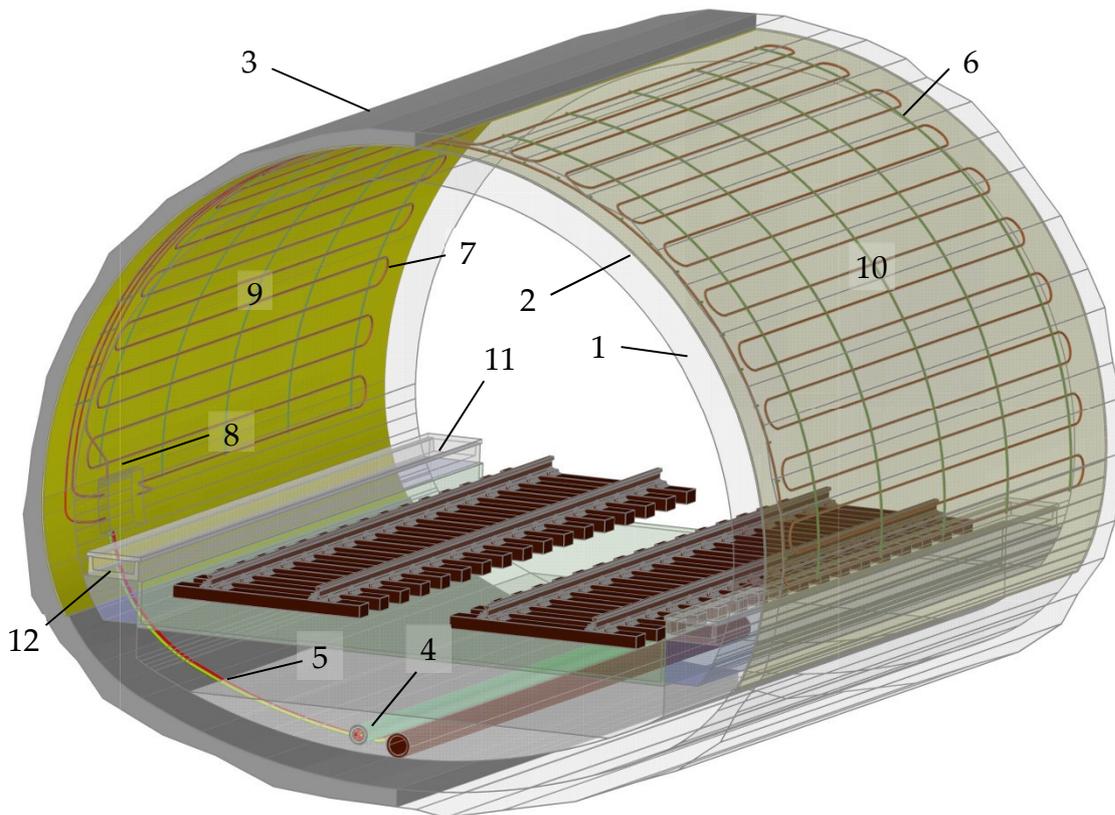


Abb. 4.6: Energieblock im Fasanenhoftunnel mit konstruktiven Details (Zeichengrundlage PSP, 2009) .

1 Tunnelinnenschale	5 Anschlussleitung 2 x Ø 40	9 Teilkreislauf 1
2 Trennlage	6 Fixierschienen	10 Teilkreislauf 2
3 Tunnelaußenschale	7 Absorberleitung Ø 25	11 Kabeltrog
4 Hauptleitung Ø 50+50/162	8 Verteileraussparung	12 Bankettbeton

Sie sind über Anschlussleitungen (\varnothing 40 mm) mit einer Hauptleitung verbunden, die auf der Tunnelsohle verlegt wurde (vgl. Abb. 4.6 und Abb. 4.8 rechts) und in einen Betriebsraum in der nahe gelegene Haltestelle Europaplatz führt. Energiefelder und Leitungssystem bilden gemeinsam den Absorberkreis. In den Energiefeldern wurden aus Redundanzgründen jeweils zwei Teilkreisläufe pro Block ausgebildet. Diese wurden mit ca. 400 m Absorberleitung auf eine Fläche von rund 180 m² pro Block verteilt. Die Montage der Leitungen erfolgte auf Fixierschienen über der gemäß ZTV-ING (BAST, 2007) zwischen beiden Tunneln einzubauenden Trennlage, die aus Geotextil besteht. Es wurden hochdruckvernetzte Polyethylen-Rohre (PE) des Durchmessers \varnothing_a 25 mm (\varnothing_i 20,6 mm) eingebaut, die gegenüber herkömmlichem PE den Vorteil einer wesentlich höheren Festigkeit und Unempfindlichkeit u.a. gegenüber Kerbeinwirkungen besitzen. Diese können z.B. durch Bewehrungsarbeiten oder beim Einschalvorgang infolge von Zwängungen hervorgerufen werden. Ein Energieblock in Gesamtansicht ist in Abb. 4.6 dargestellt. In Abb. 4.7 wird ein Querschnitt durch die thermisch aktivierte Tunnelnusschale gezeigt, während Abb. 4.8 (links) das Absorbersystem vor den Bewehrungsarbeiten für die Tunnelinnenschale zeigt. Die Absorberleitungen wurden gegenüber der im Lainzer Tunnel angewendeten Technik, die deren Einbau in Serienschaltung vorsah, in der hydraulisch günstigen Parallelschaltung eingebaut.

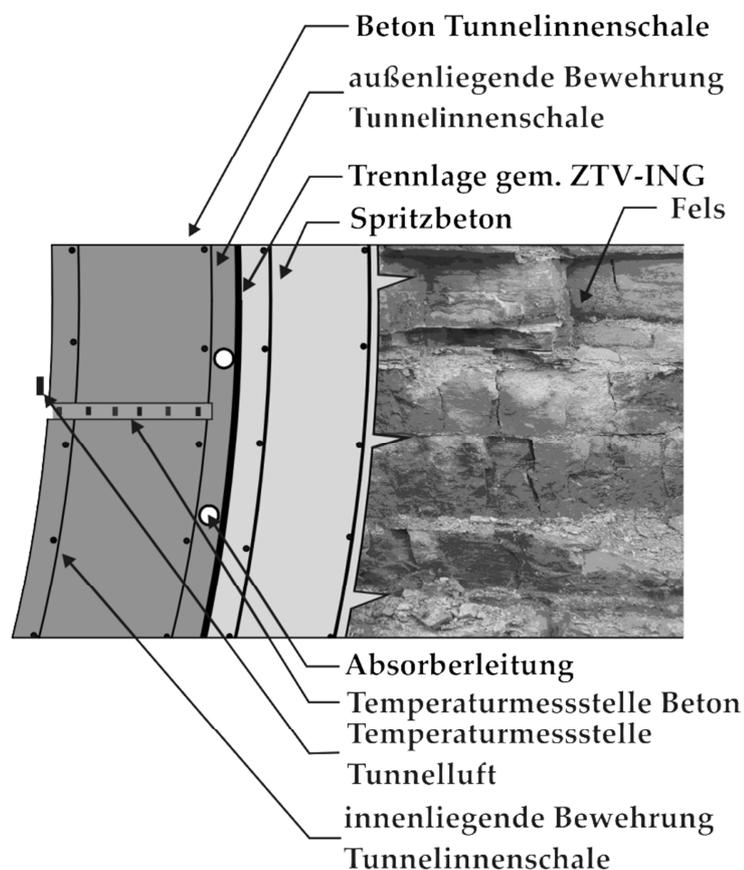


Abb. 4.7: Querschnitt Absorbersystem Fasanenhof-Tunnel (SCHNEIDER et. al., 2011).



Abb. 4.8: Links: Absorbersystem vor Einbau der Innenschalbewehrung im Fasanenhof-tunnel. Rechts: Hauptleitung (rechte Leitung im Bild) zwischen Energieblöcken und Betriebstechnikraum in der Tunnelsohle verlegt.

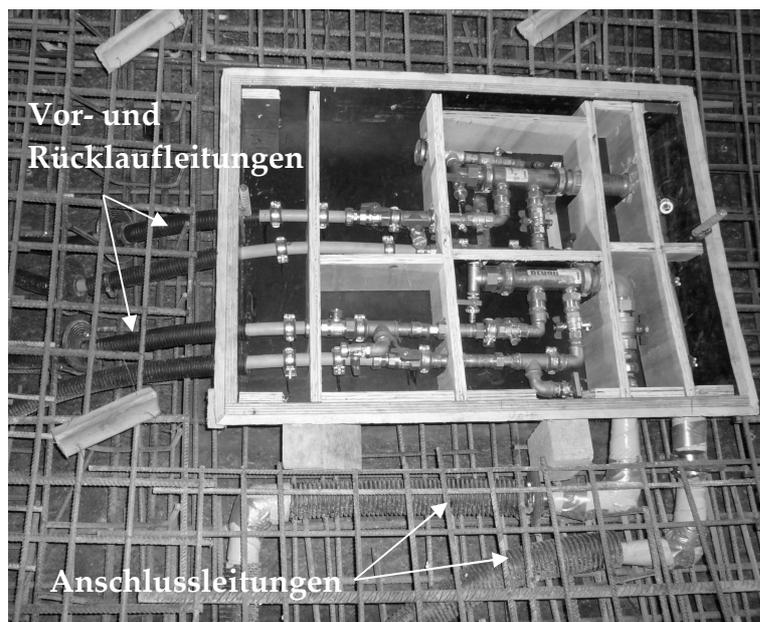


Abb. 4.9: Verteilerausparung zur Kopplung der Vor- und Rücklaufleitungen der Teilkreisläufe sowie zur Anbindung an die Hauptleitung in der Tunnelsohle über eine Anschlussleitung.

Diese Anordnung sorgt für einen geringeren Aufwand beim Betrieb der Umwälzpumpe sowie für eine Vereinfachung der Entlüftung der Leitungen infolge der Vermeidung zahlreicher Hochpunkte.

Bei der Hauptleitung (Detail 4 in Abb. 4.6) handelt es sich um einen Leitungstyp, der im Fernwärmeleitungsbau zum Einsatz kommt. Im Querschnitt des Außenrohrs (\varnothing 162 mm) liegen die Vor- und Rücklaufleitung (\varnothing 50 mm) aus hochdruckvernetztem PE. Der Zwischenraum ist mit Material sehr niedriger Wärmeleitfähigkeit ausgeschäumt. Die Vor- und Rücklaufleitungen der beiden Teilkreisläufe werden in der großen Verteilerausparung in der Gewölbeschale zusammengeführt (Detail 8 in Abb. 4.6). Die Koppelung mit der auf der Sohle verlaufenden Hauptleitung wird über die durch den Sohlbeton verlaufende Anschlussleitung (Detail 5 in Abb. 4.6) sichergestellt. Die Hauptleitung verbindet die Absorbersysteme mit der im Betriebsraum befindlichen Wärmepumpe.

Ausführungen zum Bauablauf und zur weiteren Herstellung der TBA können Anlage II entnommen werden.

Anmerkungen zur künftigen Planung aus bautechnischer Sicht

Die konstruktive Umsetzung der technischen Baugrundausrüstung im Fasanenhof-tunnel ist individuell auf die beiden Testblöcke zugeschnitten. Für zukünftige Anwendungen gilt es, unter möglichst geringem Aufwand bei der Herstellung des Bauwerks die Belange der gebäudetechnischen Planung (Anzahl und Dimension der erforderlichen Transportleitungen im Tunnel) mit der bautechnischen und betriebstechnischen Bauwerksplanung in Einklang zu bringen. Das Bauwerk ist die primäre Aufgabe, die tunnelgeothermische Nutzung dagegen ein sekundärer oder Nebeneffekt. Abgesehen von der energetischen Wirksamkeit ist dabei für die Wirtschaftlichkeit einer solchen Anlage entscheidend, dass sich die Herstellkosten in vertretbarem Rahmen bewegen. Diese ergeben sich in der Planungs- und Ausführungsphase u.a. aus:

- erweiterter Aufgabenstellung im geotechnischen Bericht (z.B. Stellungnahmen zur Veränderung des Temperaturfelds im Untergrund infolge des geothermischen Betriebes, Angabe geothermischer Rechenkennwerte), in Verbindung mit
- zusätzlichem Erkundungsaufwand (z.B. Laborversuche, Feldversuche wie dem geothermischen Response Test, Einrichtung von Temperaturmessstellen im Gebirge),
- weiteren Beratungsleistungen wie z.B. Sondergutachten ,
- bautechnischer und gebäudetechnischer Planung in verschiedenen Phase (HOAI),
- Bauüberwachung,
- Materialkosten,
- Personalkosten,
- ggf. Erschwernisse durch Störungen im Betriebsablauf,
- sonstige Kosten.

Potenzial für bautechnische Verbesserungsmöglichkeiten und Einsparmöglichkeiten gegenüber der hier beschriebenen Lösung ergibt sich bei der relativ komplizierten Kopplung der Hauptleitung mit den Absorberteilkreisläufen. Die dafür erforderliche Verteilerausparung (Detail 8 in Abb. 4.6) hatte Erschwernisse bei den Schal- und Betonierarbeiten zur Folge. Eine Koppelung außerhalb der Tunnelinnenschale, z.B. im Bankettbereich, oder unter dem Notgehweg ist daher planerisch zu untersuchen. Die Abmessungen der Verteilerausparung mit 100 cm x 70 cm x 15 cm (L x B x T) sind sicherlich für künftige Anwendungen zu groß dimensioniert.

Eine weitere Optimierungsmöglichkeit besteht darin, die Hauptleitung nicht als Fernwärmeleitung auszuführen. Dies wird in Abschnitt 5.4 vor dem Hintergrund der Messergebnisse näher erläutert.

Bei der Bemessung des Bauwerks sind Untersuchungen zum temperaturbedingten Verformungsverhalten durchzuführen. ENNIGKEIT (2002) hat diese Nachweise am Beispiel einer Energiepfahlanlage mit saisonalem Thermospeicher geführt. Im Falle von Tunnelbauwerken wird durch die ZTV-ING (BAST, 2007) die Bemessung der Tunnelinnenschale auf Temperatureinwirkungen sowie Kriechen und Schwinden gefordert. In der Bahn-Norm Ril 853 (Deutsche Bahn, 2012) werden in Abhängigkeit der Entfernung vom Portal Temperaturangaben für die bei den Berechnungen zu berücksichtigenden Temperatureinflüsse gemacht. Die Temperatureinflüsse aus dem tunnelgeothermischen Betrieb können diese überlagern und die sich daraus ergebenden Normalkräfte und Biegemomente sind nachzuweisen. Erhöhen sich diese durch den tunnelgeothermischen Betrieb, so ist mit steigendem Bewehrungsgehalt zu rechnen. Werden die Absorberleitungen in der Tunnelinnenschale eingebaut, so ist dies im Rahmen der statischen Berechnungen zu berücksichtigen. Dabei ist u.a. der Nachweis zu führen, dass durch den Einbau der Absorberleitungen die statische Höhe des Bauteils nicht reduziert bzw. der Querschnitt nicht geschwächt wird. Im ungünstigsten Falle wäre die Dicke der Tunnelinnenschale anzupassen und der Ausbruchquerschnitt zu vergrößern.

4.4.2 Technische Gebäudeausrüstung (TGA)

In einem Betriebsraum der Haltestelle Europaplatz endet die Hauptleitung aus dem Tunnel. Hier wurde der Versuchstand zum Test der Tunnelabsorber aufgebaut, der über Steigleitungen an die Hauptleitung angeschlossen ist. Der Versuchstand besteht aus einer Wärmepumpe, einem Wärmespeicher, diversen Regelventilen sowie den Umwälzpumpen für die Versorgung der Absorber mit Wärmeträgerflüssigkeit. Mit der gewonnenen Wärme bzw. Kälte wird ein Wärmeübertrager im Zuluftkanal der Lüftungsanlage versorgt. Damit wird die Zuluft für die Betriebsräume der Haltestelle Europaplatz vorgewärmt bzw. vorgekühlt (SCHNEIDER et. al. 2011). Der Versuchstand wird unter Abschnitt 4.6 näher beschrieben.

4.5 Messtechnische Ausstattung des Fasanenhoftunnels

Aus geologisch-geotechnischer Sicht steht neben der Frage der Untersuchung der energetischen Leistungsfähigkeit des Absorbersystems die Veränderung des Temperaturfelds in der Tunnelumgebung infolge der thermischen Einwirkungen durch den geothermischen Betrieb im Vordergrund (SCHNEIDER & VERMEER, 2010).

Zur Untersuchung des Temperaturfelds im Tunnelbauwerk und dessen geologischem Umfeld wurden die Energieblöcke des Fasanenhoftunnels messtechnisch ausgestattet. Im Einzelnen wurden nachfolgende Messinstrumente eingebaut, die im Anschluss erläutert werden:

- Temperaturmesslanzen mit Thermistorenketten im Gebirge,
- Temperaturmessstellen in der Tunnelinnenschale (Wandtemperaturmessstellen),
- Messstellen zur Aufzeichnung der Tunnellufttemperatur im wandnahen Bereich,
- Messstelle zur Aufzeichnung der Geschwindigkeit der Luftströmung,
- Temperaturfühler zur Messung der Vor- und Rücklauftemperatur,
- Durchflussmesser.

Temperaturmesslanzen in Tunnelaußenschale und Baugrund

Zur Aufzeichnung der Gebirgstemperatur in Höhe unterschiedlicher Niveaus des Tunnels und Tiefen im Gebirge wurden die Energieblöcke mit jeweils drei Temperaturmesslanzen bei 3 Uhr, 9 Uhr und 12 Uhr ausgerüstet. Dabei sind die im potenziellen Anstrombereich des Grundwassers liegenden horizontalen Lanzen ca. 5,0 m bzw. jene auf der potenziellen Abstromseite liegenden ca. 10,0 m lang. Eine dritte ca. 5,0 m lange Temperaturmesslanze führt jeweils im Firstbereich vertikal nach oben. Die Lage der Temperaturmesslanzen ist in Abb. 4.11 dargestellt.

Die Bohrungen für die Messlanzen wurden als Vollbohrungen mit einem Durchmesser von 88 mm mit dem Bohrwagen im Zuge der Vortriebsarbeiten hergestellt. In die Bohrlöcher wurden mit Abstandhaltern versehene Hüllrohre aus PE-HD eingebracht, die über einen Außendurchmesser von \varnothing_a 40 mm und eine Wandstärke von 5 mm verfügen. Im Nachgang wurde der Ringspalt zwischen Hüllrohr und Gebirge mit einer thermoaktivem Zement-Bentonit-Suspension verfüllt und im Anschluss zweifach nachverpresst. In die Hüllrohre wurden die zuvor im Labor kalibrierten und an Fiberglasstangen befestigten Temperaturmessketten eingeschoben bzw. später bei Bedarf z.B. für Zwischenbauzustände im Tunnel kurzfristig entfernt. Die Messlanzen wurden im Zuge der Betonage der Tunnelinnenschale mit Hilfe eines Mauerkragens und einer wasserdichten Rohrdurchführung durch die 40 cm dicke wasserundurchlässige Betonkonstruktion geführt. In Abb. 4.10 ist eine Messstelle im Endzustand zu sehen. Die Temperaturmessung wird dabei von NTC-Thermistoren übernommen. Pro Messkette sind 8 bzw. 12 Thermistoren mit variablen Abständen zwischen 0,5 m und

1,5 m verbaut. Die Anordnung der Sensoren zur Messung der Gebirgstemperatur ist in Abb. 4.11 dargestellt.

Die Messgenauigkeit der Thermistoren beträgt $0,01^{\circ}\text{C}$. Deren Messfehler (Toleranzbereich) liegt im Messbereich von 0°C bis 70°C laut Hersteller bei ca. $0,1^{\circ}\text{C}$. Der potenzielle Messfehler der gesamten Messstelle muss als höher bewertet werden. Mögliche Fehlerquellen sind dabei partielle unvollständige Ringraumverfüllungen mit der Folge einer nicht allumfassenden thermischen Anbindung an das Gebirge sowie Mess- und Lageungenauigkeiten beim Einbau und der Ausrichtung der Thermistorenketten. Der daraus resultierende Messfehler wird auf bis zu $0,5^{\circ}\text{C}$ geschätzt.

Temperatur der Tunnelinnenschale

Ergänzend wird in den Energieblöcken die Temperatur in der Tunnelinnenschale (auch als Wandtemperatur bezeichnet) in je vier übereinander angeordneten Messstellen aufgezeichnet. Die Messstelle besteht aus Edelstahl-Hüllrohren, die im Zuge der Herstellung der Tunnelinnenschale mit einbetoniert wurden. Entgegen der Planung wurden diese bei der Ausführung aus schalungstechnischen Gründen gegenüber der Betonoberfläche um ca. 5 cm zurückversetzt eingebaut. In die 35 cm langen Hüllrohre wurden die in Abb. 4.10 (rechts) gezeigten PVC-Röhrchen eingeführt, die die Temperaturfühler enthalten. Diese treten an definierten Stellen des Röhrchens an dessen Oberfläche und kommen in Kontakt mit dem vom Beton umgebenen Hüllrohr.



Abb. 4.10: Linke Seite: Aussparung in der Laibung der Tunnelinnenschale für eine Temperaturmesslanze. Dargestellt ist hier die nach Norden zeigende rund 10 m lange Messlanze im Block 82. Die im Bild sichtbaren Leitungen der drei Messlanzen wurden über Hüllrohre im Beton geführt, durch den Kabelkanal auf dem Notgehweg zur Verteileraussparung geleitet und dort zunächst mit einem Datenlogger verbunden. Die seitlichen Kabel gehören zu den beiden anderen Messlanzen. Die Thermistorenketten sind durch das Verschließen der Messlanze mit Dämmstoff gegen das Einströmen von Luft geschützt, die die Messwerte verfälschen könnte. Rechte Seite: Temperaturmessfühler (PT 100), vorbereitet für den Einbau in die Tunnelwand.

Pro Messstelle wurden jeweils sechs Temperaturfühler (PT-100) eingebaut. Gemessen von der luftseitigen Außenkante der Messstelle befinden sich diese in einer Tiefe von - 2 cm, - 7 cm, - 12 cm, - 22 cm, - 32 cm und - 37 cm. Gemessen von der Innenkante der Tunnelinneninnenschale sitzt der hinterste Messpunkt bei - 42 cm. Die vier Messstellen reichen damit theoretisch bis zur Außenkante der Tunnelinnenschale. Aufgrund der tatsächlich größeren Dicke der Tunnelinnenschale infolge Überprofils gelangten die am tiefsten gelegenen Temperaturfühler nicht exakt bis in die Ebene der Absorberleitungen, sondern blieben einige Zentimeter davon entfernt.

Der Abstand zwischen der nächst gelegenen Absorberleitung und der Hinterkante Hüllrohr, sowohl in der Tiefe als auch in der Vertikalen, konnte nicht eingemessen werden. Die Distanz der Messstellen untereinander beträgt 1,3 m in vertikaler Richtung. Ihre Lage wird in Abb. 4.11 gezeigt.

Die Messgenauigkeit der Temperaturfühler beträgt $0,1^{\circ}\text{C}$. Der potenzielle Messfehler liegt ebenfalls bei $0,1^{\circ}\text{C}$. Nachteilig an dem Aufbau der Messstelle ist der Kontakt der Messfühler mit dem Edelstahl-Hüllrohr. Der Werkstoff Edelstahl hat eine sehr viel größere Wärmeleitfähigkeit als Beton. Dadurch ergeben sich potenziell stärkere Einflüsse aus der Tunnelluft bzw. aus dem Absorberbetrieb, woraus ein nicht quantifizierbarer Messfehler resultiert (siehe hierzu auch Abschnitt 5.6).

Temperatur der wandnahen Tunnelluft

Jeweils 3 cm bis 5 cm vor den vier Wandtemperaturmessstellen beider Energieblöcke wurde ein Thermoelement zur Aufzeichnung der wandnahen Tunnelluft eingebaut. Die Messgenauigkeit der Thermoelemente beträgt $0,1^{\circ}\text{C}$. Der Messfehler liegt ebenfalls bei $0,1^{\circ}\text{C}$.

Luftströmungs-Messungen

In Block 73 ist rund 2,3 m über dem Notgehweg und in ca. 0,3 m Entfernung von der Tunnelwand eine Messstelle zur Messung der Geschwindigkeit der Luftströmung in der Tunnelröhre eingerichtet worden. Diese Messungen und jene der Temperatur der Tunnelluft lassen Aussagen über den Temperatúraustausch zwischen Atmosphäre und Tunnel zu.

Messung der Vor- und Rücklauftemperatur

Die Temperatur des Absorberfluids wurde bei Eintritt in sowie bei Austritt aus den Absorberteilkreisläufen mit Hilfe von Temperaturfühlern, die in das Leitungssystem integriert sind, ermittelt. Diese Messungen wurden zudem im Prüfstand Geothermie (vgl. Abb. 4.12) für den gesamten Absorberkreis durchgeführt.

Durchflussmessungen

Am Eintritt in den Absorberkreis, als auch am Eintritt in die Teilkreisläufe wurden Durchflussmesser zur Aufzeichnung des Volumenstroms eingerichtet. Sie dienen gemeinsam mit der gemessenen Fluidtemperatur der energetischen Bilanzierung.

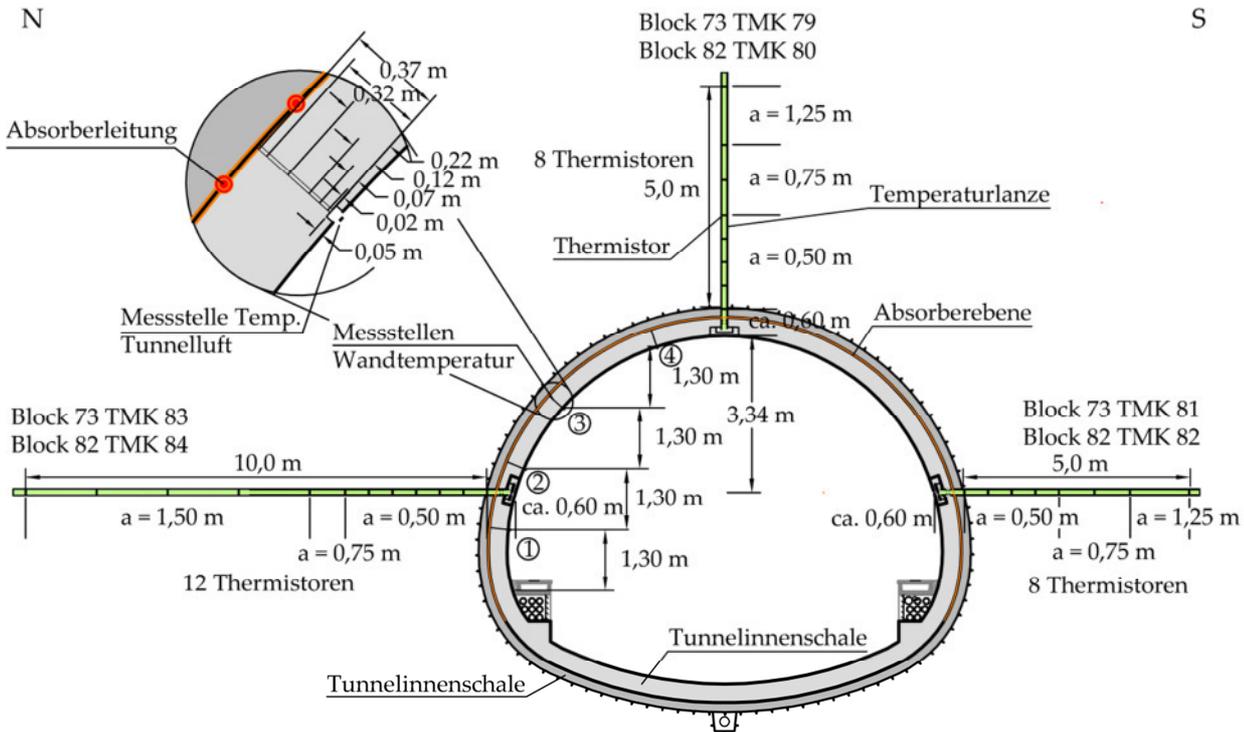


Abb. 4.11: Messanordnung in den Energieblöcken, jeweils bestehend aus drei Temperaturmesslanzen und je vier Messstellen für die Wandtemperatur und die Lufttemperatur.

Datenaufzeichnung

Pro Energieblock wurden insgesamt 56 Temperatur-Sensoren eingebaut (SCHNEIDER et. al. 2010). Die Messdaten wurden von Beginn der Messphase im Mai 2010 bis kurz vor Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage im April 2011 in Datenloggern gespeichert, die in den Verteilerausparungen platziert waren. Danach erfolgten Umbauarbeiten am Messsystem, die dazu führten, dass seit April 2011 sämtliche Messdaten über eine im Kabeltrog des Tunnels (vgl. Detail 11 in Abb. 4.6) verlaufende Leitung an den im Betriebstechnikraum der Haltestelle Europaplatz befindlichen Messrechner übertragen werden. Über eine Internetverbindung sind die Daten fernabrufbar.

4.6 Geothermischer Versuchsstand

Der geothermische Versuchsstand wurde vom IGE konstruiert und aufgebaut. Um Versuche unter definierten Randbedingungen durchführen zu können, musste die Vorlauftemperatur zu den Absorbern geregelt werden. Als Anforderung an die maximale und minimale Vorlauftemperatur gelten die Vorgaben aus der Genehmigung des Amtes für Umweltschutz der Stadt Stuttgart, wie in Abschnitt 4.4.1 beschrieben.

Diese Temperaturgrenzwerte (Heizen $\vartheta_{VL} = 0^{\circ}\text{C}$ bzw. Kühlen $\vartheta_{VL} = 25^{\circ}\text{C}$) sind ebenso bei realen Anlagen zu beachten und die Planung der Anlage ist danach auszurichten. Weiterhin wurde eine Regelung in die Wärmepumpe integriert, um das Unterschreiten von 0°C zu vermeiden. Dies schränkt das Leistungsvermögen der Wärmepumpe ein. Dieser Einschränkung wäre im Realbetrieb durch eine Vergrößerung der Tunnelabsorber oder durch eine Anhebung des Massestroms Rechnung zu tragen.

Die Umwälzpumpe transportiert die Absorberflüssigkeit – hier ein Wasser-Monoethylenglykol-Gemisch – vom Versuchsstand zu den Absorbern und zurück. Mit dem Regulierventil lassen sich verschiedene Durchflüsse der Anlage einstellen. Ein elektrischer Heizstab mit einer maximalen Leistung von 12 kW heizt die Absorberflüssigkeit. Zum Kühlen ist ein Wärmeübertrager eingebaut. Dieser ist nach dem gezeigten Schaltschema mit der Wärmepumpe und dem Lufterwärmer verbunden. Über das Drei-Wege-Ventil zwischen Wärmepumpe und Lufterwärmer wird die Kühlleistung geregelt. Die Heizleistung wird über den elektrischen Heizstab geregelt. Gesteuert wird die Vorlauftemperatur zu den Absorbern. Dies kann durch Vorgabe fester oder zeitabhängiger Sollwerte erfolgen.

Im Heizfall wird die, den Absorbern entnommene Wärme über einen Lufterwärmer dem Außenluftstrom der Lüftungsanlage der Betriebsräume der Haltestelle Europaplatz zugeführt. Damit wird die Außenluft vorgewärmt. Im Kühlfall ist die Wärmepumpe abgeschaltet und die Beheizung des Absorberfluids übernimmt der elektrische Heizstab (MOORMANN et. al., 2012).

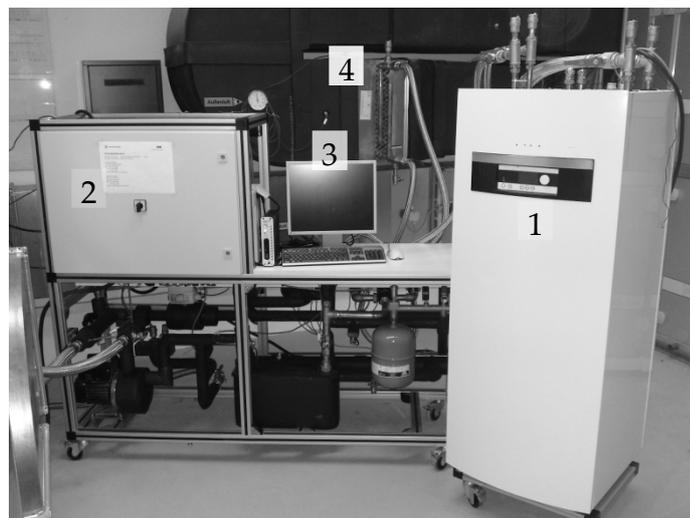


Abb. 4.12: Prüfstand Geothermie in einem Betriebstechnikraum der Haltestelle Europaplatz mit Wärmepumpe (1), Steuerungseinheit (2) und Messrechner (3). Im Hintergrund Wärmeaustauscher (4) im Belüftungskanal der Haltestelle.

Der in Abb. 4.12 gezeigte Versuchsstand ist transportabel konstruiert und mit den einzelnen Komponenten über flexible Rohrleitungen verbunden. Zur Regelung und Datenerfassung ist ein Rechner im Versuchsstand integriert. Dieser ist über ein Datenmodem mit dem Internet verbunden. Das ermöglicht einen Fernzugriff auf die Regelung der Anlage. Die gespeicherten Daten sind so jederzeit online verfügbar.

Kapitel 5 Ergebnisse von Feldmessungen und Diskussion

In den kommenden Abschnitten werden die Ergebnisse der seit Mai 2010 bis Dezember 2011 begleiteten Messungen gezeigt und bewertet. Es erfolgen zunächst Ausführungen über die zeitliche Einordnung der Messkampagne im Kontext der Strukturierung der Temperaturfelder und des Baufortschritts sowie zur Auswertemethodik. In Abschnitt 5.2 wird die gemessene Lufttemperatur in der Umgebung des Tunnels als auch im Bauwerk behandelt. Bis kurz vor Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage im April 2011 erfolgten Messungen der Untergrundtemperatur, die das sekundäre Temperaturfeld repräsentieren. Diesbezügliche Ergebnisse werden in Abschnitt 5.3 gezeigt. Die Steuerung der tunnelgeothermischen Anlage ist Gegenstand von Abschnitt 5.4. Die energetische Bilanz des Anlagenbetriebs wird im darauffolgenden Abschnitt 5.5 thematisiert, während dessen Auswirkungen auf die Untergrundtemperatur in Abschnitt 5.6 behandelt werden.

5.1 Rahmenbedingungen zur Messkampagne

In Abb. 5.1 ist die zeitliche Einordnung der unterschiedlichen Temperaturfeldtypen im Zusammenhang mit der bautechnischen Entwicklung im Untersuchungsraum skizziert.

Die intensive Besiedlung des Stadtteils Fasanenhof erfolgte in den sechziger Jahren des letzten Jahrhunderts (WIKIPEDIA, 2012). Insbesondere im Umfeld des Tunnels wurden Hochhäuser und weitere mehrstöckige Gebäude errichtet, die mit großer Wahrscheinlichkeit thermische Auswirkungen auf das oberflächennahe Temperaturfeld, das auch durch den Tunnel tangiert bzw. durchdrungen wird, verursacht haben dürften. Dieser städtische Wärmeineffekt ist jedoch messtechnisch nicht belegt.

Spätestens mit Beginn der Bauarbeiten für den Stadtbahnanschluss im Jahre 2008 erfolgte ein großflächiger, linienhafter, bautechnischer und im Nebeneffekt thermischer Eingriff in den Untergrund, der zur Ausbildung des sekundären Temperaturfelds (TF₂) geführt hat (vgl. Abschnitt 3.2.2). Wesentliche bautechnische betriebliche und atmosphärische Einflüsse, die zu einer Temperaturveränderung im Tunnelumfeld geführt haben sind:

- Hydratationswärme beim Erhärten des Spritzbetons der Tunnelaußenschale und des Ortbetons der Tunnelinnenschale (vgl. a. Abschnitt 6.4 mit Abb. 6.6),
- Verbrennungsmotoren von Vortriebsgeräten und sonstigen Baufahrzeugen,
- Friktionswärme durch Produktionsbohrungen im Zuge des Tunnelvortriebs,
- Austausch mit der Außentemperatur infolge Bewetterung des Tunnels,
- Austausch mit der Außentemperatur infolge Durchströmung des Bauwerks nach dem Tunneldurchschlag,
- spätere betriebliche Nutzung des Tunnels (Stadtbahn, Straße).

Dabei wirken die bautechnischen Einflüsse aufgrund des Wandercharakters der linienförmigen Baustelle weitgehend episodisch und punktuell auf den Untergrund ein, während der atmosphärische Einfluss dauerhaft und mit unterschiedlicher Intensität auf das Bauwerk und den Untergrund einwirkt.

Die genannten bautechnischen Einflüsse auf das Temperaturfeld sind nicht bzw. nur schwierig quantifizierbar, zumal vor Beginn der Bauarbeiten zur Herstellung des Fasanenhoftunnels keine Messungen des primären Temperaturfeldes TF_1 im Untergrund durchgeführt werden konnten, anhand derer man eine Überprüfung hätte vornehmen können. Auf die betrieblichen Einflüsse wird in Abschnitt 5.2 eingegangen werden. Die Einwirkungen aus Baubetrieb und atmosphärischen Bedingungen auf den Untergrund wurden aus technischen Gründen zunächst nur für einen kurzen Zeitabschnitt von Mitte Dezember 2008 bis Anfang Mai 2009 und dies nur in Block 82 gemessen.

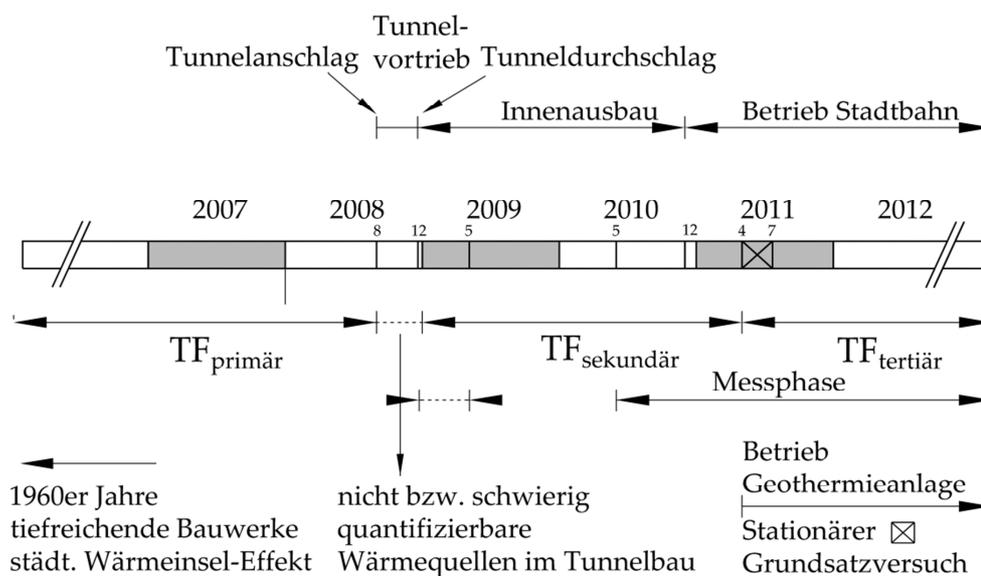


Abb. 5.1: Schematische Darstellung zur zeitlichen Einordnung der unterschiedlichen Temperaturfeldtypen im Kontext mit der bautechnischen und betrieblichen Entwicklung im Projektgebiet.

Dabei handelt es sich um den Zeitraum unmittelbar nach dem Tunneldurchschlag bis zur Bauphase der Innenschalarbeiten. Durchgängige Messungen erfolgten ab Mai 2010, ab einem Zeitpunkt als die Tunnelinnenschale fertiggestellt war und die Gleisbauarbeiten durchgeführt wurden. Erst ab der zweiten Messphase wurde auch die Temperatur der Tunnelluft aufgezeichnet.

Bis in den Februar, mitunter bis in den März 2011, kurz vor Beginn des tunnelgeothermischen Betriebes im April 2011 konnte damit das sekundäre Temperaturfeld in der Summe der Teilmessabschnitte über ein Jahr beobachtet werden. Wegen technischer Probleme und aufgrund der Notwendigkeit des Umbaus des gesamten Messsystems wurde der Betrieb der Geothermieanlage im Tunnel verspätet im April 2011, nach Inbetriebnahme der Stadtbahn, aufgenommen (vgl. Abb. 5.1).

Die Messkampagne erfuhr insbesondere während der Messungen des TF_2 infolge von System- bzw. Messpunktausfällen Störungen. Dabei kam es zu Datenverlusten, einige wenige Messfühler sind dauerhaft ausgefallen. In der Darstellung der Ergebnisse wurden teils ersatzweise die Ergebnisse von gegenüberliegenden Thermistorenketten (TMK) eingesetzt, insofern dies durch gleiches Messverhalten gerechtfertigt war bzw. Messdaten vorhanden waren. Im weiteren Verlauf wird darauf speziell verwiesen.

Alle Messdaten (Temperatur, Durchfluss) wurden anfangs im zweiminütigen (30/h) und ab April 2011 im dreiminütigen (20/h) Abstand erfasst und in tageweisen digitalen Messwertprotokollen dokumentiert. In der Auswertephase erfolgte eine automatische Mittelwertbildung sämtlicher Messdaten des Systems Baugrund – Tunnel – Tunnelluft und des Anlagenbetriebs für Stunden, Tage und Monate. Da die Messwernerfassung bis 20. September 2010 nicht unabhängig, sondern an die Stromversorgung der Baustelle gekoppelt war, wurde die Mittelwertbildung in diesem Zeitabschnitt auf der Basis von Daten vorgenommen, die zwischen 6.00 Uhr und 19.00 Uhr erhoben wurden. Danach erfolgte der Messbetrieb rund um die Uhr und die Mittelwertbildung über 24 Stunden.

5.2 Lufttemperatur

5.2.1 Außenluft

Die Umgebungstemperatur beeinflusst signifikant das Temperaturfeld im Untergrund bis in eine Tiefe von rund 15 m. Darüber hinaus ist ihre Kenntnis für die allgemeine Korrelation mit dem Verlauf der Tunnellufttemperatur von Bedeutung.

Die Datenmenge für die Umgebungstemperatur basiert überwiegend auf Messwerten der Wetter- und Klimastation des Instituts für Physik und Meteorologie der Universität Hohenheim (HOHENHEIMER KLIMADATEN). Daneben wurden auch Daten der

Messtation der HLK Stuttgart GmbH (HLK), die sich auf dem Gelände der Universität Stuttgart befindet, verwendet.

Beide Messtationen liegen in der Filderebene und somit geographisch in der gleichen Region wie der Stadtteil Fasanenhof. Die Wetter- und Klimastation Hohenheim befindet sich in einer Entfernung zum Projektgebiet von ca. 4 km, während die Messtation des HLK etwa 8 km entfernt ist. Die Hohenheimer Klimadaten wurden in einer Höhe von ca. 2 m über Gelände erhoben, während die Messtation des HLK auf dem Hausdach dieses Instituts platziert ist. Messwerte zur Bodenoberflächentemperatur standen nicht zur Verfügung. Die Hohenheimer Klimadaten wurden rückwirkend bis 1960 bezogen, jene des HLK bis 2004. In gleichen Zeiträumen weisen die Daten eine sehr gute Übereinstimmung auf (vgl. Anlage III.1).

Im Untersuchungsraum herrscht ein mildes Klima vor. Der Deutsche Wetterdienst rechnet den Raum Stuttgart der TRY⁵-Region 12, Oberrheingraben und Neckartal, zu (DEUTSCHER WETTERDIENST, 2004). Die Auswertung des mittelfristigen Klimas kann den Anlagen entnommen werden. In Anlage III.2 sind die monatlichen Mittelwerte der Außentemperatur für den Zeitraum von 1960 bis 2010 dargestellt. Das winterliche Minimum liegt bei 0,3°C, während das sommerliche Maximum 18,3°C beträgt. Das Diagramm in Anlage III.3 zeigt den ansteigenden Trend der Jahresmitteltemperatur über diesen Zeitraum. Der Jahresmittelwert über 51 Jahre beträgt 9,2°C.

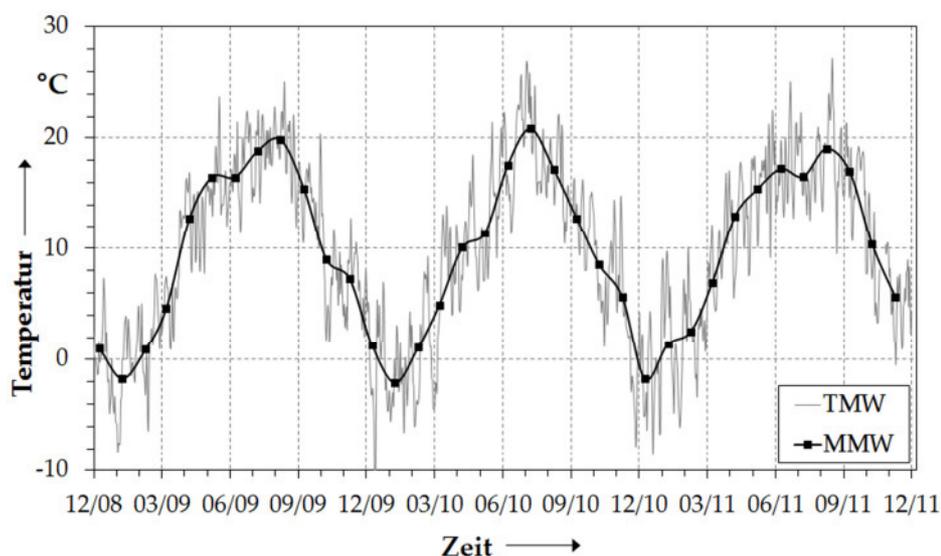


Abb. 5.2: Tages- und Monatsmittelwerte (TMW bzw. MMW) der Außentemperatur für den Zeitraum Ende 2008 bis Winter 2011. HOHENHEIMER KLIMADATEN bis 09/2011 und HLK-Daten ab 09/2011.

⁵ TRY = Testreferenzjahr

Die Abb. 5.2 zeigt Tages- und Monatsmittelwerte der Außenlufttemperatur im Zeitraum Dezember 2008 bis in den Dezember 2011. Der Beobachtungszeitraum ist für die Bewertungen im Rahmen des TF₂ und des TF₃ maßgeblich (vgl. Abb. 5.1).

5.2.2 Tunnelluft

Die Messergebnisse der wandnah gemessenen Tunnelluft, gemittelt aus vier Einzelmessstellen (vgl. Abb. 4.11) sind für die Blöcke 73 und 82 als Tages- und Monatsmittelwerte zusammen mit den Messdaten der Außenluft in den Abb. 5.3 und Abb. 5.4 für den Zeitraum Mai 2010 bis Dezember 2012 aufgetragen. In Anlage III.4 sind die Tagesmittelwerte der Außen- und der Tunneltemperatur beider Energieblöcke noch einmal aus Gründen der Übersichtlichkeit direkt gegenübergestellt. Die Diagramme zeigen folgendes.

Die Tunnellufttemperatur korreliert im allgemeinen Sinne mit dem Verlauf der Außenlufttemperatur. Dabei sind die Amplituden der Tunnelluft gegenüber jenen der Außenluft trotz der relativ kurzen Erstreckung des Tunnels von rund 360 m signifikant abgedämpft. Während die Tunnelluft Schwingungsbreiten von ca. 2 K bis max. ca. 7 K aufweist, betragen jene der Außenluft mit ca. 5 K bis max. ca. 14 K das Doppelte davon. Der Temperaturverlauf in den Blöcken 73 und 82 zeigt im Allgemeinen sehr ähnliches Verhalten. Geringfügige Unterschiede ergeben sich dadurch, dass aufgrund der kürzeren Distanz des Blockes 73 zum Portal die Schwingungsbreiten der Temperatur in den Sommermonaten dort etwas höher sind als in Block 82 und dass sich in den kühleren Monaten in Block 73 insgesamt ein etwas tieferes Temperaturniveau einstellt. Im ersten Beobachtungsjahr (2010) ergeben sich jedoch im Mai bis Mitte Juli hinein Unterschiede, die sich dadurch äußern, dass in Block 73 durchwegs eine um max. 4 K deutlich höhere Temperatur herrscht als in Block 82 (vgl. Anlage III.4.) Dies dürfte auf Bautätigkeiten im Zuge des Innenausbaus bzw. Gleisbaus im Umfeld des Blocks 73 zurückzuführen sein, zumal sich die Temperaturdifferenz fast schlagartig aufhebt. Während die Temperatur der Tunnelluft im Jahr 2010 im Sommer kühler und im Winter wärmer als die Außenluft ist, kann dieser Effekt, zumindest für den Sommer 2011 nicht in dieser Prägnanz beobachtet werden. Gemessen an den Monatsmittelwerten tritt im Jahr 2011 gegenüber 2010 eine Vergleichmäßigung zwischen Außen- und Tunnellufttemperatur bzw. eine Anhebung des Tunnelluftniveaus ein. Der Vergleich der Tagesmittelwerte ergibt, dass der Verlauf der Tunnellufttemperatur im Jahr 2011 eine fast noch stärkere Korrelation im allgemeinen Sinne mit den Schwingungen der Außentemperatur zeigt als 2010, was gut zwischen Mai 2011 und August 2011 beobachtet werden kann. Der Effekt der Erhöhung des Temperaturniveaus im Tunnel im Sommer ist einerseits auf klimatischen Ursachen zurückzuführen, andererseits führte die Aufnahme des Fahrbetriebs im Tunnel zu einer stärkeren Durchströmung des Tunnelbauwerks und zu einer intensiveren Durchmischung der Tunnelluft mit der Außenluft.

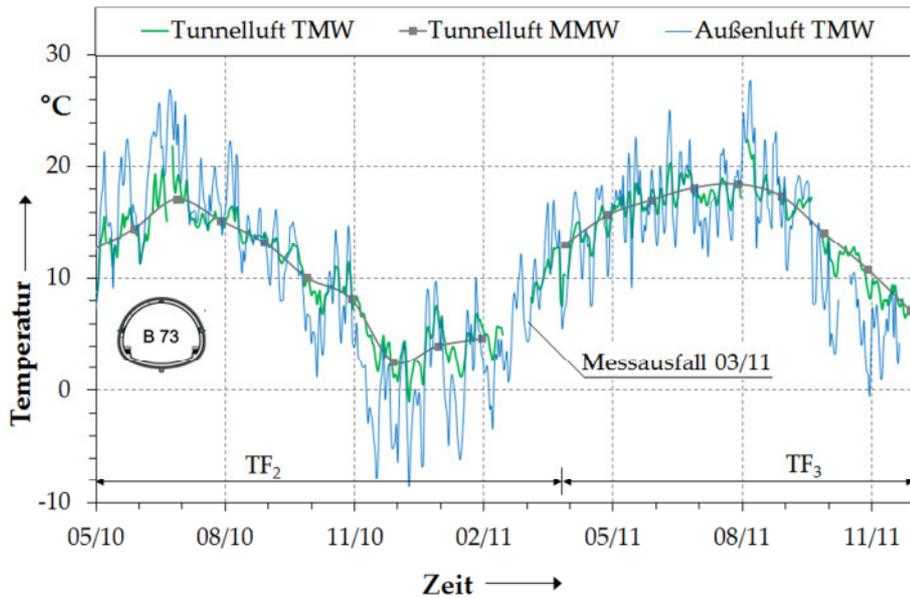


Abb. 5.3: Block 73, gemessene Temperatur der Tunnelluft als Tages- und Monatsmittelwerte für Mai 2010 bis Dezember 2012 und Tagesmittelwerte der Außentemperatur. HOHENHEIMER KLIMADATEN bis August 2011, HLK von September bis Dezember 2011.

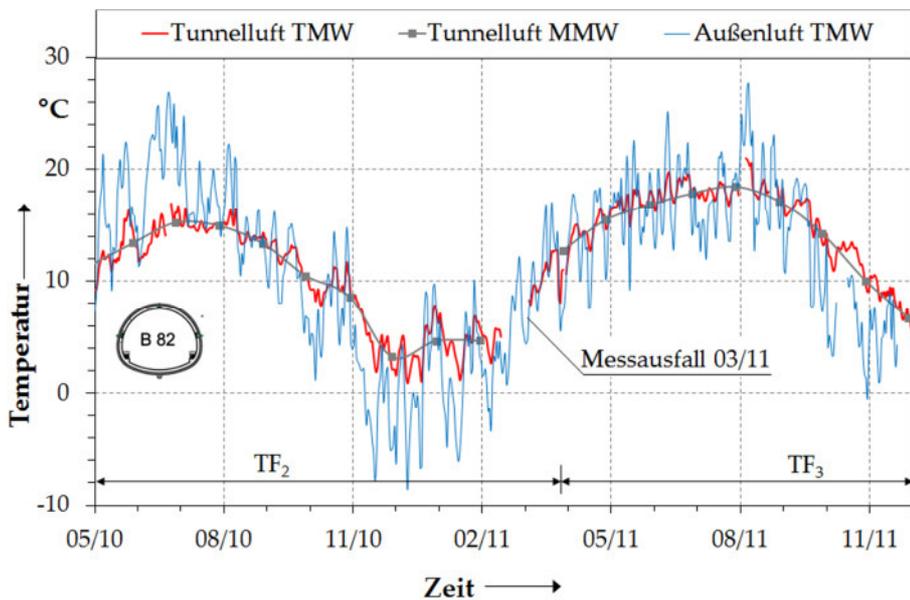


Abb. 5.4: Block 82, gemessene Temperatur der Tunnelluft als Tages- und Monatsmittelwerte für Mai 2010 bis Dezember 2012 und Tagesmittelwerte der Außentemperatur. HOHENHEIMER KLIMADATEN bis August 2011, HLK von September bis Dezember 2011.

Auch der geothermische Betrieb trägt durch Wärmestrahlung zur Veränderung der Tunnellufttemperatur im wandnahen Bereich bei. Dabei kommt es zu einer Überlagerung beider Einwirkungen, auf die in den folgenden Unterabschnitten näher eingegangen wird.

Rückkopplungseffekt aus dem tunnelgeothermischen Betrieb

In Abb. 5.5 erfolgt eine differenzierte Darstellung der Entwicklung der wandnahen Tunnelluft. Dabei werden die Ganglinien der vier Einzelmessstellen auszugsweise für den Zeitraum des Absorberbetriebs gezeigt. Zur Verdeutlichung der Unterschiede wurde die Einteilung der Ordinate gegenüber Abb. 5.3 und Abb. 5.4 verändert. Aus dem Diagramm geht hervor, dass die wandnahe Tunnellufttemperatur in dem am höchsten gelegenen Messpunkt 4, immer am höchsten ist, während sie in den beiden unteren Messpunkten 1 und 2 stets am kleinsten ist. Dies geschieht analog zu der in Abschnitt 4.5 beschriebenen Entwicklung der Temperatur in der Tunnelinnenschale und ist auf die von der Firste in Richtung Sohle fließende Strömung in den Absorberleitungen zurückzuführen. Dabei tritt das Fluid im Kühlfall mit der höchsten Temperatur im oberen Wandbereich in das System ein. Die Unterschiede zwischen maximaler und minimaler wandnaher Tunnellufttemperatur betragen zwischen ca. 0,6 K und ca. 1,5 K. Der Unterschied ist am größten, wenn die Anlage mit hohem Volumenstrom betrieben wird. Dagegen zeigt eine stichprobenartige Überprüfung, dass die Daten in der Vorbetriebsphase (TF₂) deutlich kleinere Temperaturunterschiede unter den Messpunkten 1 bis 4 aufweisen. Die Beobachtungen bestätigen somit einen Einfluss des Absorberbetriebs auf die wandnahe Tunnellufttemperatur.

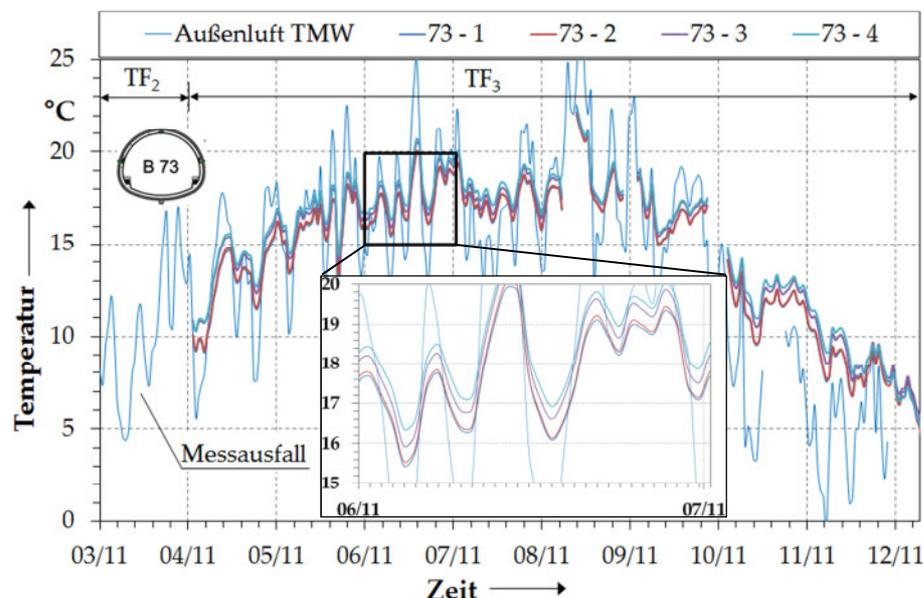


Abb. 5.5: Zeitlicher Temperaturverlauf der Außenluft und der wandnahen Tunnelluft in Energieblock 73 an vier Messstellen.

Einfluss der Luftströmung im Tunnel

Ab August 2011 wurden Messungen der Geschwindigkeit der Luftströmung im Tunnel durchgeführt. Im beobachteten Zeitraum August und September 2011 erzielte der Luftstrom im Tunnel im Stunden- und im Tagesmittel eine Geschwindigkeit von 0,4 m/s. Die Einzelmesswerte bewegten sich zwischen 5,7 m/s und 0 m/s.

Die Messdaten für die Geschwindigkeit der Luftströmung sind aus Gründen der besseren Übersicht auszugsweise für einen Tagesabschnitt im September 2011 in Abb. 5.6 dargestellt. In dem Diagramm erfolgt ein Vergleich mit der Außen- und der wandnahen Tunnellufttemperatur. Es werden für alle Parameter Messwerte im Zweiminuten-takt für den Zeitraum von 12 Uhr bis 18 Uhr gezeigt.

Es besteht eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Luftgeschwindigkeitsspitzen, die durch Zugpassagen hervorgerufen werden und Veränderungen der Tunnellufttemperatur. Die Temperaturveränderungen sind in Block 73 aufgrund der Portalnähe deutlich ausgeprägter als in Block 82. Die maximalen Temperaturveränderungen betragen bis zu 3 K und sind ein Indiz für den zuvor angesprochenen Austausch mit der Atmosphäre.

Die Verringerung der Zugbewegungen in den frühen Morgenstunden (vgl. Anlage III.5) bewirkt, dass die Schwankungen der Tunnellufttemperatur ausbleiben und sich ein relativ einheitliches Temperaturniveau einstellt.

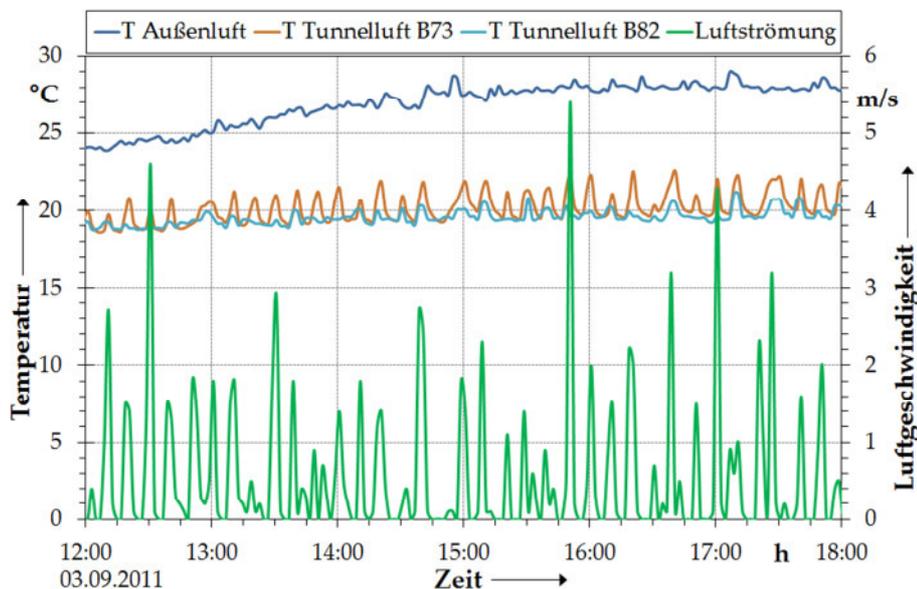


Abb. 5.6: Temperatur von Außen- und Tunnelluft in den beiden Energieblöcken und die Geschwindigkeit der Luftströmung vs. Zeit am 03.09.2011, 12.00 Uhr bis 18.00 Uhr.

5.3 Einfluss des Tunnels auf die Untergrundtemperatur, TF₂

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Messungen der Untergrundtemperatur bis zur Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage gezeigt. Die Messergebnisse repräsentieren somit die thermische Auswirkung des Tunnelbauwerks auf das Temperaturfeld in der Tunnelumgebung, das als sekundäres Temperaturfeld TF₂ bezeichnet wird (vgl. Abschnitt 3.2.2).

Zur Orientierung über die Lage der jeweiligen Messstellen in der Tunnelaußenschale und im Gebirge (Thermistorenketten (TMK)) sei auf Abb. 4.11 verwiesen.

Die Darstellung der aufgezeichneten Temperatur aus den jeweils drei Thermistoren-messketten der beiden Energieblöcke erfolgt in Form von Monatsmittelwerten gegen die Zeit, als auch gegen die Entfernung von der Tunnelinnenschale. Die Tagesmittelwerte sind gegen die Beobachtungszeit aufgetragen.

Temperaturmessungen in den horizontalen Messketten

Die Monatsmittel der Temperatur im Untergrund über die Entfernung von der Tunnelaußenschale sind in Abb. 5.7 für die nördliche 10 m lange Thermistorenkette in Block 82 aufgetragen. Im Dezember 2008 ist die Temperatur in einem Bereich bis drei Meter von der Spritzbetonschale entfernt um ca. 1 K höher als in weiterer Entfernung. Der Temperaturanstieg im Nahbereich des Tunnels lässt sich als Folge der gerade abgelaufenen Vortriebsarbeiten deuten. Dabei erhöhte die durch die Baumaschinen und das Abbinden des Spritzbetons abgegebene Wärme die Temperatur im Nahfeld des Tunnels. Nach dem Tunneldurchbruch ist die Luft im Tunnel maßgeblich von der Außenluft beeinflusst. Durch die niedrigen Außentemperaturen im Dezember 2008 sinkt auch die Temperatur im Nahfeld des Tunnels, was sich besonders deutlich am ersten Messfühler abzeichnet. Den Einfluss der Tunnelluft erkennt man auch in den Folgemonaten. Auf Grund niedriger Außentemperaturen sinkt die Temperatur im Nahbereich des Tunnels bis etwa März 2009. Im April und Mai 2009 steigt die Bau- grundtemperatur mit den steigenden Außentemperaturen. Im Fernfeld des Tunnels zeichnen sich relativ konstante Temperaturwerte ab, die zwischen ca. 11,5°C und 12,0°C liegen. Ausgenommen davon ist der Monat März 2009. Hier ist die Temperatur als Folge eines in-situ-Aufheiztests erhöht.

Ein Auszug der Messergebnisse für Block 73 ab Mai 2010 wird in den Abb. 5.8 und Abb. 5.9 präsentiert. Die Diagramme zeigen die ausgewerteten Messdaten für die lange nördliche TMK 83. In den tunnelnahen Messpunkten der TMK 83 traten über längere Zeiträume Datenverluste auf. Aufgrund der ansonsten relativ geringen Temperaturunterschiede zwischen den Messwerten der gegenüberliegenden TMK 83 und TMK 81, die bis maximal 0,5 K betragen, erfolgte in der Diagrammdarstellung hilfsweise ein Ausgleich mit Daten der südlichen TMK 81 (Abb. 5.11). Ergänzende Messergebnisse werden in den Anlagen gezeigt.

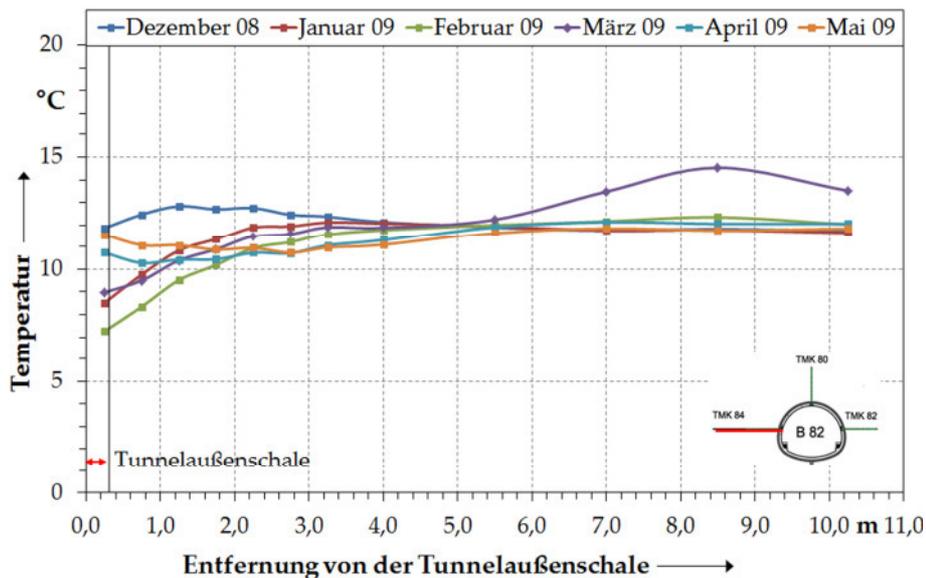


Abb. 5.7: Temperatur-Monatsmittelwerte von Spritzbeton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelaußenschale, nördliche TMK 84 in Block 82, 19.12.2008 bis 02.05.2009.

Die Monatsmittelwerte der Temperatur für die südliche TMK 81 sind in der Anlage III.7 gegen die Entfernung von der Tunnelinnenschale abgebildet. Anlage III.8 zeigt den Verlauf der Monatsmittelwerte der vertikalen TMK 79 gegen die Zeit. Die Diagramme in Anlage III.9 und III.10 zeigen die zeitvarianten Temperaturtagesmittelwerte, die in TMK 79 und TMK 83 gemessen wurden. Analog sind die Messergebnisse für die TMK 80, 82 und 84 in Energieblock 82 in den Diagrammen der Anlagen III.11 bis III.18 gegen die Entfernung von der Tunnelinnenschale bzw. gegen die Zeit dargestellt.

In der Abb. 5.8 ist die im Zeitraum von Mai 2010 bis Februar 2011 aufgezeichnete Temperatur der Tunnelluft, von Bauwerksbeton und Untergrund als Monatsmittelwerte über die Entfernung von der Tunnelinnenschale des Energieblockes 73 aufgetragen. Die mittlere wandnahe Tunnellufttemperatur im beobachteten Zeitraum hat eine Schwankungsbreite von ca. 14,5 K. Mit Eintritt der „Temperaturwelle“ in die Tunnelnische wird die Schwankungsbreite auf etwa 8,1 K abgedämpft. Im geologischen Nahfeld des Tunnels werden zunächst Temperaturdifferenzen von ca. 6,4 K beobachtet, die mit zunehmender Entfernung vom Tunnel stetig abnehmen. Ab einer Entfernung von rund 7 m sind die Schwankungen < 0,4 K. Die absoluten Temperaturwerte liegen dann bei ca. 11,8°C (SCHNEIDER et. al., 2012).

Ergänzend zu Abb. 5.8 kann der Anlage III.6 eine statistische Auswertung der Temperaturmonatsmittelwerte entnommen werden. Dabei ist zusätzlich die Temperatur der Außenluft in die Wertung mit einbezogen. Im Diagramm sind die Extremwerte, das obere und untere Quartil sowie Median- und Mittelwerte gegen die Entfernung vom Tunnel aufgetragen.

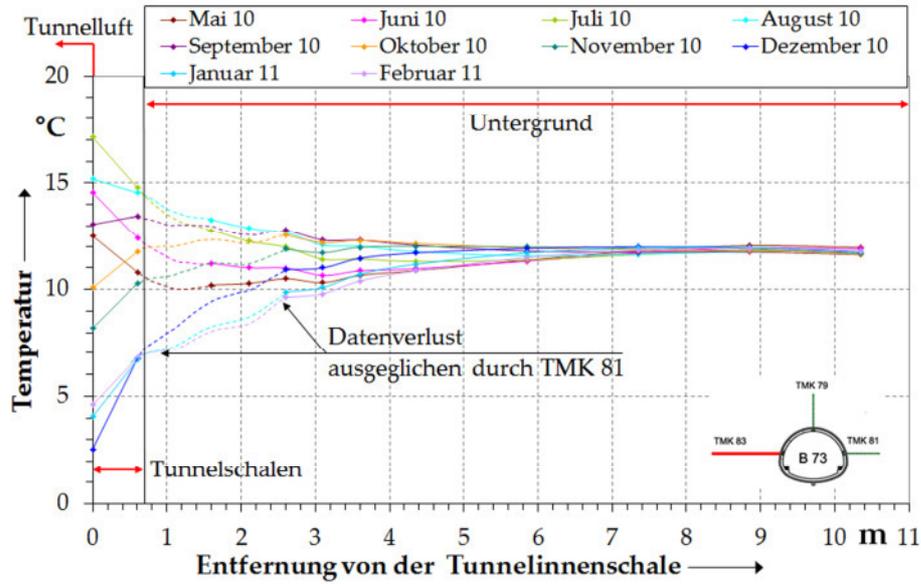


Abb. 5.8: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, nördliche TMK 83 in Block 73, Mai 2010 bis Februar 2011.

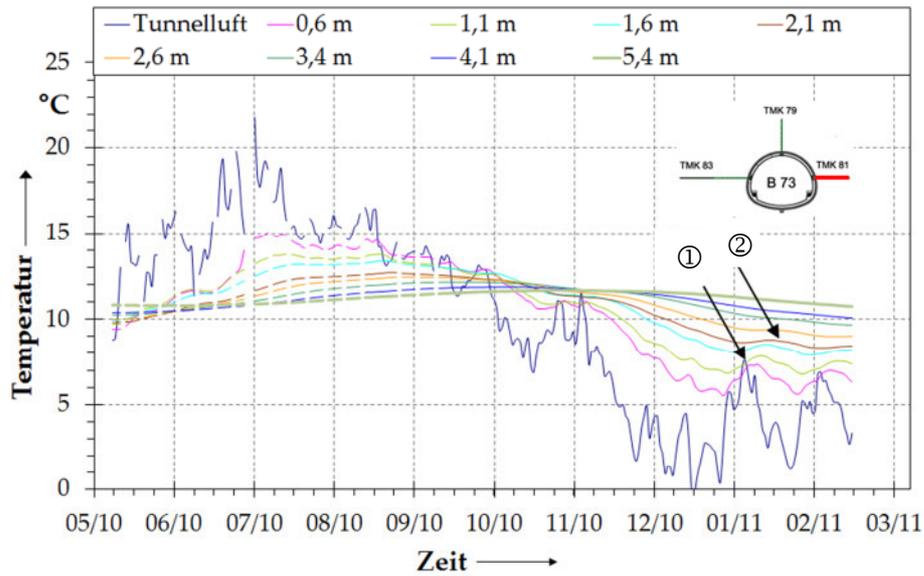


Abb. 5.9: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, TMK 81 in Block 73, Mai bis Februar 2011. Ordinate gegenüber Monatsmittelwerten in Abb. 4.6 verändert.

Die in Abb. 5.9 gegen die Zeit aufgetragenen Tagesmittelwerte markieren den Jahresgang der Temperaturveränderung im Untergrund in Abhängigkeit der Entfernung von der Tunnelinnenschale. Die Untergrundtemperatur erfährt durch die Temperatur

im Tunnel im Sommer eine Erhöhung und im Winter eine Abkühlung gegenüber der unbeeinflussten Temperatur (TF_1), die in der beobachteten Tiefe auf knapp 12°C geschätzt wird. Mit zunehmender Entfernung vom Tunnel ist der Temperatureinfluss des Tunnels zunehmend abgedämpft, wie auch schon Abb. 5.8 zeigt. Darüber hinaus lässt sich, beginnend mit der Anregung durch die Tunnelluft, sehr gut die Phasenverschiebung der Temperatur im Untergrund mit Zunahme der Entfernung vom Tunnel verfolgen. Beispielhaft sei dies anhand einer Temperaturspitze der Tunnelluft im Winter zwischen Dezember 2010 und Januar 2011 gezeigt. Der Spitzenwert im Januar 2011 beträgt $7,6^\circ\text{C}$, während die Temperaturspitze in einer Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale von rund 2 m auf ca. $8,8^\circ\text{C}$ abgekühlt ist (siehe Pfeile ① bzw. ② in Abb. 5.9). Dazwischen liegen rund 14 Tage. Die Charakteristik der Tunnelluftschwingung lässt sich gut bis zum Messpunkt bei 2,63 m und etwas undeutlich noch bis 3,38 m erkennen. In größerer Entfernung werden die Spitzen und Täler des Temperaturverlaufs stark abgedämpft.

Temperaturmessungen in den vertikalen Messketten

Der Abb. 5.10 können die entsprechenden Temperaturdaten für die vertikale TMK 79 in Block 73 als Monatsmittelwerte entnommen werden. Der letzte Thermistor der Messkette bei knapp 5 m Entfernung von der Tunnelinnenschale ist ausgefallen, so dass die Werte nur bis etwa 4 m dargestellt sind. Im Gegensatz zu den horizontalen Messketten in beiden Energieblöcken zeigt sich hier kein allmähliches Konvergieren der Monatsganglinien der Temperatur mit zunehmender Entfernung, sondern ein Divergieren.

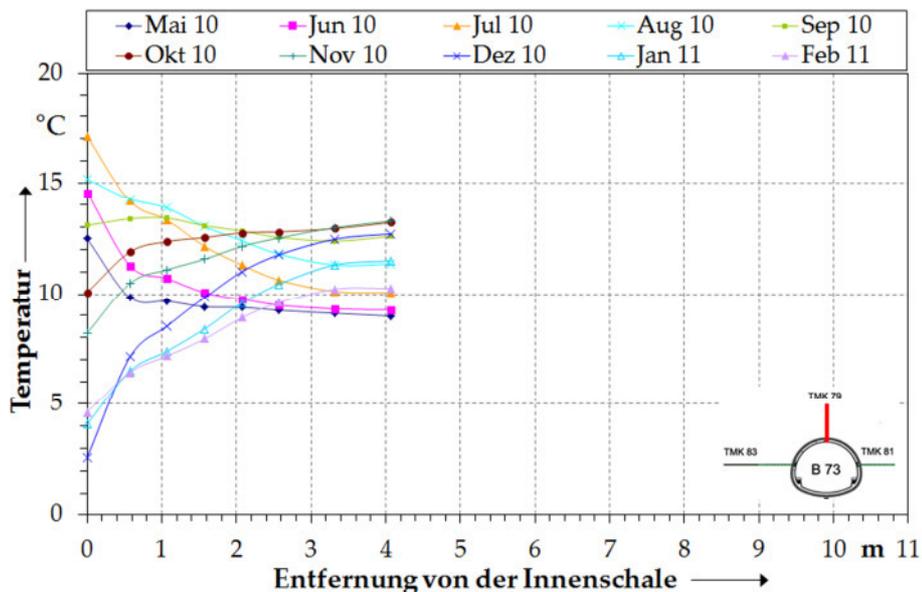


Abb. 5.10: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 79 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF_2).

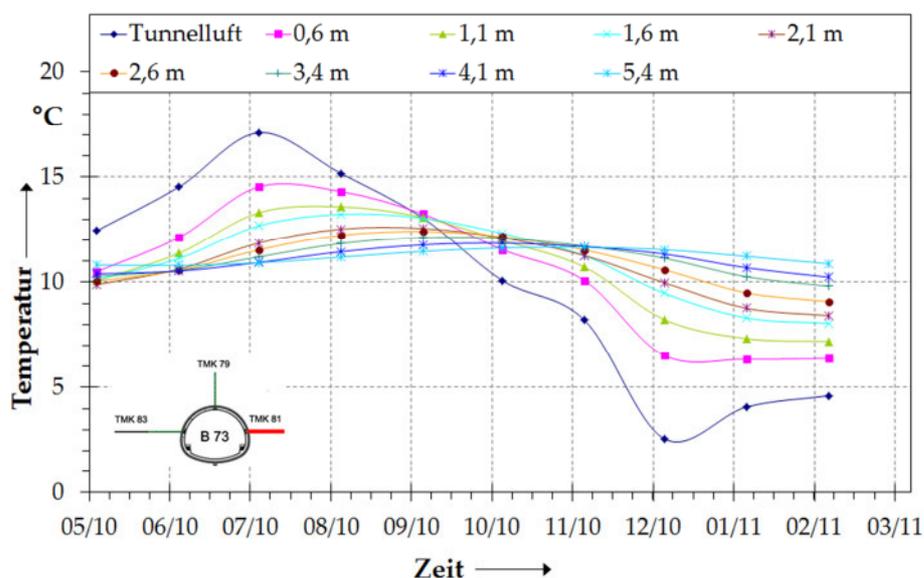


Abb. 5.11: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, südliche Thermistorenkette TMK 81 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂).

Diese Charakteristik wird auch in der vertikalen TMK 84 in Block 82 beobachtet (vgl. Anl. III.15). Die Ursache für diese Ausprägung des Temperaturfelds ist in der Lage der Thermistorenketten zu sehen. Im Gegensatz zu den horizontalen TMK, die in einer Tiefe knapp über der neutralen Zone liegen und somit nur unter sehr geringem Einfluss der Oberflächentemperatur stehen (vgl. Abb. 5.11), befinden sich die vertikalen Thermistorenketten in einer Zone, die sehr viel stärkere jahreszeitliche Temperaturschwankungen aufweist. Das TF₁ ist zwar nicht mit Messwerten belegt, jedoch unterstreichen die numerischen Berechnungen in Kapitel 5 diese Aussagen (vgl. Abb. 6.12). Mit zunehmender Länge der vertikalen Thermistorenmesskette vergrößert sich der Abstand vom Tunnel und verringert sich die Distanz zur Geländeoberfläche, die am Ende der Thermistorenketten etwa 5 m beträgt. In den Temperaturganglinien spiegeln sich Interferenzeffekte zwischen dem Einfluss der Oberflächentemperatur und der Tunnellufttemperatur auf den Untergrund wieder.

Vergleich der Temperaturmessungen in den unterschiedlichen Energieblöcken

Der Vergleich zwischen den Messungen in den beiden Energieblöcken wird aufgrund der größeren Datenverluste in den Messketten des Blockes 82 erschwert. Grundsätzlich jedoch zeigen die Temperatur-Ganglinien der Messketten in beiden Blöcken einen sehr ähnlichen Verlauf. Die Gegenüberstellung erfolgt anhand der Temperaturmonatsmittelwerte in den beiden südlichen Messketten TMK 81 in Block 73 (vgl. Abb. 5.11) und TMK 82 in Block 82 (vgl. Anlage III.12).

Leichte Unterschiede ergeben sich insbesondere im Nahfeld des Tunnels. Dort ist die Temperatur im Sommer als auch im Winter in Block 73 etwas höher als in Block 82.

Die Temperaturunterschiede bewegen sich auf geringem Niveau bis max. 0,9 K. Sie resultieren aus der unterschiedlichen Tunnellufttemperatur und den unterschiedlichen geologischen Randbedingungen. Während die horizontalen Messketten in Block 73 vollständig im Tonmergelstein liegen, befinden sich jene in Block 82 sowohl im Tonmergelstein als auch auf den anfänglichen 2 m bis 3 m der Bohrung in einer 30 cm dicken wasserführenden Kalksteinbank.

Fazit

Die neutrale Zone, in der über das Jahr $\Delta\vartheta < 0,1$ K ist, hat im ungestörten Zustand mehr oder weniger die Form einer schmalen Grenzzone, die sich bei gleichen Randbedingungen an der Oberfläche und homogenem Baugrund mit söhligiger Lagerung horizontal erstreckt. Die Messwerte zeigen, dass durch den Bau des Tunnelbauwerks das Temperaturfeld im Untergrund massiv beeinflusst wurde, infolgedessen es zu einer Verschiebung bzw. „Deformation“ der neutralen Zone gekommen ist. Die im Kapitel 6 beschriebenen numerischen Untersuchungen werden dies stärker verdeutlichen.

5.4 Betrieb der geothermischen Anlage

Die tunnelgeothermische Anlage wurde im April 2011 in Betrieb genommen (vgl. Abb. 5.1). Von diesem Zeitpunkt an bis Dezember 2011 wurde sie im Durchlaufbetrieb im Kühlbetrieb gefahren, der aus technischen Gründen über die Dauer der üblichen Kühlperiode hinaus beibehalten wurde. Die Umstellung auf den Heizbetrieb erfolgte daher erst im Dezember 2011. Dabei traten Störungen auf und es mussten Probeläufe durchgeführt werden (Phase © in Abb. 5.12). Der Monat Dezember wurde daher in den Auswertungen nicht berücksichtigt, da er als Übergangsphase bewertet wird. Die Beobachtung der Anlage im Rahmen dieser Arbeit wurde bis Ende 2011 vorgenommen. Dabei erfolgte der Betrieb der beiden Energieblöcke immer parallel und mit gleicher Lastcharakteristik.

Anlagensteuerung

Die tunnelgeothermische Energieanlage wird über die Regelungsgrößen Vorlauftemperatur ϑ_{VL} und Volumenstrom \dot{V} des Absorberfluids gesteuert. Während die Größe des Volumenstroms durch die Anlagentechnik beschränkt wird, ist die Vorlauftemperatur sowohl technisch als auch durch die wasserrechtliche Genehmigung limitiert. Im Falle der tunnelgeothermischen Teststrecke im Fasanenhoftunnel hat die genehmigende Behörde (LANDESHAUPTSTADT STUTTGART, AMT FÜR UMWELTSCHUTZ, 2008) folgendes verfügt:

„Die tunnelgeothermische Teststrecke ist so zu betreiben, dass

- bei Wärmeentzug (Heizfall) die Grundwassertemperatur in der Nähe des Wärmetauschers 0°C nicht unterschreitet (keine Vereisung des Baugrunds) und die Abkühlung in 50 m Abstand vom Wärmetauscherfeld (Abstromseite) 2 K nicht überschreitet,

- bei Wärmeeinleitung (Kühlfall) die Grundwassertemperatur in der Nähe des Wärmetauschers 25°C nicht überschreitet und die Erwärmung in 50 m Abstand vom Wärmetauscherfeld (Abstromseite) maximal 2 K beträgt.“

Die Anlage wurde im beobachteten Zeitraum im Kühlfall betrieben. Dabei wurde die Vorlauftemperatur mit $\vartheta_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$ bzw. $\vartheta_{VL} = 20^\circ\text{C}$ sowie der Gesamtvolumenstrom zwischen 500 l/h und 2.000 l/h variiert. In Bezug auf die Vorlauftemperatur wurden damit nicht die behördlichen Grenzwerte ausgeschöpft. Wie in Abschnitt 4.5 noch gezeigt werden wird, blieb die Temperatur im angrenzenden Gebirge deutlich unter dem Grenzwert.

Der zeitliche Verlauf der Anlagensteuerung kann Abb. 5.12 entnommen werden. Darin sind der Volumenstrom \dot{V} , sowohl als Gesamtvolumenstrom, gemessen im Betriebsraum (gesamt), als auch die Teilvolumenströme \dot{V}_{Ki} der vier Teilkreisläufe, die vorort im Tunnel vor Eintritt in die Teilkreisläufe gemessen wurden, gegen die Zeit aufgetragen. Analog enthält das Diagramm den zeitlichen Verlauf der Vorlauftemperatur ϑ_{VL} , die in der Betriebszentrale sowie vor Eintritt in die Teilkreisläufe im jeweiligen Energieblock aufgezeichnet wurde. Die Zahlen im Diagramm kennzeichnen verschiedene Betriebsphasen, unter denen die Phase ① als stationärer Grundsatzversuch mit dem Ziel gefahren wurde, als Grundlage der Kalibrierung des numerischen Modells zu dienen. Aufgrund eines Softwareproblems kam es beim Hochfahrenvorgang des Systems (Sprungfunktion) zu einer Unterbrechung von ca. 1-2 Tagen, so dass dieser nicht stetig erfolgen und die Sprungantwort nicht vollständig abgebildet werden konnte.

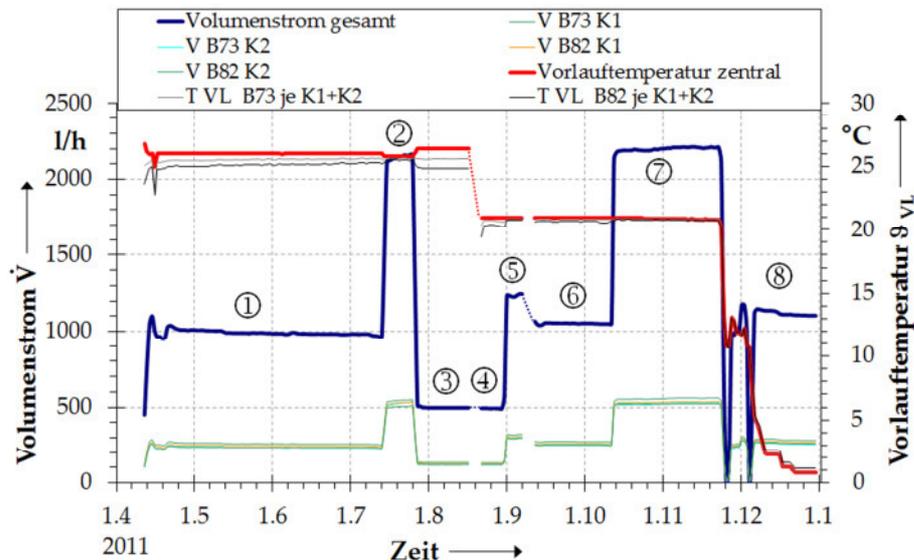


Abb. 5.12: Steuerung der tunnelgeothermischen Anlage über Volumenstrom und Vorlauftemperatur vs. Zeit. Gestrichelte Linien kennzeichnen Datenausfall.

Die Regelungsgrößen der einzelnen Betriebsphasen der Anlage können Tab. 5.1 entnommen werden.

Das Diagramm in Abb. 5.12 zeigt folgende Auffälligkeit. Die Vorlauf­temperatur ϑ_{VL} ist am Startpunkt im Betriebsraum der Haltestelle höher als vorort im Tunnel vor Eintritt in das Absorbersystem. Daraus ergibt sich über die Transportlänge im Tunnel bis zur Absorberleitung eine Temperaturverring­erung in der Größenordnung von 0,5 K bis 1 K in Phase ①. Die Hauptleitung für den Transport des Absorberfluids ist über die längste Strecke ein gedämmtes Fernwärmerohr, jedoch verläuft die Verbindungslei­tung ab der Sohle des Energieblocks ungedämmt in dem durch die Tunnel­luft beein­flussten Beton bis zur Verteilerausparung, wo der Eintritt in das Absorbersystem erfolgt (vgl. Abschnitt 4.4.1). Die Differenz zwischen $\vartheta_{VL, \text{ zentral}}$ und ϑ_{VL} gemessen in Block 73 bzw. 82 verringert sich mit der Zeit aufgrund der zunehmenden Temperatur im Tunnel. In Phase ② ist dieser Temperaturverlust nicht mehr zu erkennen, da infolge Erhöhung des Volumenstroms das Fluid eine kürzere Verweildauer in den Rohren hat. Demgegenüber tritt dieser Effekt in Phase ③ am deutlichsten hervor, da hier der Volumenstrom am kleinsten ist und die Umwälzung des Fluids damit am langsamsten abläuft.

Tab. 5.1: Regelungsgrößen der tunnelgeothermischen Anlage für verschiedene Betriebsphasen.

Betriebsphase Kühlfall	Gesamtvolumenstrom \dot{V}	Teilvolumenstrom \dot{V}_{Ki}	Vorlauf­temperatur ϑ_{VL}
①	≈ 1.000 l/h	≈ 250 l/h	25,5°C
②	≈ 2.000 l/h	≈ 500 l/h	25,5°C
③	≈ 500 l/h	≈ 125 l/h	25,5°C
④	≈ 500 l/h	≈ 125 l/h	20,0°C
⑤	≈ 1.230 l/h	≈ 310 l/h	20,0°C
⑥	≈ 1.000 l/h	≈ 250 l/h	20,0°C
⑦	≈ 2.100 l/h	≈ 525 l/h	20,0°C

Technisch lässt sich daraus ableiten, dass diese Abkühlung (im Kühlfall) bzw. anzu­nehmende Erwärmung (im Heizfall) des Absorberfluids vor Eintritt in den Absorber­kreislauf energetisch verwertet werden kann, in dem die Zulaufleitung ungedämmt durch die Tunnelsohle geführt wird und mit einer entsprechend höheren Vorlauf­temperatur startet. Dadurch ergibt sich bereits auf dem Weg zum Absorberkreislauf eine

Temperaturdifferenz vom Eintritt des Fluids in die Hauptleitung bis zum Absorbersystem, die in die energetische Gesamtbilanz mit einfließt. Gegenüber der Vorlaufleitung wäre die Rücklaufleitung ggf. gedämmt auszuführen, wobei bei der Entscheidung darüber, das im Tunnel zu erwartende Temperaturfeld planerisch als auch wirtschaftlich zu berücksichtigen wäre.

Die thermischen Stoffwerte des Fluids wurden in Abhängigkeit des Mischungsverhältnisses von Wasser und Wärmeträgerflüssigkeit (1,2-Ethandiol) aus Tabellenwerten bestimmt. Die der Berechnung der Entzugsleistung zugrunde liegenden Stoffwerte sind in Abschnitt 6.6.1, Tab. 6.14 festgehalten. In Abhängigkeit der Temperatur des Fluids und seiner Stoffwerte sowie des gefahrenen Volumenstroms wurden die Re-Zahlen sowie die Geschwindigkeit der Rohrströmung v bestimmt (3.31). Die Ergebnisse können Abb. 5.13 entnommen werden.

Die im Kühlfall betriebene tunnelgeothermische Anlage wurde meist mit einem Teilvolumenstrom von $\dot{V}_{Ki} \approx 250$ l/h bzw. von $\dot{V}_{Ki} \approx 500$ l/h betrieben. Daraus ergeben sich eine Geschwindigkeit der Rohrströmung in den Absorberleitungen (DN 25 mm x 2,3 mm) von ca. $v = 0,2$ m/s bzw. ca. $v = 0,4$ m/s und Re-Zahlen bis max. ca. 2.900 bei $\vartheta_{VL} = 25^\circ\text{C}$. Diese bei $\dot{V}_{Ki} \approx 500$ l/h auftretende maximale Reynoldszahl, die über der kritischen Re-Zahl von $Re_{krit} = 2.320$ liegt und den Übergang zur turbulenten Strömung markiert, ist theoretisch nur am Anfang der Absorberleitung verwirklicht, da die Temperatur des Fluids im Kühlfall mit zunehmender Leitungslänge rasch abnimmt. Im Temperaturbereich des Fluids von 15°C bis 20°C erfolgt die Strömung teils laminar und teilweise laminar bis in den Übergangsbereich zur turbulenten Strömung.

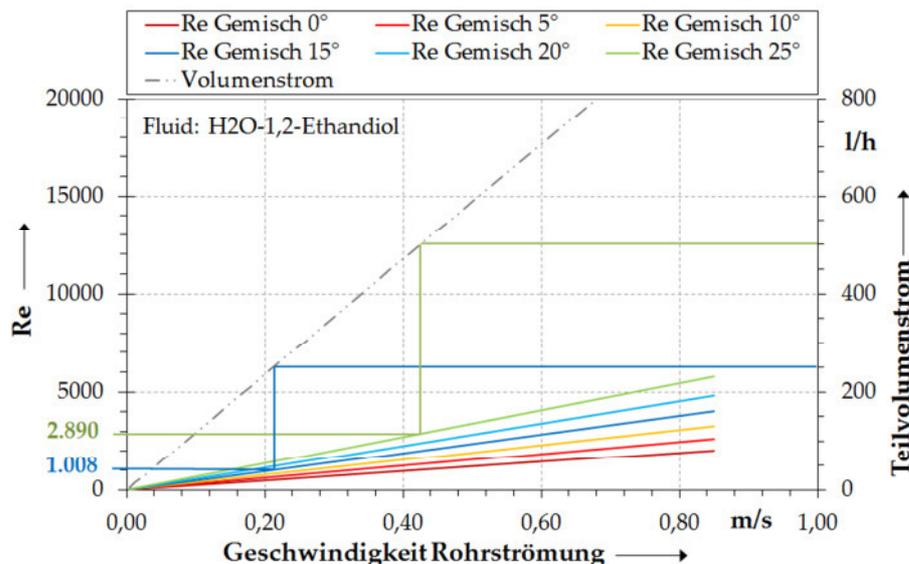


Abb. 5.13: Kenngrößen der Rohrströmung im Absorbersystem, Re-Zahl und Geschwindigkeit der Rohrströmung bei unterschiedlichen Teilvolumenströmen und in Abhängigkeit der Fluidtemperatur.

Bei 20°C beträgt $Re \approx 2.400$ und bei 15°C $Re \approx 2020$. Dabei variiert die kinematische Viskosität des Fluids ν_{FL} im Temperaturbereich von 15°C bis 20°C zwischen $4,3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ und $3,6 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$. Die Strömung in den Absorberleitungen bei $\dot{V}_{Ki} \approx 250 \text{ l/h}$ erfolgt bei $Re < 1.600$ laminar.

5.5 Energetische Ergiebigkeit

Spezifische Entzugsleistung \dot{q}

Aus den berechneten Tagesmittelwerten der vorort im Tunnel gemessenen Rücklauf-temperatur für beide Teilkreisläufe (T RL K1 und T RL K2) wurde die energetische Ergiebigkeit für die einzelnen Energieblöcke der Anlage berechnet.

Die spezifische Entzugsleistung \dot{q} in W/m^2 wird aus dem Wärmestrom bzw. der Entzugsleistung \dot{Q} in W und der thermisch aktivierten Fläche $A = 90 \text{ m}^2$ pro Teilkreislauf nach (3.3) berechnet. Die Entzugsleistung ergibt sich gem. (3.24) aus dem Volumenstrom der Teilkreisläufe \dot{V}_{Ki} in l/h , der Dichte des Absorberfluids ρ_{Fluid} in kg/m^3 , dessen Wärmekapazität $C_{p,Fluid}$ in kJ/kgK und der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Vor- und Rücklauf-temperatur in K .

Es werden zunächst die Ergebnisse des stationären Grundsatzversuchs gezeigt und diskutiert. Im Anschluss werden die Messergebnisse des Anlagenbetriebs in ihrer Gesamtheit beschrieben.

Stationärer Grundsatzversuch – Betriebsphase ①

In Abb. 5.14 sind die im Zuge des stationären Grundsatzversuchs (Phase ①) für den Kühlfall gemessene wandnahe Temperatur der Tunnelluft und des Rücklaufs ϑ_{RL} der beiden Teilkreisläufe, sowie die resultierende spezifische Entzugsleistung \dot{q} des Energieblockes 73 gegen die Zeit aufgetragen. Dabei zeigt \dot{q} eine signifikante Abhängigkeit von der Temperatur der Tunnelluft. Diese ist u.a. abhängig von der Temperatur der Außenluft, dem Abstand von den Portalen, der Strömungsgeschwindigkeit der Tunnelluft sowie Wärmequellen (z.B. Zügen) (SCHLOSSER et. al., 2007) und im vorliegenden Falle auch durch Rückkoppelung mit dem Absorberbetrieb. Mit Zunahme der Außentemperatur und in deren Folge der Zunahme der Tunnellufttemperatur sinkt die Leistung der tunnelgeothermischen Anlage im Kühlfall (SCHNEIDER et. al., 2012). Diese Abhängigkeit ist nicht nur mittelfristig, sondern auch kurzfristig zu beobachten. Dies sei anhand zweier Situationen im Diagramm erläutert. Bei Punkt a) ist eine markante Temperaturabsenkung der Tunnelluft gegeben. Es ergibt sich dadurch eine Erhöhung der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zur Vorlauf-temperatur $\bar{\vartheta}_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$ und zeitlich versetzt zur Rücklauf-temperatur ϑ_{RL} . Dem Tal im Verlauf der Tunnellufttemperatur folgt mit kurzem Zeitversatz eine Spitze von \dot{q} . Umgekehrt verhält es sich bei Punkt b). Dort folgt einer Spitze im Temperaturverlauf der Tunnelluft infolge Verringerung von $\Delta\vartheta$ ein Tal im Verlauf von ϑ_{RL} respektive \dot{q} .

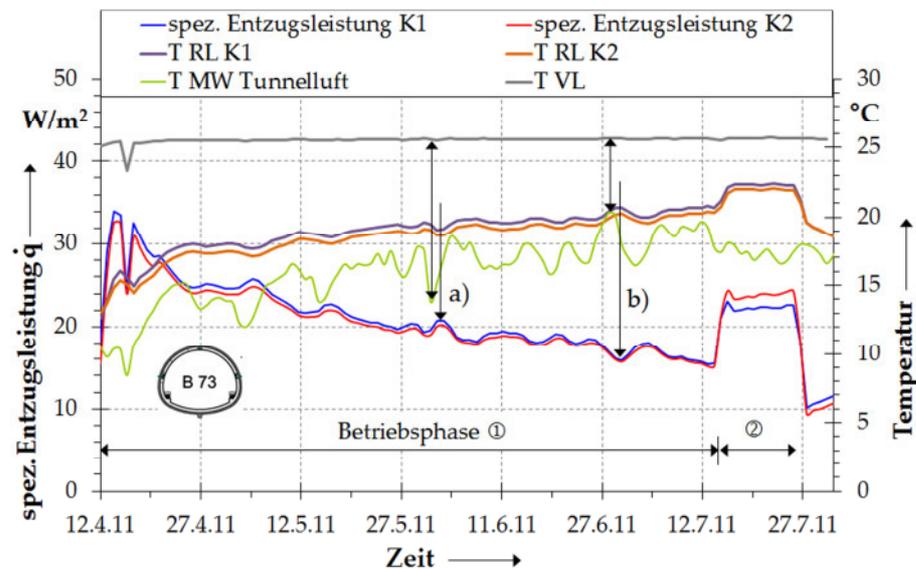


Abb. 5.14: Stationärer Grundsatzversuch Kühlfall, Block 73. Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft TMW, Vorlauf T VL, Rücklauf T RL K1 und T RL K2 sowie der spezifischen Entzugsleistung vs. Zeit.

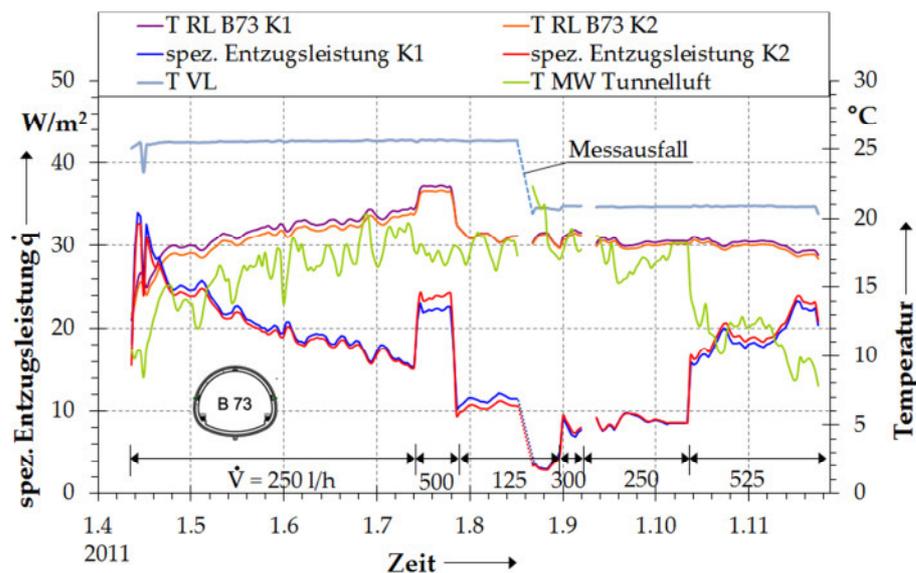


Abb. 5.15: Block 73, Temperatur von Tunnelluft TMW, Vorlauftemperatur T VL, Rücklauftemperatur T RL K1 und T RL K2 und spezifische Entzugsleistung über die Zeit. Angabe des Volumenstroms als mittlerer Wert pro Teilkreislauf.

Die spezifische Entzugsleistung in Phase ① betrug in Block 73 anfangs rund 33 W/m^2 . Zwischen Ende Mai und dem Ende der Betriebsphase ① beträgt sie mit abnehmender Tendenz zwischen 20 W/m^2 und 15 W/m^2 .

Gesamtbetrachtung der Betriebsphasen ① bis ⑦

Die Abb. 5.15 und Anlage III.19 zeigen die vollständigen Messergebnisse im beobachteten Zeitraum bis Ende November 2011 für die beiden Energieblöcke. In den Diagrammen sind analog zu Abb. 5.14 \dot{q} , ϑ_{RL} sowie ϑ_{TUN} dargestellt. Darüber hinaus wurden als zusätzliche Information der Verlauf der Vorlauftemperatur und die Variation der Teilvolumenströme \dot{V}_{Ki} mit einbezogen. Die Verdoppelung der Teilvolumenströme in der betrieblichen Phase ② gem. Abb. 5.12 bewirkte eine signifikante Erhöhung der spezifischen Entzugsleistung \dot{q} auf Werte von ca. 23 W/m² bis 24 W/m² (vgl. Abb. 5.14). Dies entspricht grob der 1,5-fachen Entzugsleistung. Parallel zur Anhebung von \dot{V}_{Ki} ist ein Anstieg der Rücklauftemperatur ϑ_{RL} um ca. 1,4 K zu beobachten, der eine Verminderung der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ gegenüber ϑ_{VL} zur Folge hat. Gemäß (3.24) überkompensiert der verdoppelte Teilvolumenstrom \dot{V}_{Ki} die verringerte Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$. In Phase ③ erfolgt eine intensive Verringerung von \dot{V}_{Ki} auf ein Viertel gegenüber Phase ②. Gleichzeitig tritt eine Verringerung von ϑ_{RL} um 2 K bis 2,5 K und damit eine Erhöhung von $\Delta\vartheta$ ein. Aufgrund des geringen Volumenstroms ergibt sich jedoch insgesamt eine Abminderung auf $\dot{q} \approx 11$ W/m² gegenüber Phase ②.

Die Verringerung von $\vartheta_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$ auf $\vartheta_{VL} = 20^\circ\text{C}$ unter Aufrechterhaltung von \dot{V}_{Ki} in Phase ④ bewirkte aufgrund der Verringerung des Temperaturgradienten im Umfeld der Absorberleitung sowie infolge der Reduzierung von $\Delta\vartheta$ eine starke Reduzierung der spezifischen Entzugsleistung auf $\dot{q} \approx 3$ W/m². Bei relativ konstantem $\Delta\vartheta$ wurde unter quasi-stationären Bedingungen in den Phasen ⑤ und ⑥ \dot{V}_{Ki} um den Faktor 2,4 bzw. 2 erhöht. In der gleichen Größenordnung wird dadurch die spez. Entzugsleistung auf $\dot{q} \approx 7$ W/m² - 8 W/m² angehoben. Mit Verdoppelung von \dot{V}_{Ki} auf 525 l/h wird auch in der abschließenden Phase ⑦ zunächst eine Verdoppelung von $\dot{q} \approx 16$ W/m² bis 20 W/m² festgestellt.

Die Rücklauftemperatur bewegt sich ab Phase ⑤ bis Versuchsende auf einem quasi-stationären Niveau von ca. 18°C und damit auf ähnlichem Niveau wie die wandnahe Tunnellufttemperatur bis Anfang Oktober 2011.

Das Absinken der Tunnellufttemperatur danach hat nur geringen Einfluss auf ϑ_{RL} . Diese Beobachtung wird auf Interferenzeffekte zwischen dem durch den bislang erfolgten Anlagenbetrieb geprägten Temperaturfeld im Gebirge, der geringen Vorlauftemperatur und dem hohen Teilvolumenstrom \dot{V}_{Ki} zurückgeführt.

Die Teilkreisläufe in beiden Energieblöcken zeigen leichte Unterschiede hinsichtlich der Höhe der Rücklauftemperatur des Fluids ϑ_{RL} . Dabei ergibt sich in beiden Energieblöcken im Teilkreislauf K2 eine etwas größere Temperaturspreizung $\Delta\vartheta$ bis max. 0,7 K zwischen Vor- und Rücklauf als bei Teilkreislauf K1. Der Effekt ist in Block 82 stärker ausgeprägt (vgl. Anlage III.19). Er ist darüber hinaus bei hohen Teilvolumenströmen \dot{V}_{Ki} signifikanter als bei niedrigen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Teilkreisläufe K2 jeweils etwa 30 m länger sind und das Fluid in Teilkreislauf K2 eine

längere Verweilzeit zum Temperatúrausgleich hat bzw. eine größere Wärmeübertragerfläche zur Verfügung steht.

Entzugsleistung \dot{Q} und Entzugsarbeit W

Der in Abb. 5.16 dargestellte energetische Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen beider Energieblöcke 73 und 82 (jeweils K1 + K2) zeigt eine weitgehend übereinstimmende Entzugsleistung \dot{Q} bzw. Entzugsarbeit W . Die Entzugsleistung pro Energieblock beträgt in der Phase ① (vgl. Abb. 5.12 bzw. Tab. 5.1) von Versuchsbeginn bis Mitte Juli 2011 zwischen max. 6 kW und ca. 2,7 kW. Dabei ist die relativ hohe Anfangsleistung auf das Hochfahren des Systems zurückzuführen. Im Mai und Juni ergibt sich eine mittlere Entzugsleistung von $\dot{Q} \approx 3,6$ kW pro Energieblock. In der kurzen Betriebsphase ② beträgt $\dot{Q} \approx 4,1$ kW, während in der Phase ③ lediglich $\dot{Q} \approx 1,9$ kW erzielt werden. Die übrigen Betriebsphasen fallen in typische Heizphasen und dienen lediglich dem weiteren Austesten der Anlage.

Die hier erzielte Entzugsleistung bewegt sich zwischen $\dot{Q} < 1,0$ kW (Phase ④), $\dot{Q} \approx 1,5$ kW (Phase ⑥) und $\dot{Q} \approx 3,5$ kW in Betriebsphase ⑦.

Die Entzugsarbeit W ergibt sich durch Multiplikation der Entzugsleistung mit der Zeit. Die Angabe erfolgt in der Regel als monatliche Summe in kWh. Da die Steuerungsparameter der Anlage vielfach variiert wurden und monatsbezogene Werte daher keine Vergleichsbasis darstellen, wird W als tagesbezogene Entzugsarbeit in kWh/d angegeben. In Phase ① erwirtschaftete die tunnelgeothermische Anlage zwischen $W \approx 145$ kWh/d in der Anlaufphase und ca. $W \approx 70$ kWh/d an deren Ende, während in den Monaten Mai und Juni im Mittel $W \approx 80$ kWh/d anfielen.

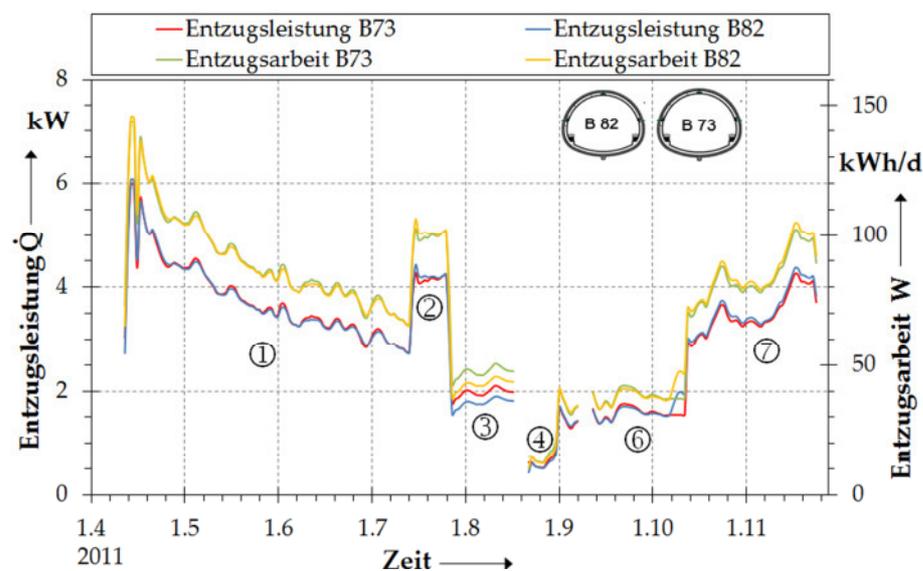


Abb. 5.16: Entzugsleistung \dot{Q} und –arbeit W , Kühlfall, Blöcke 73 u. 82, vs. Zeit.

5.6 Einfluss des Anlagenbetriebs auf die Untergrundtemperatur, TF_3

Das Temperaturfeld in der Tunnelumgebung wird durch den tunnelgeothermischen Betrieb geprägt, das zeigen die nachfolgend dargestellten Messdaten aus den Thermistorenketten. Die Daten werden als Ganglinien für unterschiedliche Messpunkte in der Tunnelaußenschale und im Gebirge gezeigt. Daneben werden Messergebnisse aus den Messstellen in der Tunnelinnenschale vorgestellt. Die konstruktive Umsetzung dieser Messstellen mit in Edelstahlhüllrohren eingebetteten Thermofühlern (vgl. Abschnitt 4.5) begünstigt in Abhängigkeit der Temperaturverhältnisse im Tunnel bzw. im Untergrund und in der Absorberebene aufgrund der sehr viel größeren Wärmeleitfähigkeit von Edelstahl (ca. 15 W/mK bis 20 W/mK) gegenüber Beton (ca. 2 W/mK) den Einfluss der Tunnelluft bzw. des Absorberfluids beim Betrieb der Anlage. Darin wird eine Beeinträchtigung der Qualität dieser Messstellen respektive der Messwerte gesehen. Sie sind jedoch sehr gut dazu geeignet, Entwicklungen aufzuzeigen und tragen zum Verständnis des komplexen Systems Baugrund – Tunnel – Tunnelluft mit bei. Sie wurden jedoch nicht bzw. nur bedingt in die spätere Kalibrierung des numerischen Modells mit einbezogen.

Temperaturmessungen in der Tunnelaußenschale und im Gebirge

Die Abb. 5.17 zeigt die Entwicklung des tertiären Temperaturfelds TF_3 infolge des Absorberbetriebs für den Zeitraum April bis Dezember 2011, gemessen in TMK 83 in Block 73. Bei den Messwerten handelt es sich um Tagesmittelwerte. Zum Vergleich ist die Rücklauftemperatur ϑ_{RL} der beiden Teilkreisläufe K1 und K2 sowie die Temperatur der wandnahen Tunnelluft dargestellt. Als weitere Information ist die gemessene Vorlauftemperatur ϑ_{VL} enthalten. Die Messergebnisse der anderen Thermistorenketten können den Anlagen III.20 bis III.24 entnommen werden. Die Messergebnisse zeigen die thermische Auswirkung auf Bauwerk und Untergrund beim Hochfahren der Anlage. Der am nächsten zur Absorberebene gelegene Messpunkt liegt ca. 0,6 m von der Innenkante der Tunnelinnenschale entfernt bzw. hat einen Abstand von ca. 0,15 m zu den Absorberleitungen.

Dieser Messpunkt zeigt ein sehr schnelles Anspringen als Reaktion auf den Temperaturimpuls der Anlage und erreicht nach 100 Tagen im Juli eine maximale Temperatur von ca. 20,2°C. Gegenüber der Initialtemperatur $\vartheta_0 \approx 11^\circ\text{C}$ vor Beginn des Anlagenbetriebs ist die Temperatur in dieser noch im Spritzbetonausbau sitzenden Messstelle um rund 10 K gestiegen. Die weiteren Messpunkte markieren die phasenverschobene und abgedämpfte Temperaturentwicklung, die starke Auswirkungen bis ins Nahfeld zeigt. In ca. 1,6 m von der Tunnelinnenseite werden max. rund 17°C verzeichnet, was einer Temperaturanhebung von ca. 6 K entspricht. Bis in eine Entfernung von der Tunnelinnenkante von ca. 3,1 m wird eine max. Temperaturzunahme von 3 K bis 4 K verzeichnet. Im Fernfeld des Tunnels, ab etwa 5 m, werden nur noch geringe Temperaturveränderungen festgestellt. In der Messstelle bei 5,9 m beträgt die maximal gemessene Temperatur 13,2°C.

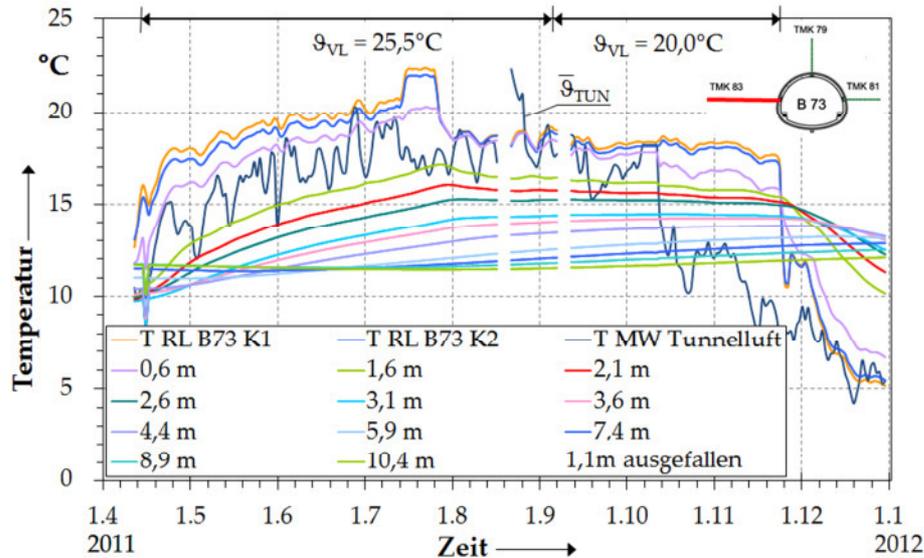


Abb. 5.17: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnelschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, TMK 83 in Block 73, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.

Im Vergleich zum sekundären Temperaturfeld, wo $12,0^\circ\text{C}$ gemessen wurde, ergibt dies eine Erhöhung von $1,2\text{ K}$ bzw. 10% .

In der Messstelle bei $10,4\text{ m}$ wird beobachtet, dass die Temperaturschwingung dort, wie auch bei $8,9\text{ m}$ gegenläufig zum Temperaturverlauf im Nahfeld erfolgt. Im Beobachtungszeitraum von April bis Dezember 2011 reicht die Schwingungsbreite im tertiären Temperaturfeld von $11,6^\circ\text{C}$ bis $12,1^\circ\text{C}$ und beträgt somit $0,5\text{ K}$. Im nicht durch den Absorberbetrieb beeinflussten Temperaturfeld TF_2 , das aus nicht identischen, jedoch ähnlichen Temperatur-Randbedingungen für Außen- und Tunnelluft resultiert (vgl. Abb. 5.3), wurde in diesem Messpunkt von Mai 2010 bis Februar 2011 eine Schwingungsbreite von $0,5\text{ K}$ im Wertebereich von $11,6^\circ\text{C}$ bis $12,0^\circ\text{C}$ festgestellt. Zumindest qualitativ kann daraus geschlossen werden, dass die Temperaturbeeinflussung durch den tunnelgeothermischen Betrieb bei den vorliegenden Randbedingungen und der Lastcharakteristik marginal ist.

Mit Reduzierung des Volumenstroms ab Betriebsphase ③ sowie der Verringerung der Vorlaufumtemperatur um $5,5\text{ K}$ (Phase ④) wird ϑ_{RL} quasi-stationär, während die Gebirgstemperatur im Nahfeld zunächst stagniert und dann mit geringer Rate abnimmt. Die nahe der Absorberebene gelegene Messstelle bei $0,6\text{ m}$ zeichnet dagegen den charakteristischen Verlauf der Rücklaufumtemperatur ϑ_{RL} nach. Die Charakteristik der Schwingung der Tunnellufttemperatur kommt darin zwar weiter zum Ausdruck, allerdings ist ihr Einfluss stark zurückgegangen und wird durch den hohen Volumenstrom in Betriebsphase ⑦ kompensiert. Mit Ende der Kühlphase, die im in situ-Versuch Ende November eintrat und der Übergangsphase zum Heizen, kommt es zu einem sehr

schnellen Abfall von ϑ_{RL} sowie der Temperatur in der Messstelle bei 0,6 m. Die Gebirgstemperatur im Nahfeld verringert sich demgegenüber verzögert.

Im Vergleich zu den beiden horizontalen Messketten TMK 83 und TMK 81 (Anlage III.20), die sehr ähnliches Verhalten aufweisen, ergeben sich im Vergleich dazu in der vertikalen TMK 79 Abweichungen, die sich vor allem in der Messstelle bei 0,6 m zeigen. Dort wird eine um etwa 0,5 K verringerte Temperatur verzeichnet, obgleich die Temperatur des Absorberfluids im Firstbereich im Kühlfall potenziell am höchsten ist. Die Ursache hierfür wird in einem sehr viel größeren Abstand der Absorberleitungen vom Messpunkt gesehen, der ca. 0,6 m beträgt. Der Messpunkt ist daher in stärkerem Maße von der Tunnellufttemperatur beeinflusst. Die übrigen Messpunkte in TMK 79, die im Gebirge liegen, zeigen dagegen sehr ähnliches Verhalten im Vergleich zu den horizontalen Messketten. Dies wiederum steht möglicherweise mit den besonderen thermischen Stoffeigenschaften der Hauptsandsteinschicht in Verbindung, die über eine hohe Wärmekapazität verfügt und die in der Firstregion die eingebrachte Wärme länger speichert. Auch Interferenzeffekte mit der Oberfläche können dabei eine Rolle spielen. Der Vergleich zwischen den Messstellen beider Energieblöcke ergibt ein sehr ähnliches Temperaturverhalten des Gebirges.

Temperaturmessungen in der Tunnelinnenschale

In Abb. 5.18 und in Anlage III.25 bis III.28 sind die Messergebnisse aus den Messprofilen in der Tunnelinnenschale dargestellt. Bei den Daten handelt es sich um Tagesmittelwerte des Zeitraums von Mai 2010 bis Dezember 2011. Sie repräsentieren das Temperaturfeld sowohl vor als auch während des Betriebs der tunnelgeothermischen Anlage. Die Lage der Messprofile in der Tunnelwand kann Abb. 4.11 entnommen werden.

Während die Diagramme in den Anlagen die Ganglinien in unterschiedlicher Tiefe im Beton der Tunnelinnenschale für jede der vier Messstellen zeigen, werden in Abb. 5.18 die Mittelwerte in identischen Tiefen aus allen vier Messprofilen des Blocks 73 dargestellt. Es ergibt sich folgendes Bild.

Im Beobachtungszeitraum beträgt die minimale Temperatur in der Tunnelinnenschale 1,5°C (luftseitige Messstelle bei 0,05 m) und die maximale 20,6°C (bergseitige Messstelle bei 0,40 m). Die Messdaten zeigen im Allgemeinen bis etwa Dezember 2010 geringe Temperaturunterschiede von ca. 0,5 K zwischen den Messpunkten in unterschiedlicher Entfernung zur Innenkante der Tunnelinnenschale. Dabei wird die höchste Temperatur zunächst in 0,05 m Tiefe gemessen. Die Temperaturspreizung zwischen den Messpunkten nimmt im Winter 2010/2011 zu und kann bis zu 3 K betragen. Dies kann auf klimatische Ursachen in Kombination mit der Aufnahme des Probetriebes bzw. Regelbetriebs der Stadtbahn zurückgeführt werden, der infolge der Zugbewegungen für einen stärkeren Austausch mit der Außentemperatur geführt hat. Dabei wurden die höchste Temperatur zur Gebirgsseite und die niedrigste Temperatur zur Tunnelluftseite hin gemessen.

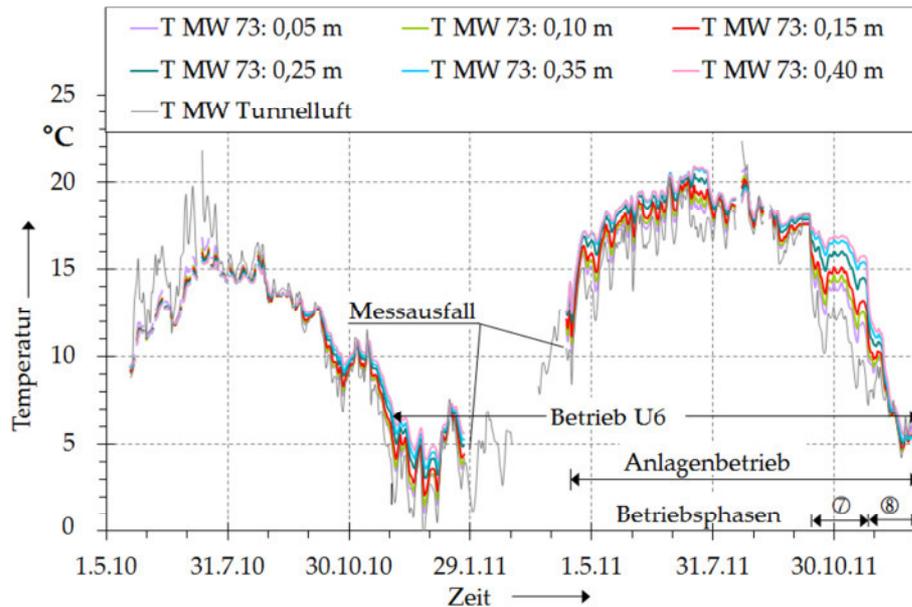


Abb. 5.18: Tagesmittelwerte der Temperatur in den Messprofilen in der Tunnelinnenschale des Blocks 73. Mittelwertbildung aus identischen Tiefen der vier Messstellen. Meterangaben = Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale.

Auch bei Betrieb der geothermischen Anlage bleibt die hohe Temperaturspreizung zwischen luftseitigen und bergseitigen Messpunkten erhalten und erhöht sich teils noch. Die höchste Temperatur wird aufgrund des Kühlbetriebes mit $\vartheta_{VL} = 25,5^{\circ}\text{C}$ bergseitig, in sehr geringem Abstand von der Absorberebene festgestellt. Für die markante Ausprägung der Temperaturverläufe in der Tunnelinnenschale Ende Oktober bis Mitte November 2011 ist sowohl die Anlagensteuerung ursächlich, da in diesem Zeitraum mit dem höchsten Volumenstrom gefahren wurde (Phase ⑦), als auch der in diesem Zeitraum erfolgte Abfall der Tunnellufttemperatur, der zu einer Verringerung der Temperatur in den luftnahen Messstellen (siehe Messstelle 0,05 m in Abb. 5.18) und somit zu einer Vergrößerung der Temperaturspreizung gegenüber dem bergnahen Messpunkt beigetragen hat. Diese beträgt maximal kurzzeitig 4,8 K.

Die in den Anlagen III. 25 bis III. 28 dargestellten messstellenbezogenen Diagramme zeigen, dass das Temperaturniveau in der im Querschnitt oben gelegenen Messstelle 4 am höchsten ist, während es in der tiefsten Messstelle 1 am niedrigsten ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Einspeisung in das Absorbersystem von oben nach unten erfolgt und somit im oberen Bereich des Absorbersystems die Temperatur am größten ist.

Kapitel 6 Numerische Untersuchungen

Nach einer allgemeinen Einführung wird in Abschnitt 6.2 zunächst der Modellaufbau erläutert. Der Beschreibung der Modellkalibrierung für die maßgeblichen Temperaturfelder (Abschnitt 6.3) folgen in Abschnitt 6.4 theoretische Betrachtungen zur Wärmeübertragung im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund. Diese leiten in die zwei Abschnitte zur Modellanwendung über. In Abschnitt 6.5 werden numerische Untersuchungen zur Beeinflussung des Temperaturfelds im Untergrund durch das Tunnelbauwerk vorgestellt.

Die numerischen Simulationen in Abschnitt 6.6 dienen der Untersuchung des Systemverhaltens der tunnelgeothermischen Anlage. Die zentralen Fragen, die in diesem Abschnitt mit Hilfe numerischer Simulationen beantwortet werden sollen, konzentrieren sich auf die Leistungsfähigkeit des Absorbersystems und die damit verbundene Wärmeausbreitung im Baugrund. Dabei werden die Auswirkungen sowohl technischer Einflussfaktoren wie Anlagenbetriebsform (z.B. Durchlaufbetrieb oder Intervallbetrieb) und Anlagensteuerung (Vorlauftemperaturen) als auch natürlich vorgegebener Randbedingungen (geothermische Stoffeigenschaften, hydrogeologische Verhältnisse, atmosphärische Bedingungen) mit Hilfe der Berechnungen in Fallstudien untersucht.

6.1 Allgemeines

Die numerischen Simulationen erfolgen in einem vertikalen zweidimensionalen Querschnitt durch Baugrund und Bauwerk. Es wird vereinfachend davon ausgegangen, dass gesättigte Verhältnisse bestehen und dass kein gespannter Grundwasserleiter vorliegt.

Die Messergebnisse beider Energieblöcke zeigen aus energetischer Sicht als auch im Hinblick auf die Untergrundtemperaturen keine markanten Abweichungen untereinander. Es ist daher gerechtfertigt die numerischen Berechnungen auf einen der beiden Energieblöcke zu begrenzen. Darüber hinaus ist die Datenlage für das TF₂ in Block 73 besser. Den nachfolgenden Untersuchungen wurden die geometrischen und ingenieurgeologischen Rahmenbedingungen im Umfeld des Energieblockes 73 zugrundegelegt, sowie die dort gemessenen Daten.

6.2 Modellaufbau

6.2.1 Wärmetransportmodell für den Untergrund

Strukturmodell für den Untergrund

Das Strukturmodell bzw. das geothermische Modell wurde in Analogie zum hydrogeologischen Modell (DGGT-FH, 2002) entwickelt und orientiert sich an den ingenieurgeologischen Homogenbereichen. Dem Modell liegen die Untersuchungen der Baugrunderkundungsphase (Bohrungen, Bohrloch- und Laborversuche) und der Bauphase (Kartierungen) zugrunde (vgl. Abschnitt 4.2).

Der geologische Aufbau im Nahfeld des Energieblockes 73 ist durch die Bohrungen und die Ortsbrustkartierungen somit hinreichend bekannt. Der Baugrund, der im oberen Abschnitt vom Hauptsandstein (HAS) bis zur Geländeoberkante stark wechselgeschichtet ist, weist im Umfeld des Energieblockes 73 rund 13 einzelne Schichtpakete mit Mächtigkeiten zwischen 0,30 m und 20,00 m auf, innerhalb derer die Bankungsfugenabstände grob zwischen 1 cm und 60 cm variieren. Den homogenisierten Schichtpaketen, die in Abb. 6.1 vereinfachend dargestellt sind, wurden gesteinspezifische geothermische Parameter und die Porosität als Rechenwerte zugewiesen. Diese stammen aus projektinternen Versuchen (Abschnitt 4.3) und aus der Literatur, vornehmlich aus VDI 4640-1 (2008), teils auch aus HÄHNLEIN (2010).

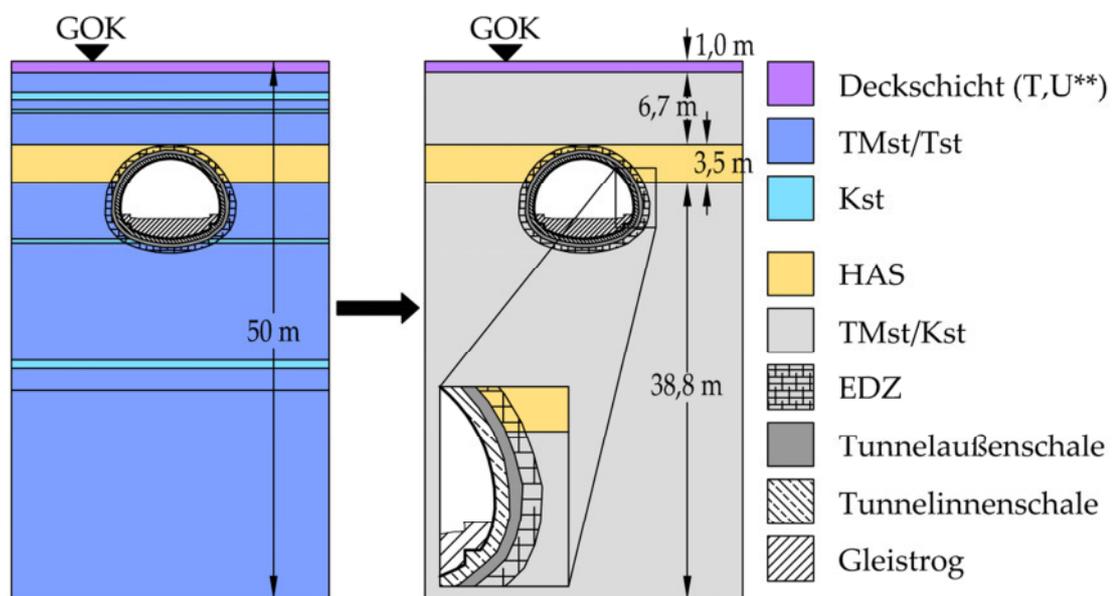


Abb. 6.1: Ableitung des geothermischen Modells aus geologischen Daten. EDZ = vortriebsbedingte Auflockerungszone (excavation damaged zone). ** Deckschicht meist bindiger Boden.

Tab. 6.1: Thermische Stoffwerte für einzelne Schichtpakete. ¹⁾ Projektinterne Laboruntersuchung, ²⁾ projektinterne Felduntersuchung, ³⁾ aus VDI 4640-1 (2008) ⁴⁾ aus bzw. in Anlehnung an HÄHNLEIN (2010), ⁵⁾ Schätzwert. HAS = Hauptsandstein.

	Deckschicht	TMst/Tst	Kst	HAS
n	0,30 ⁵⁾	0,14 ⁴⁾	0,13 ⁴⁾	0,20 ⁴⁾
C _V in MJ/m ³ K	1,50 ³⁾	2,75 ¹⁾	2,80 ¹⁾	3,85 ¹⁾
λ in W/mK	0,70 ³⁾	1,90 ²⁾	2,80 ¹⁾	5,00 ¹⁾

Tab. 6.2: Thermische Stoffwerte für das Gebirge als Rechenwerte für das Kontinuumsmodell. ¹⁾ Schätzwert.

	Deckschicht	TMst/Tst/Kst	HAS
n	0,30 ¹⁾	0,135	0,20
C _V in MJ/m ³ K	1,50 ¹⁾	2,75	3,50
λ in W/mK	0,70 ¹⁾	1,94	5,00

Sie sind in Tab. 6.1 für die maßgeblich am geologischen Aufbau beteiligten Festgesteine Tonmergelstein bzw. Tonstein (TMst/Tst), Kalkstein (Kst) und Sandstein mit der regional-stratigraphischen Bezeichnung Hauptsandstein (HAS) sowie untergeordnet für die meist bindige Deckschicht zusammengetragen. Aus den einzelnen Schichtgliedern gem. Abb. 6.1 wurden Kontinuumswerte aus den Schichten TMst/Tst und Kst als gewichtete mittlere Rechenwerte auf der Basis der einzelnen Schichtmächtigkeiten berechnet. Der Hauptsandstein erfordert aufgrund seiner signifikanten petrothermischen und hydraulischen Eigenschaften eine individuelle Abbildung im Strukturmodell. Darüber hinaus wurde eine 1 m mächtige, überwiegend aus Ton und Schluff bestehende Deckschicht in das Modell integriert, die die aufgelockerten bindigen Schichten in Oberflächennähe, teils aus Auffüllung bestehend, durchwurzelter Zone, bebauten Flächen etc. mit niedrigen Kennwerten kompensieren soll. Es ergeben sich die in Tab. 6.2 zusammengestellten Rechenwerte. Die bei den Laboruntersuchungen festgestellten Anisotropien (vgl. Abschnitt 4.3) wurden dabei vernachlässigt.

Die vortriebsbedingte Auflockerung (EDZ) verursacht die Öffnung latent vorhandener Klüfte bzw. führt zur Erweiterung bestehender im Umfeld des Tunnels in einem Maß, das nicht quantifiziert werden kann. Klüfte werden im Kontinuumsmodell über die Porosität n verschmiert. Es wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die Porosität in der EDZ mit 5 % zunimmt. In Anlehnung an BOSSART et. al., (2002) wurde eine

laterale Ausdehnung von 0,50 m um den Hohlraumrand herum zugrunde gelegt. Oben genannte Autoren haben die Ausdehnung der EDZ im Umfeld eines tiefliegenden Felshohlraums im Opalinuston untersucht und für verschiedene Ausbruchsverfahren (Sprengvortrieb, Hydraulikmeisel, Teilschnittmaschine) die Ausdehnung der EDZ mit 0,10 m bis 1,25 m für die Verhältnisse vor Ort angegeben. Der oberflächennahe Fasanenhofunnel wurde erstens in einem spannungsärmeren Gebirge und zweitens mechanisch, mit gebirgsschonendem Baggervortrieb aufgeföhren. Die Annahme von 0,50 m erscheint daher vertretbar.

Für die Ermittlung der thermischen Stoffwerte des Bauwerks mit seinen Bestandteilen bewehrte Spritzbetonaußenschale, bewehrte Ortbetoninnenschale und Gleistrog wurde auf Daten aus der Literatur zurückgegriffen. Dabei wurden für den aus zahlreichen Einbauteilen bestehenden Gleistrog (Gleise, Betonschwellen, Gleisschotter, Stahlbeton, Unterschottermatte etc.) effektive thermische Rechenwerte aus den flächenmäßig gewichteten Anteilen der Bestandteile und deren thermischen Eigenschaften gebildet. In gleicher Weise wurde mit den in Abb. 3.11 gezeigten Messstellen im Gebirge verfahren. Hier wurde zwischen innerem Bereich (Thermistorenkette, Luft, Isoliermaterial etc.) und äußerem Bereich (Hüllrohr aus PE-HD, Ringraumverfüllung) unterschieden.

Wahl des Modelltyps

Die Festgesteine im Ausbruchbereich des Tunnels sind im Falle des Hauptsandsteins geklüftet bis stark geklüftet und im Falle der verwitterten Tonmergelsteine wenig geklüftet. Dies haben die Befunde aus den Erkundungsbohrungen (visuelle Ansprache und hydraulische Bohrlochversuche) und insbesondere die Ortsbrustkartierungen während des Tunnelvortriebs ergeben. Die Kartierungen liefern ein hinreichend genaues Bild für tunnelbautechnische Belange. Sie sind jedoch nicht aussagekräftig im Hinblick auf die Modellierung inhomogen geklüfteter Medien wie bei Kluftnetzwerkmodellen. Die vielen Freiheitsgrade von Kluftnetzwerkmodellen in Gestalt einer Vielzahl zu bestimmender Modellparameter führen darüber hinaus zu Eindeutigkeitsproblemen bei der Parameteridentifizierung (KOLDITZ, 1997). Die Modellparameter Kluftdichte, Kluftgröße und Öffnungsweite sowie Raumlage konnten vortriebsbegleitend, auch aus Sicherheitsgründen, nicht mit der Aufnahmedichte und Sorgfalt aufgenommen werden, die erforderlich ist, um das Kluftsystem statistisch abgesichert modellieren zu können. Auch Aussagen, die aus der Begutachtung der Bohrkern resultieren, sind nur bedingt aussagekräftig, da im Untergrund latent vorhandene Klüfte sich durch Entspannungsvorgänge im Zuge des Bohrens und während der Entnahme und der Lagerung des Bohrkerns geöffnet haben können und somit eine größere Kluftöffnungsweite oder stärkere Kernzerlegung vortäuschen können als tatsächlich im Gebirge gegeben. Aus diesen Gründen wurde für die Modellierung des Wärmetransports der Ansatz eines Kontinuumsmodells gewählt, bei dem der klüftige Baugrund durch ein homogenes äquivalentes poröses Medium ersetzt wird, das über die gleichen mittleren hydraulischen und thermischen Eigenschaften verfügt (nach

KOLDITZ (1997), ergänzt). Bei den beiden maßgeblich am Gebirgsaufbau beteiligten Schichten Hauptsandstein und verwitterter Tonmergelstein variieren diese untereinander in geringem Umfang (quasi-homogen) und im Vergleich zueinander sehr deutlich (vgl. Abschnitt 4.2). Aufgrund seiner markanten charakteristischen Eigenschaften wurde der Hauptsandsteins deshalb neben der Homogenschicht als zusätzliche Schicht im numerischen Modell berücksichtigt.

Die Simulationsrechnungen wurden im Rahmen eines 2D-Modells durchgeführt. Die Untersuchungen zur gestellten Aufgabenstellung werden mit der gewählten Modelldimension hinreichend genau erfasst.

Modellgebiet

Der durch das Modell abgebildete Bereich besitzt eine Fläche von ca. 6.000 m² und wurde im Umfeld des Tunnels asymmetrisch ausgebildet, um in Parameterstudien eine Grundwasserströmung und damit möglicherweise auftretende asymmetrische thermische Anomalien besser analysieren zu können. Auf der potentiellen Grundwasseranstromseite (rechte Modellseite) hat das Modell eine Ausdehnung von rund 40 m seitlich des Tunnels und auf der –abstromseite eine Erstreckung von ca. 70 m (vgl. Abb. 6.4). Die Modelltiefe beträgt 50 m. Dabei wurde davon ausgegangen, dass der seicht liegende Tunnel keine maßgebliche thermische Beeinflussung zur Tiefe hin zeigt. Das Tunnelbauwerk wurde mit den Bestandteilen Spritzbetonaußenschale, Ortbetoninnenschale und Gleistrog in das Modell eingefügt.

Randbedingungen und Anfangsbedingungen Wärmetransport

Die Simulationsrechnungen sind gemäß den in Abschnitt 3.2.2 erläuterten unterschiedlichen Stadien der Temperaturfelder (TF₁, TF₂ und TF₃) strukturiert.

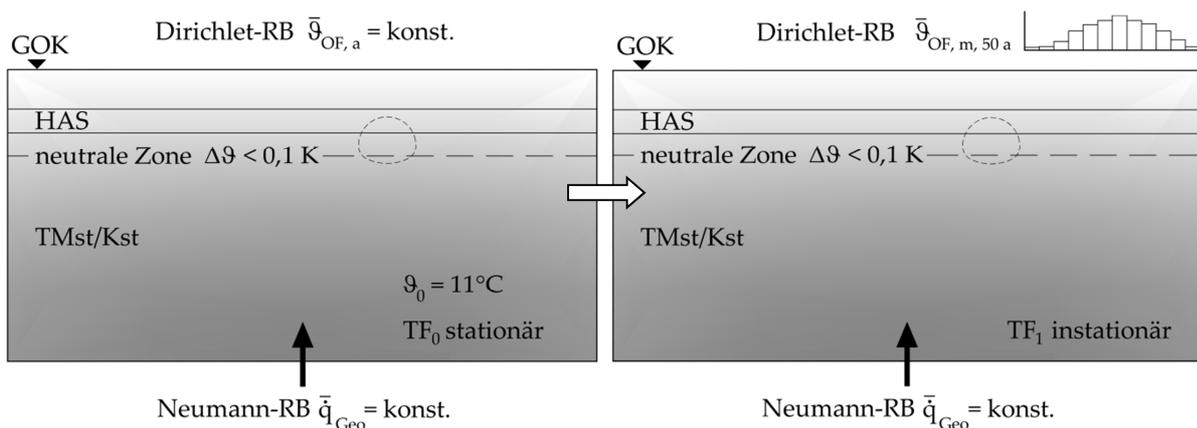


Abb. 6.2: Schematische Darstellung der Randbedingungen (RB) zur Berechnung des initialen stationären Temperaturfeldes TF₁ (linke Seite), als Basis des weiterführenden instationären Berechnungsabschnitts (rechte Seite).

Die Randbedingungen des initialen Grundmodells (TF_1) ergeben sich aus der Oberflächentemperatur am oberen Modellrand und dem geothermischen Tiefenstrom am unteren Rand des Modells. Nachfolgend werden die allgemeingültigen Randbedingungen erläutert. Darüber hinausgehende spezielle Randbedingungen werden im Zuge der jeweiligen nachfolgenden Aufgabenstellungen behandelt.

Die Berechnung des initialen primären Temperaturfelds TF_1 ist in Abb. 6.2 schematisch dargestellt. Die Randbedingungen sind in Tab. 6.3 dokumentiert. Im ersten Schritt wurde die Berechnung des stationären Temperaturfelds TF_0 vorgenommen. Die modelltechnische Anfangsbedingung für TF_0 ist $\vartheta_0 = 11^\circ\text{C}$. An der Geländeoberkante (GOK) wurde die Jahresmitteltemperatur der Außenluft mit $\vartheta_{OF,a} = 10^\circ\text{C}$ als Dirichlet-RB und am unteren Modellrand die geothermische Wärmeflussdichte mit $\dot{q}_{Geo} = 100 \text{ mW/m}^2$ als Neumann-RB angesetzt. Das auf diese Weise berechnete TF_0 ist die Anfangsbedingung für die instationäre Weiterberechnung des TF_1 über einen Zeitraum von 50 a. Dabei wurde hier, wie auch bei allen anderen Berechnungen die Größe der geothermischen Wärmestromdichte beibehalten. Abweichend hiervon wurde die Jahresmitteltemperatur der Außenluft $\bar{\vartheta}_{OF,a}$ an der GOK durch Temperaturmonatsmittelwerte $\bar{\vartheta}_{OF,m}$ der Jahre 1960 bis 2010 ersetzt.

Die geothermische (auch terrestrische) Wärmestromdichte wird von SCHLOZ für Baden-Württemberg im Mittel mit 70 mW/m^2 bei einer Bandbreite von 40 mW/m^2 bis 90 mW/m^2 angegeben. Die Jahresmitteltemperatur der Außenluft in der Modellregion beträgt für den Zeitraum der letzten 50 Jahre $9,2^\circ\text{C}$. Sowohl der Ansatz des geothermischen Tiefenstroms in der genannten Größenordnung als auch jener der Jahresmitteltemperatur stellen leicht erhöhte Werte gegenüber den oben genannten dar. Diese Erhöhung wurde hilfsweise gewählt, um im Untergrund vorhandene, nicht quantifizierbare Wärmequellen, die vermutlich zu einer Erhöhung der Baugrundtemperatur geführt haben, mit berücksichtigen zu können. Diese Vorgehensweise, die im Zusammenhang mit den Kalibrierarbeiten steht, wurde noch weiter ausgedehnt und wird im Abschnitt 6.3 erläutert.

Das auf der Basis von Monatsmittelwerten ($\bar{\vartheta}_{OF,m}$) instationär berechnete primäre Temperaturfeld TF_1 ist die Anfangsbedingung für die Berechnung des sekundären Temperaturfelds TF_2 . Die Auswertung des instationären Berechnungsabschnitts des TF_1 ergab tiefengestaffelt knotenweise Temperaturverteilungen, die gegenüber der Verteilung der Temperatur an der Oberfläche mit zunehmender Tiefe phasenverschoben und abgedämpft sind. Die ermittelten Temperaturverteilungen im Untergrund wurden für weiterführende Berechnungen im TF_2 und TF_3 als seitliche, durch den Tunnel unbeeinflusste (rechte) Randbedingung als Monatsmittelwerte bzw. Tagesmittelwerte $\vartheta_1(z, \bar{t}_1)$ übernommen.

Unterhalb der (rechnerischen) neutralen Zone, die in einer Tiefe von rund 15 m bis 16 m liegt, sind die Temperaturwerte konstant bzw. $\Delta\vartheta < 0,1 \text{ K}$.

Tab. 6.3: Randbedingungen für die Berechnung des initialen Temperaturfelds TF_1 .
 *Messdaten der meteorologischen Station der UNIVERSITÄT HOHENHEIM.

Modellrand	Wärmetransport stationär	Wärmetransport instationär
Oben	Jahresmitteltemperatur der Außenluft, $\bar{\vartheta}_{OF,a} = 10^\circ\text{C}$	Monatsmitteltemperatur der Außenluft, $\bar{\vartheta}_{OF,m}$ 1960 – 2010*
Unten	Geothermische Wärmestromdichte $\dot{q}_{Geo} = 100 \text{ mW/m}^2$	Geothermische Wärmestromdichte $\dot{q}_{Geo} = 100 \text{ mW/m}^2$
links / rechts	„offen“	„offen“

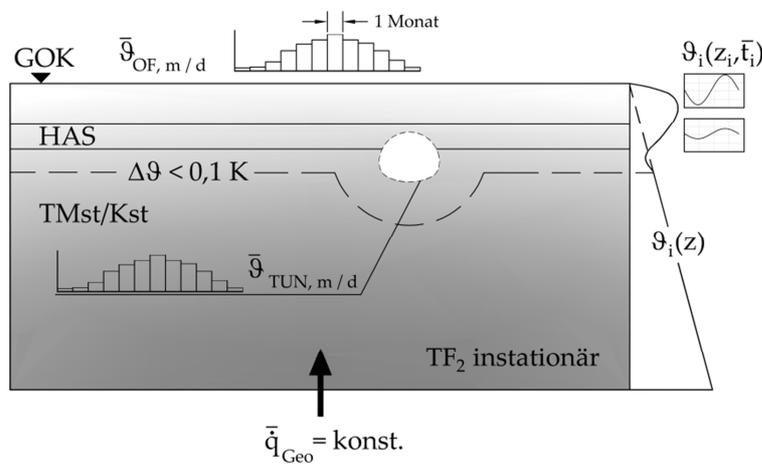


Abb. 6.3: Schematische Darstellung der Randbedingungen (RB) zur instationären Berechnung des sekundären Temperaturfeldes TF_2 .

Diese in den Randknoten bis in die Tiefe von 50 m des TF_1 ausgelesene, nur noch durch den geothermischen Gradienten beeinflusste Temperatur $\vartheta_i(z)$ wurde ebenfalls als seitliche Temperatur-RB am rechten Rand des TF_2 und TF_3 übernommen (vgl. Abb. 6.3). Dieses Vorgehen gewährleistet aus modelltechnischer Sicht im Falle simulierter Grundwasserströmung die Übernahme der Untergrundtemperatur durch das einströmende Grundwasser am Modellrand. Die Randbedingungen für das TF_2 und das TF_3 sind in Tab. 6.4 zusammengefasst.

Wie in der Abb. 6.3 angedeutet, verändert sich die Tiefenlage der neutralen Zone im Umfeld des Tunnels infolge seiner Herstellung im Vergleich zum ursprünglichen Zustand des TF_1 (vgl. Abb. 6.2).

Tab. 6.4: Randbedingungen für die Berechnung des sekundären und tertiären Temperaturfelds.

Modellrand	Wärmetransport instationär
oben	Monatsmitteltemperatur (TF_2) und Tagesmitteltemperatur (TF_3) der Außenluft, $\bar{\vartheta}_{OF, m}$ bzw. $\bar{\vartheta}_{OF, d}$
intern (Tunnel)	Monatsmitteltemperatur (TF_2) und Tagesmitteltemperatur (TF_2 und TF_3) der Tunnelluft, $\bar{\vartheta}_{TUN, m}$ bzw. $\bar{\vartheta}_{TUN, d}$
unten	geothermische Wärmestromdichte $\dot{q}_{Geo} = 100 \text{ mW/m}^2$
rechts	$\vartheta_i(z, t)$ bis neutrale Zone, darunter $\vartheta_i(z) = \vartheta_o(z)$
links	„offen“

Streng genommen handelt es sich bei der „thermischen Deformation“ der neutralen Zone um eine Wirkung, die erst mit zunehmender Zeit eintritt bzw. auch um das vorweggenommene Ergebnis der Berechnungen des TF_2 . Es soll damit jedoch verdeutlicht werden, dass zu den Modellrändern hin, zumindest bei überwiegend konduktivem Wärmetransport die neutrale Zone unverändert bleibt und dass dort kein Einfluss durch den Tunnel angenommen wird.

Die weiteren Simulationen in TF_2 und TF_3 wurden darüber hinaus durch eine interne Temperaturrandbedingung für die Berücksichtigung der Tunnelluft an der Innenkante der Tunnelinnenschale ergänzt (vgl. Abb. 6.3). Dabei konnte auf im Zuge des Projekts gemessene wandnahe Temperaturdaten zurückgegriffen werden (vgl. Kap. 5.2.2). Es wurde für $\bar{\vartheta}_{TUN, m}$ bzw. $\bar{\vartheta}_{TUN, d}$ der Mittelwert aus allen vier Wandtemperaturmessstellen (vgl. Abb. 4.11) über die gesamte Wandhöhe angesetzt. Es ist davon auszugehen, dass im Tunnelquerschnitt in Abhängigkeit von Ort und Zeit infolge der Durchströmung des Bauwerks unterschiedliche Temperaturen in unterschiedlichen Tunnelniveaus vorherrschen. Eine Koppelung mit der Strömung der Tunnelluft, die Gegenstand erweiterter Simulationen gewesen wäre, wurde nicht berücksichtigt.

Randbedingungen Grundwasserströmung

Die numerischen Berechnungen wurden größtenteils unter Zugrundelegung konduktiven Wärmetransports durchgeführt. Hierzu wurde die Grundwasserpotenzialhöhe am rechten und linken Modellrand zu $h_1 = h_2 = 0$ gesetzt (Dirichlet-RB). Sowohl im sekundären als auch im tertiären Temperaturfeld wurden Parameterstudien zum Einfluss konvektiver Anteile am Wärmetransport infolge Grundwasserströmung durchgeführt. In diesen Fällen wurde ein globaler hydraulischer Gradient $i = \Delta h/L$ in einer Bandbreite von $i = 0,125$ bis $i = 2$ durch Angabe unterschiedlicher Potenzialhöhen an den seitlichen Modellrändern simuliert.

Tab. 6.5: Randbedingungen für die Grundwasserströmung bei der Berechnung des sekundären und tertiären Temperaturfelds.

Modellrand	Randbedingung Grundwasserströmung
oben /unten	“offen“
rechts	$h_1 = 0$
links	$h_2 < h_1$

Am rechten Modellrand wurde $h_1 = 0$ beibehalten, am linken Modellrand entsprechend dem hydraulischen Gradienten $h_2 < h_1$ eingestellt, so dass sich im Modell eine Grundwasserströmung von rechts nach links ausbilden konnte. Die Potenzialhöhenunterschiede wurden zeitlich nicht variiert. Die hydraulischen Randbedingungen sind in Tab. 6.5 festgehalten.

Numerisches Verfahren

Aufgrund der Begrenztheit analytischer Verfahren zur Lösung von Wärmetransportproblemen und infolge der instationären und dynamischen Charakteristik im vorliegenden System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund mit seinen variierenden Materialeigenschaften und der zum Teil komplexen Geometrie wurden die Berechnungen mit einem numerischen Verfahren zur Lösung partieller Differentialgleichungen durchgeführt. Dabei stehen mehrere Verfahren zur Auswahl. Neben der Finite-Differenzen Methode oder der Randelementmethode u.a. die Finite-Elemente Methode (FEM), die für das weitere Vorgehen ausgewählt wurde. Die FEM ist ein ausgereiftes Berechnungsverfahren, das seit vielen Jahrzehnten in den Ingenieurwissenschaften zur Durchführung von Strömungs-, Wärmetransport- oder Festkörpersimulationen angewendet wird. Ziel der Methode ist, die Bilanzgleichungen aus der Modelltheorie in diskrete Gleichungen zu transformieren und daraus konsistente konvergente Näherungslösungen abzuleiten (KOLDITZ, 1997).

Die numerischen Untersuchungen wurden mit dem Programm FEFLOW (Version 6.0 FH3) durchgeführt, das Wärmetransport und Grundwassertransport in einem gekoppelten Prozess in porösen Medien simuliert. Als Lösungstechnik wurde die Standard-GALERKIN-FEM verwendet, ohne Verwendung eines Upwind-Verfahrens.

Räumlich-zeitliche Diskretisierung

Die Modellebene hat rund 37.000 Dreieckselemente mit drei Knoten pro Element. Das Finite Element-Netz wurde in unterschiedliche Diskretisierungszonen eingeteilt, die unterschiedliche Netzverfeinerungen aufweisen. Die jeweilige Elementgröße kann der Tab. 6.6 im Zusammenhang mit der Abb. 6.4 entnommen werden. Sie nimmt vom Tunnel ausgehend nach außen in drei Stufen zu. Die Erstreckung der Innenzone, in der die größten Temperaturgradienten auftreten, wurde mit einem Abstand von

ca. 1,5 Tunneldurchmessern von der Tunnelaußenkante angenommen. Innerhalb der Innenzone erfolgte eine weitere Netzverfeinerung, sowohl im Bereich EDZ, als auch des Bauwerks, mit weiter abnehmender Elementkantenlänge bis hin zur Absorberleitung, da hier das Auftreten der größten Temperaturgradienten erwartet wurde.

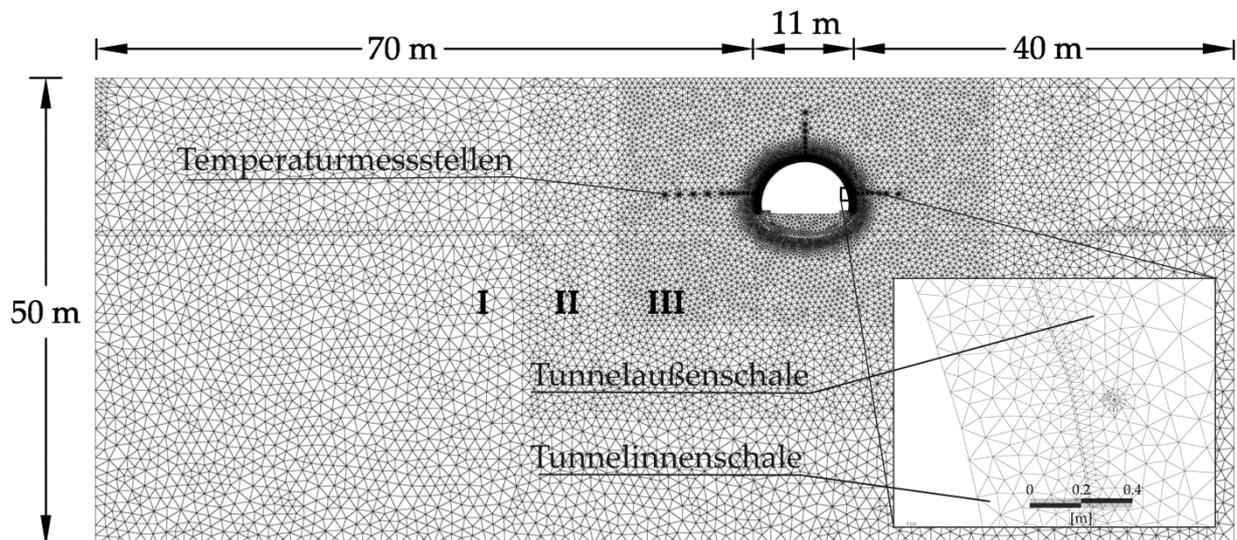


Abb. 6.4: Abmessungen des numerischen Modells. Zone I bis III siehe Tab. 6.6. Meterangaben sind Zirka-Angaben.

Tab. 6.6: Angaben zur Netzdiskretisierung.

Modellregion	Kantenlänge pro Element
I Außenzone	ca. 1,50 m
II Mittlere Zone	ca. 0,80 m
III Innenzone	ca. 0,5 m
Bauwerk getrennt nach Tunnelaußen- und Tunnelinnenschale, Gleistrog, EDZ	ca. 0,05 m bis 0,10 m
Absorberleitung, Thermistorenketten	≤ 0,01 m

Das Bauwerk wurde getrennt nach Ortbetoninnen- und Spritzbetonaußenschale in das Modell eingebaut. Dabei wurden die von den Sollwerten (Mindestanforderung) abweichenden tatsächlichen Schalenstärken berücksichtigt. Diese ergaben sich anhand von Bohrdaten und überwiegend aus der Auswertung der im Zuge der baubegleitenden

den Qualitätskontrolle durchgeführten zerstörungsfreien Prüfung der Innenschale mit dem Ultraschall-Echo-Verfahren. Die Sollstärke der Tunnelinnenschale beträgt $d_{\min} = 40$ cm, dagegen wurden im Block 73 Wanddicken von 40,6 cm bis 52,5 cm gemessen. Die mittlere Wanddicke beträgt 45,1 cm. Die Dicke der Spritzbetonaußenschale wurde an drei Stellen in Bohrungen gemessen. Die Werte lagen zwischen 30 cm und 43 cm. Dagegen beträgt die Sollstärke in Block 73 $d_{\min} = 25$ cm.

Die im Baugrund vorhandenen Thermistorenketten zur Messung der Gebirgstemperatur wurden entsprechend ihrer planmäßigen Lage und unter Berücksichtigung der Standorte der einzelnen Thermistoren in das Modell eingebaut. Zur Simulation des Wärmetransports in den Absorberleitungen wurde ein eindimensionales Ersatzmodell (DFE) gewählt, das im Modell zwischen Tunnelaußen- und Tunnelinnenschale eingebaut wurde. Das Ersatzsystem wird Abschnitt 6.2.2 erläutert.

Die thermischen Stoffwerte für das Bauwerk und die Messstellen sind in Tab. 6.7 wiedergegeben. Für die Simulation des Grundwassertransportes ist die Angabe des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f in m/s erforderlich. Die Werte wurden dem Geotechnischer Bericht (PSP, 2007) entnommen (vgl. Abschnitt 4.2) und analog zur Vorgehensweise bei den thermischen Rechenwerten anteilig gemittelt. Sie sind in Tab. 6.8 festgehalten. Nach BOSSART et. al. (2002) erhöht sich die hydraulische Leitfähigkeit in der EDZ des tiefliegenden Tunnels im Opalinuston um mehrere Potenzen.

Tab. 6.7: Thermische Stoffwerte für das Bauwerk und die Thermistorenketten als Rechenwerte für das Kontinuumsmodell. ¹⁾ Schätzwert, ²⁾ aus VDI 4640

	Tunnelaußenschale aus bewehrtem Spritzbeton	Tunnelinnenschale aus bewehrtem Ortbeton	Gleistrog	Messstellen innerer/äußerer Bereich
n	0,11 ¹⁾	0,11 ¹⁾	0,11 ¹⁾	0,11 ¹⁾
C_V in MJ/m ³ K	2,00 ¹⁾	1,80 ²⁾	1,78 ¹⁾	1,50/3,53 ¹⁾
λ in W/mK	2,00 ²⁾	2,00 ²⁾	2,35 ¹⁾	0,33/2,00 ¹⁾

Aufgrund der oberflächennahen Lage des Fasanenhof-tunnels, wo im Gebirge bereits tiefgreifende Verwitterungs- und demzufolge Entspannungsvorgänge abgelaufen sind und aufgrund des schonenden Ausbruchverfahrens mit geringen Verformungen wird eine drastische Erhöhung des k_f -Wertes bezweifelt. Es wird im vorliegenden Fall eine Erhöhung der hydraulischen Leitfähigkeit der jeweiligen Schicht um eine Größenordnung als realistisch angesehen.

Tab. 6.8: Durchlässigkeitsbeiwert k_f für Untergrund und Bauwerk als Rechenwerte für das Kontinuumsmodell. ¹⁾ Schätzwert, ²⁾ Baugrunduntersuchung.

Untergrund		Deckschicht		TMst/Tst/Kst	HAS
k_f in m/s		$8,1 \cdot 10^{-7}$ ²⁾		$3,3 \cdot 10^{-6}$ ²⁾	$3,8 \cdot 10^{-4}$ ²⁾
Bauwerk	Tunnelaußenschale aus bewehrtem Spritzbeton	Tunnelaußenschale aus bewehrtem Ortbeton	Gleistrog	Messstellen innerer/äußerer Bereich	
k_f in m/s	$1 \cdot 10^{-11}$ ¹⁾	$1 \cdot 10^{-13}$ ¹⁾	$1 \cdot 10^{-12}$ ¹⁾	$1 \cdot 10^{-12}$ ¹⁾	

Die instationären Berechnungen wurden mit automatischer Zeitschrittkontrolle nach dem predictor-corrector-Verfahren durchgeführt. Dabei betragen die Zeitschrittlängen je nach Lastfall 1 d bis ≤ 5 min. Die Finite-Elemente-Berechnungen wurden für Zeiträume von Monaten bis hin zu fünf Jahren durchgeführt.

6.2.2 Modellierung des Wärmetransports in den Absorberleitungen

Die bisherigen Messungen (vgl. Kapitel 5) haben gezeigt, dass die vom (tunnelgeothermischen) System entzogene Wärmemenge bzw. die Rücklauftemperaturen des Absorberfluids deutlichen Schwankungen unterliegen und dass ein stationärer Zustand nicht bzw. nur quasi erreicht wird.

Im Zuge der numerischen Simulation des Wärmetransports in den Absorberleitungen wird der Temperaturverlauf im Absorbersystem infolge geothermischen Betriebes untersucht. Dabei wird die Vorlauftemperatur ϑ_{VL} vorgegeben und der zeitvariable Verlauf der Rücklauftemperatur ϑ_{RL} numerisch berechnet. Auf der Grundlage der simulierten Rücklauftemperatur kann wiederum der Verlauf der Wärmestromdichte berechnet werden.

Die verwendete Software (FEFLOW 6.0) bietet mittels sog. diskreter Merkmalselemente (discrete feature elements (DFE)) die Möglichkeit, die Strömung u.a. in Kanälen, Klüften oder Rohren zu simulieren. Dabei handelt es sich um interaktiv wirkende eindimensionale oder zweidimensionale Elemente, die an Knotenverbindungen in ein höherdimensionales poröses Medium eingebaut werden können (WASY, 2010). In den Knoten besteht eine Verbindung zur porösen Matrix. Dort finden thermische und hydraulische Wechselwirkungen statt (CLAUSEN, 2008). Das Ersatzsystem DFE wurde verwendet, um den Wärmetransport in der Absorberebene zu simulieren. Es ist eingebettet in das numerische Modell des TF₃, dessen sonstige Randbedingungen analog zum TF₂ sind (vgl. Abb. 6.3).

Mit den diskreten Merkmalselementen (DFE) können verschiedene Fließgesetze zur Beschreibung der Strömung berücksichtigt werden. Im vorliegenden Falle wurde das Fließgesetz von Hagen-Poiseuille gewählt, das für die Berechnung von Rohrströmungsproblemen in Kreisrohren aufgestellt wurde. Die Hagen-Poiseuille-Strömung ist eine laminare Strömungsform. Ihr Gültigkeitsbereich reicht daher bis zur kritischen Reynoldszahl von $Re_{krit} \approx 2.320$. Mit einer Geschwindigkeit der Rohrströmung, die bei den real gefahrenen Teilvolumenströmen von 250 l/h bis 500 l/h bei etwa 20 cm/s bis 40 cm/s liegt, werden für das verwendete Wasser-Glykol-Gemisch je nach dessen mittlerer Temperatur (Heiz- oder Kühlfall) Re-Zahlen zwischen 700 und 2.450 erreicht. Mit dem teilweise geringfügigen Überschreiten von Re_{krit} wird der Übergangsbereich zur turbulenten Strömung zwar beschritten. Doch sind auch bei höheren Re-Zahlen bei besonders störungsfreier Zuströmung auch noch laminare Strömungen experimentell nachgewiesen worden (SPURK & AKSEL, 2006). Im vorliegenden Falle ist die Anwendung des Hagen-Poiseuille-Fließgesetzes gerechtfertigt.

Bei der Hagen-Poiseuille-Strömung bildet sich nach Durchlaufen der Beschleunigungsstrecke bei vollausgebildeter Rohrströmung ein parabolisches Geschwindigkeitsprofil aus. Dieses wird durch Schubspannungen der Fluide verursacht. Fluidelemente haften an der Rohrwand und bremsen damit weiter innen strömende Fluidelemente ab. In der Wandnähe bildet sich eine Grenzschicht mit geringer Geschwindigkeit aus, die stromabwärts stetig wächst. Da der Volumenstrom jedoch in jedem Querschnitt gleich ist, führt die Verringerung der Strömungsgeschwindigkeit in den wandnahen Bereichen zu einer Beschleunigung der Kernströmung (KÜMMEL, 2007). Die Hagen-Poiseuille'sche Gleichung lautet bei SPURK & AKSEL (2006):

$$\dot{V} = \frac{\pi R^4 \Delta p}{8 \eta l} \quad (6.1)$$

In der Formel sind Δp die Druckdifferenz zwischen Anfang und Ende des Rohres in Pa, R der Innenradius des Rohres in m, l seine Länge in m und η die dynamische Viskosität des Fluids in Pa·s. Dabei ist der Volumenstrom zur vierten Potenz des Radius proportional.

Die Eingabeparameter des Absorber-Ersatzsystems sind neben den thermischen Fluideigenschaften Wärmeleitfähigkeit und volumetrische Wärmekapazität, u.a. die sog. hydraulische Apertur und die durchströmte Querschnittsfläche. Bei beiden letztgenannten Parametern handelt es sich um Hilfsgrößen. Der Wärmeübergangskoeffizient α wird bei diesem Ersatzmodell nicht berücksichtigt.

In die Ermittlung der durchströmten Querschnittsfläche A_{DFE} in m^2 gehen sowohl der Rohrquerschnitt der realen Absorberleitung A_{Abs} in m^2 ein, als auch die Länge der real eingebauten Absorberleitungen L_{Abs} in m und die Länge der Absorberleitung im Modell L_{DFE} in m. Das reale System ist auf das Ersatzsystem DFE gem. (6.2) umzulegen.

$$A_{DFE} = \frac{A_{Abs} L_{Abs}}{L_{DFE}} \quad (6.2)$$

In Tab. 6.9 sind die berechneten Querschnittsflächen A_{DFE} für die beiden tunnelgeothermischen Teilkreisläufe K1 (linke Tunnelhälfte) und K2 (rechte Tunnelhälfte) angegeben sowie die zur Ermittlung erforderlichen Parameter.

Tab. 6.9: Werte für die durchströmte Querschnittsfläche A_{DFE} mit zugehörigen Parametern.

Tunnelgeothermischer Teilkreislauf	L_{DFE}	L_{Abs}	A_{Abs} $\varnothing_{innen} = 0,0204 \text{ m}$	A_{DFE}
K1 (links)	8,34 m	191 m	$3,27 \text{ e}^{-4} \text{ m}^2$	$7,55 \text{ e}^{-3} \text{ m}^2$
K2 (rechts)	8,32 m	220 m	$3,27 \text{ e}^{-4} \text{ m}^2$	$8,72 \text{ e}^{-3} \text{ m}^2$

Die hydraulische Apertur ist im Falle der Strömung in einem runden Rohrquerschnitt aus programmtechnischen Gründen als korrigierter so genannter Aperturwert b_{corr} anzugeben. b_{corr} ergibt sich gem. FEFLOW (White papers – Vol.1 (WASY, 2010)) zu:

$$b_{corr} = 1,22474 \cdot R \cdot \sqrt{\frac{f}{f_0}} = 1,22474 \cdot 0,0102 \text{ m} \sqrt{\frac{3,22 \cdot 10^{-6} \text{ m}^{-1} \text{ s}^{-1}}{7,55 \cdot 10^{-6} \text{ m}^{-1} \text{ s}^{-1}}} = 8,2 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad (6.3)$$

Dabei sind R der Innenradius des Rohres mit $0,0102 \text{ m}$ und f bzw. f_0 fluidspezifische Faktoren, die sich aus (6.4) ergeben:

$$f_0 = \frac{\rho_0 \cdot g}{\eta_0}, \quad (6.4)$$

mit der Schwerebeschleunigung g in m/s^2 , der Dichte ρ des Fluids in kg/m^3 und der dynamischen Viskosität η des Fluids in $\text{Pa}\cdot\text{s}$. f_0 ist der Faktor für die Fluideigenschaften des Wassers, während f aus den Fluideigenschaften des real eingesetzten Absorberfluids ermittelt wird. Die tunnelgeothermische Anlage wird über die Vorlauftemperatur ϑ_{VL} und den Volumenstrom \dot{V} gesteuert. Diese realen Randbedingungen wurden modelltechnisch übernommen und mit dem Ersatzmodell DFE kombiniert. Sie sind in Abb. 6.5 schematisch wiedergegeben. Im Knoten am oberen Ende des Absorber-Ersatzsystems, der zugleich Eintrittsstelle für die Absorberflüssigkeit ist, wurden eine Randbedingung für die Steuerung der Eintrittstemperatur des Fluids und eine Randbedingung eingerichtet, die den in das System eintretenden Volumenstrom simuliert (-). Am unteren Ende des Ersatzsystems wurde ebenfalls eine Randbedingung eingebaut, die dazu dient den Volumenstrom wieder dem System zu entnehmen (+).

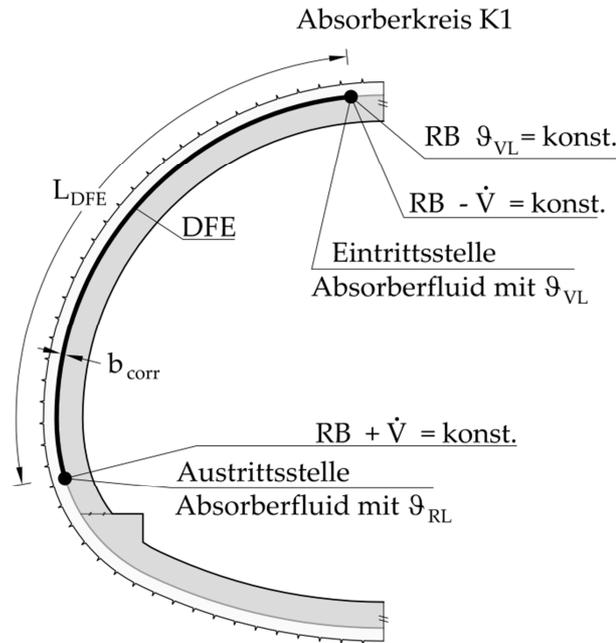


Abb. 6.5: Schematische Darstellung der Randbedingungen (RB) zur instationären Berechnung des Wärmetransports in den Absorberleitungen mit dem Ersatzmodell DFE am Beispiel des linken Absorberkreises K1 (ident. mit K2).

Tab. 6.10: Randbedingungen für die Berechnung des Wärmetransports in den Absorberleitungen. (* Zirka-Angaben).

Absorber-Ersatzsystem DFE	Randbedingung Temperatur	Randbedingung Volumenstrom
oben	Vorlauftemperatur $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ \text{ bis } 25^\circ\text{C}$	Volumenstrom* in das DFE, $\dot{V} = - 250 \text{ l/h} \cdot \frac{1}{10}$ pro Teilkreislauf
unten	“offen“	Volumenstrom aus dem DFE, $\dot{V} = + 250 \text{ l/h} \cdot \frac{1}{10}$ pro Teilkreislauf

Die Tab. 6.10 gibt einen Überblick über die verwendeten Randbedingungen, die dem Betrieb der geothermischen Testanlage angepasst wurden.

6.3 Modell-Kalibrierung

Die ermittelten Messergebnisse ermöglichten die Kalibrierung und Quasi-Validierung des numerischen Modells, sowohl für das sekundäre (TF₂) als auch für das tertiäre Temperaturfeld (TF₃). Es erfolgte keine Validierung im strengen Sinne. Für das primäre Temperaturfeld vor Baubeginn des Tunnels liegen keine Messdaten vor, so dass das

TF₁ nicht bzw. nur indirekt über das TF₂ mitkalibriert werden konnte. Die Berechnungen wurden mit Messwerten aus den Thermistorenketten TMK 79 und 83 (siehe Abb. 3.11) verglichen. TMK 81 wurde nicht berücksichtigt, da einerseits die daraus stammenden Messwerte mit denen der gegenüberliegenden TMK 83 sehr gut übereinstimmen und andererseits das unter konduktiven Bedingungen berechnete Temperaturfeld links und rechts des Tunnels gleich ist. Vor der Erläuterung der Kalibrierarbeiten werden zunächst numerische Voruntersuchungen vorgestellt.

6.3.1 Voruntersuchungen

Die Voruntersuchungen dienen dem allgemeinen Systemverständnis, der Bearbeitung grundsätzlicher Fragestellungen sowie der Berechnung des initialen Temperaturfelds (TF₁) als Grundlage für weiterführende Berechnungen.

Sprungfunktion - Sprungantwort

Es soll zunächst die Auswirkung eines auf den Untergrund einwirkenden Temperatursprungs um $\Delta\vartheta = 15\text{ K}$ auf $\vartheta_{\text{OF}} = 25^\circ\text{C}$ numerisch untersucht werden. Das Modell hat mit $\lambda = 1,90\text{ W/mK}$, $C_V = 2,75\text{ MJ/m}^3\text{K}$ und $n = 0,14$ einheitliche thermische Untergrundeigenschaften. Es wird nur konduktiver Wärmetransport berücksichtigt. Die Anfangsbedingung im Untergrund und an GOK lautet $\vartheta_o = 10^\circ\text{C}$. An der Geländeoberfläche wird die Temperatur für die Dauer von 490 d mit $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ konstant gehalten. Der Temperatursprung setzt nach 10 d Vorlaufzeit ein, nach 500 d endet die Temperaturbeaufschlagung. In dieser Zeit werden an verschiedenen Messpunkten im Untergrund bis in eine Tiefe von max. – 2,15 m der Anstieg der Temperatur und die Wiederabklingphase nach Ausschalten der Temperaturbeaufschlagung aufgezeichnet. Der Abstand der Messpunkte beträgt 0,50 m, dabei ist der erste in einer Tiefe von – 0,15 m unter Modelloberkante platziert. Die Messpunktanordnung wurde in Analogie zu den Messpunkten im realen Tunnelmodell gewählt. Die Simulationszeit beträgt insgesamt 10 a und erfasst damit auch die Abklingphase ausreichend.

Der berechnete Temperaturverlauf ist in Abb. 6.6 dargestellt. Die Temperaturkurven zeigen in der Anstiegsphase und beim Abklingen einen asymptotischen Verlauf. Deutlich kommt die Trägheit des Systems zum Ausdruck. Während sich in 15 cm Entfernung von der Wärmequelle relativ bald quasi-stationäre Verhältnisse einstellen, befinden sich die Kurven der tiefer gelegenen Messstellen aufgrund der Systemträgheit weiter auf dem progressiv ansteigenden Kurvenast.

Der Temperatursprung wurde in einem weiteren Rechenlauf bis 10 a aufrechterhalten. Die Temperatur in 0,15 m Entfernung hat ihren scheinbar stationären Endwert mit $24,91^\circ\text{C}$ erreicht. Das bedeutet, dass der nach 500 d erreichte Temperaturwert bereits zu mehr als 99 % den stationären Endwert erreicht hat. Die Temperatur in den Messstellen, jeweils 0,50 m tiefer gelegen, liegen zu diesem Zeitpunkt noch 2 % bzw. 4 % unter dem stationären Endwert.

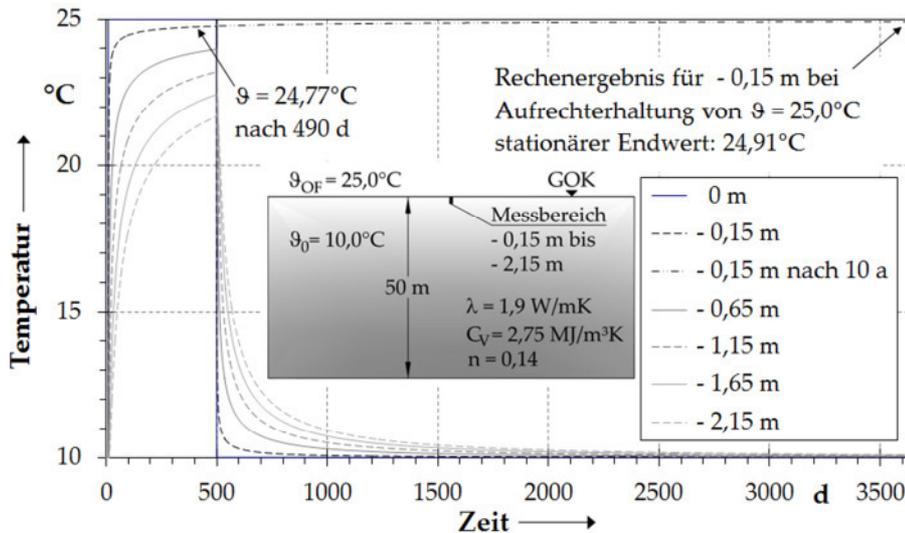


Abb. 6.6: Temperaturverlauf vs. Zeit zur Auswirkung eines Temperatursprunges von 15 K an GOK auf den Untergrund.

Die Verdoppelungszeit, also jene Zeit in der sich die exponentiell zunehmende Temperatur verdoppelt hat bzw. in der die Hälfte der Temperaturdifferenz zwischen $\vartheta_{\text{initial}}$ und dem quasi-stationären Endwert erreicht ist, im vorliegenden Falle bei rund 17,3 K, beträgt für die Messpunkte 0,15 m, 0,65 m und 1,15 m rund 0,4 d, 6,8 d und 20,7 d. In der Abklingphase sind die Verhältnisse umgekehrt.

Halbunendlicher Körper

Die für instationäre Wärmeleitungsprobleme gültige analytische Gleichung für den halbunendlichen Körper ((3.11) ff. in Abschnitt 3.1.1) soll angewendet werden, um einen Vergleich mit der numerischen Simulation anzustellen. Gegeben ist in beiden Fällen die zuvor beschriebene Untergrundsituation mit den thermischen Stoffwerten für λ und C_V (sowie n). Aus diesen ergibt sich die thermische Diffusivität κ (Temperaturleitfähigkeit) gem. (6.5).

$$\kappa = \frac{\lambda}{C_V} = \frac{1,9 \frac{\text{W}}{\text{mK}}}{2,75 \frac{\text{MJ}}{\text{m}^3\text{K}}} = 6,9 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}^2}{\text{s}} \quad (6.5)$$

Es besteht die gleiche Anfangsbedingung und der Modellraum wird mit einer konstanten Temperatur $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ beaufschlagt. Gesucht ist die Zeit t , bei der in verschiedenen Tiefen eine Temperatur $\vartheta = 20^\circ\text{C}$ erreicht ist. Das Rechenergebnis ist in Abb. 6.7 dargestellt. Der Vergleich zwischen numerisch und analytisch ermitteltem Ergebnis zeigt eine sehr gute Übereinstimmung (vgl. Abb. 6.7). Bei Verdoppelung der Entfernung zwischen zwei Punkten vervierfacht sich die Zeit, die benötigt wird, bis die gleiche Temperatur erreicht wird.

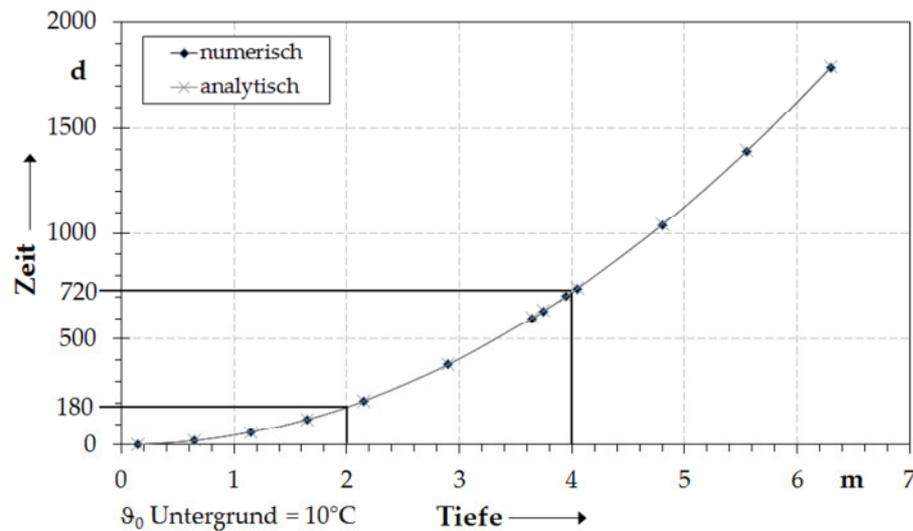


Abb. 6.7: Vergleich von numerisch und analytisch ermittelten Rechenergebnissen. Berechnete Zeit für das Erreichen von $\vartheta = 20^\circ\text{C}$ in verschiedenen Tiefen bei einer stufenartigen Temperaturbeaufschlagung mit $\vartheta = 25^\circ\text{C}$.

Einfluss unterschiedlicher Temperatur- Randbedingungen

Mit einer weiteren numerischen Berechnung mit den gleichen thermischen Stoffwerten und der gleichen Anfangsbedingung wie zuvor gegeben, soll untersucht werden, wie sich unterschiedliche Temperatur-RB an der Systemoberfläche auf die Temperatur im Untergrund auswirken. Dabei wurden Temperaturwerte als Tages- und als Monatsmittelwerte aus dem Datensatz für das Testreferenzjahr der TRY-Region 12 (DEUTSCHER WETTERDIENST, 2004) verwendet und in ihrer Auswirkung verglichen. Bei der Auswertung wurde, ausgehend von der Höhe der sommerlichen Amplitude die jeweils nächste maximale Amplitude der Temperaturschwingung im Untergrund aus den gerechneten Daten ausgelesen. Diese Werte sollen hilfsweise als Durchbruchtemperaturen bezeichnet werden. Das Rechenergebnis ist in Abb. 6.8 dargestellt. Es zeigt im Nahfeld der Versuchsoberfläche signifikante Unterschiede zwischen beiden Ansätzen, deren Abweichung dort bis zu 20% beträgt. Mit zunehmender Tiefe klingen diese rasch ab. Ab einer Tiefe von 3 m werden nahezu identische Ergebnisse erzielt. Dem Modellversuch wurde im nächsten Schritt eine Sinusverteilung als Dirichlet-RB für die Temperatur an der Modelloberfläche zugrunde gelegt, die gegenüber dem TRY12-Datensatz den Vorteil des harmonischen Verlaufs aufweist.

Die Abb. 6.9 zeigt auf der linken Seite die berechneten Temperaturdaten in Abhängigkeit der Tiefe in 1 Meter-Schritten. Im rechten Diagramm sind die Durchbruchtemperaturen gegen die Tiefe aufgetragen.

Die Amplitudendämpfung in K/m ist auf der rechten Ordinate gegen die Tiefe dargestellt. Sie ist in Oberflächennähe besonders ausgeprägt und flacht mit zunehmender Tiefe ab, so wie auch die Durchbruchwerte sich nach unten verringern.

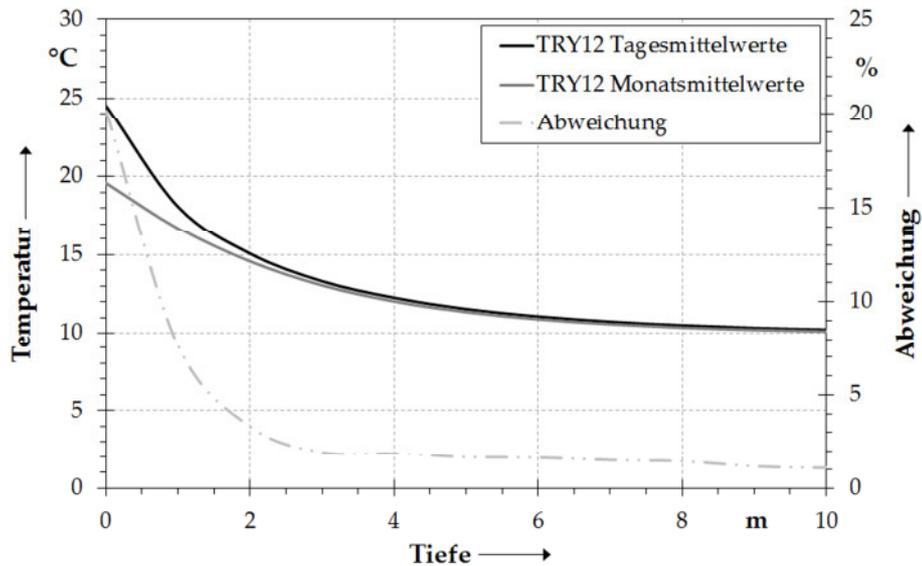


Abb. 6.8: Durchbruchtemperatur im Untergrund vs. Tiefe vs. Abweichung bei Ansatz von Monatsmittelwerten und Tagesmittelwerten der Temperatur (Datensatz TRY 12).

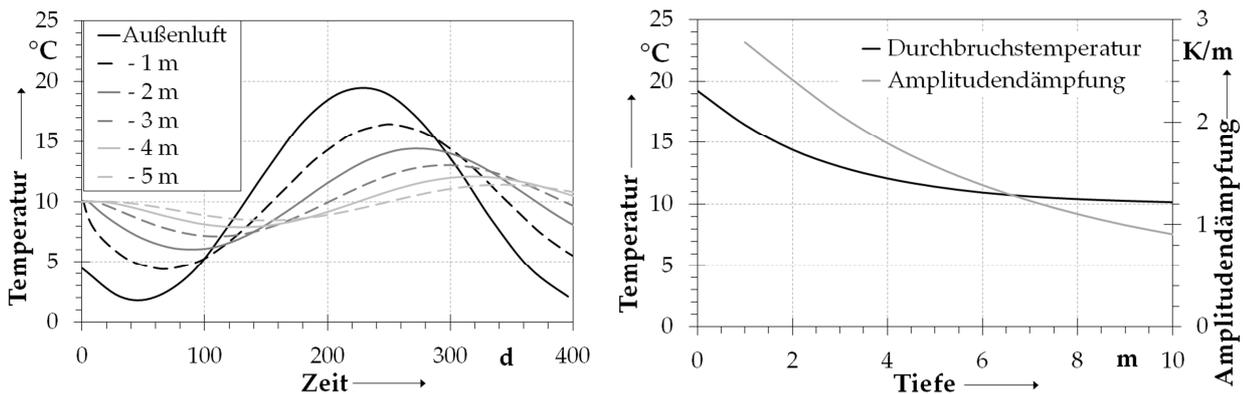


Abb. 6.9: Temperatur von Außenluft und Untergrund vs. Zeit (linkes Diagramm) sowie Durchbruchtemperatur vs. Tiefe und Amplitudendämpfung vs. Tiefe (rechtes Diagramm) bei einer harmonischen Schwingung der Außenlufttemperatur.

Einfluss der geothermischen Wärmestromdichte

Nachfolgend soll der Einfluss der geothermischen Wärmestromdichte \dot{q}_{Geo} auf das TF_1 untersucht werden. Die Stoffwerte sind in Tab. 6.2 enthalten und der Modellaufbau ist in Abb. 6.2 gezeigt. Abweichend von Tab. 6.3 wurde für die Dirichlet-RB die 50-jährige Jahresmitteltemperatur von $9,2^\circ\text{C}$ verwendet.

Die Neumann-RB für die Simulation des terrestrischen Tiefenstroms (a. geothermische Wärmestromdichte) an der Modellunterseite wurde in einer Spannweite von 40 mW/m^2 bis 100 mW/m^2 in Schrittweiten von 5 mW/m^2 untersucht. Die Berechnungen erfolgten stationär. Abb. 6.10 zeigt das Ergebnis der Simulation. Im oberflächen-

nahen Bereich, in dem das Tunnelbauwerk liegt, ergibt sich eine relativ geringe Temperaturdifferenz von rund 0,4 K bei Vergleich zwischen den Extremwerten für \dot{q}_{Geo} . Bei rund 50 m Tiefe zeigt sich aufgrund des geothermischen Gradienten eine höhere Temperaturdifferenz von ca. 1,5 K. Der Einfluss der hohen Wärmeleitfähigkeit im Hauptsandstein auf den Temperaturverlauf ist signifikant.

Aus den Temperaturprofilen wurden die geothermischen Gradienten ϑ in Abhängigkeit von der geothermischen Wärmestromdichte ermittelt (vgl. Abb. 6.11). Diese liegen beim Sandstein zwischen rund 0,8 K/100 m und 2,0 K/100 m und beim Tonmergelstein/Kalkstein zwischen ca. 2,0 K/100 m bis 5,0 K/100 m.

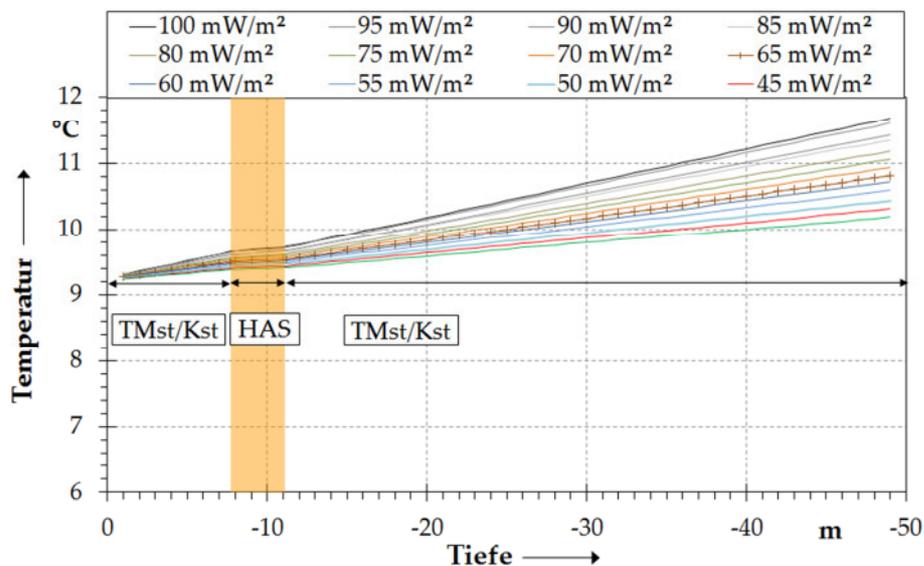


Abb. 6.10: Temperatur im TF_1 vs. Tiefe bei unterschiedlichen geothermischen Wärmestromdichten.

Der Unterschied zwischen den jeweiligen geothermischen Gradienten ergibt sich aufgrund der Fourier'schen Wärmeleitgleichung (vgl. (3.5)) aus dem Quotienten der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten der Gesteine. Der integrale geothermische Gradient für den gesamten Untergrund liegt aufgrund des Mengenverhältnisses zueinander knapp unter dem von Tonmergelstein (TMst)/(Kst).

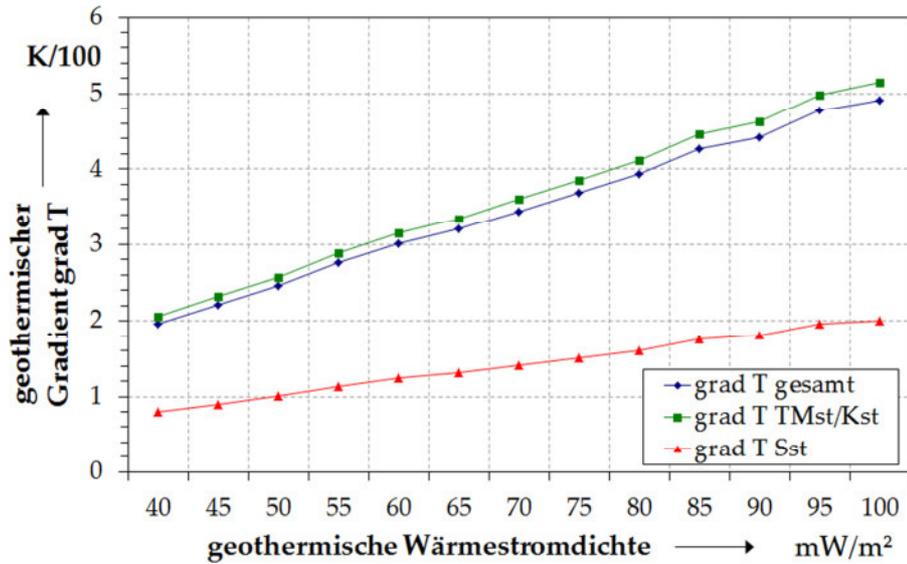


Abb. 6.11: Berechneter geothermischer Gradient ϑ vs. geothermische Wärmestromdichte.

Primäres Temperaturfeld

Auf der Basis der Voruntersuchungen erfolgte die Berechnung des primären Temperaturfelds TF_1 . Die in Tab. 6.2 genannten thermischen Stoffwerte sowie die in Tab. 6.3 gegebenen Randbedingungen ergeben das in Abb. 6.12 gezeigte Temperaturfeld mit seinen jahreszeitlichen Schwankungen, die bis in eine Tiefe von rund 15 m reichen.

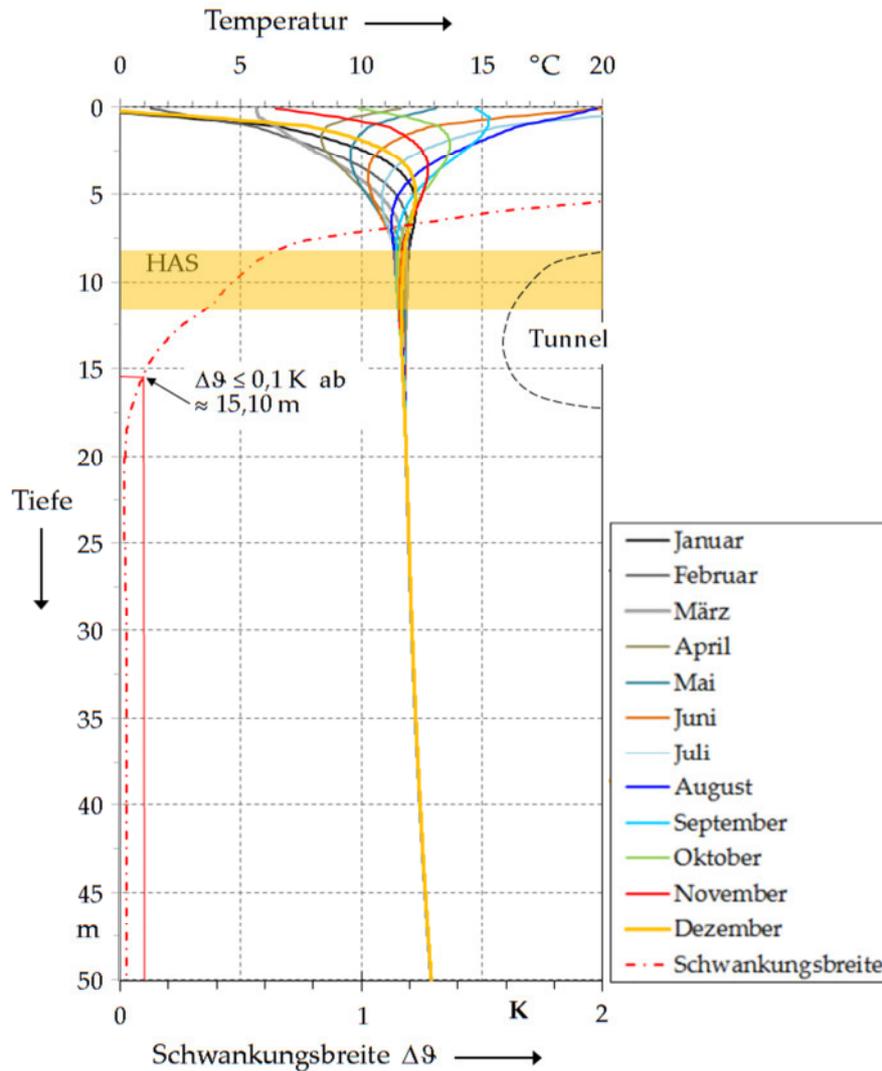


Abb. 6.12: Auf der Basis von Monatsmittelwerten der Außenlufttemperatur $\bar{\vartheta}_{\text{OF}, m}$ berechnete Temperaturprofile im Untergrund im Monatsmittel vor Herstellung des Tunnels (TF_1 var 7). HAS = Hauptsandstein.

6.3.2 Sekundäres Temperaturfeld, TF_2

Die Messergebnisse haben gezeigt, dass im Falle des TF_2 die Temperatur im Baugrund im Beobachtungszeitraum ab einer Entfernung von rund 7 m von der Innenkante der Tunnelinnenschale relativ konstant zwischen rund $11,5^\circ\text{C}$ und 12°C liegt (vgl. Abb. 5.7 und Abb. 5.8), also relativ unbeeinflusst durch den Tunnel ist. Anfängliche Berechnungen des TF_1 und darauf aufbauend des TF_2 ergaben jedoch Temperaturwerte, die um 1 K bis 1,5 K niedriger waren. Das entspricht grob Abweichungen von den Messwerten von etwas mehr als 10 %. Auch bei Variation der Stoffwerte für das Gebirge und das Bauwerk konnte die gemessene Temperatur unter den gegebenen Randbedingungen nicht wesentlich verbessert abgebildet werden.

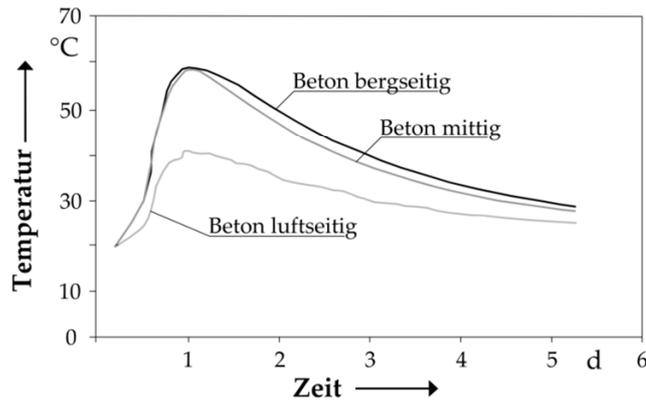


Abb. 6.13: Messung der Entwicklung der Betontemperatur während und nach dem Betonieren an verschiedenen Stellen eines Messprofils in der ca. 40 cm dicken Tunnelinnenschale des Blockes 81, aus (Baustellenbericht Fa. Max Bögl, unveröffentlicht, 2009) nachgezeichnet.

Die Ursache für die höhere gemessene Temperatur gegenüber der berechneten dürfte im städtischen Wärmeineffekt im Untersuchungsgebiet liegen, sowohl aus der umliegenden Bebauung mit tiefreichenden Bauwerken, als auch durch den Tunnel und dessen Herstellung selbst resultierend. Zumindest in der anfänglichen Bauphase des Tunnels wurde sowohl durch Bewetterung, Baumaschinen sowie durch die Herstellung der Spritzbetonaußenschale und später durch die Betonage der Tunnelinnenschale infolge Hydrationswärmeentwicklung beim Abbindeprozess des Zements, in hohem Maße Wärme in den Baugrund eingebracht. Messungen in der Bauphase der Innenschalarbeiten seitens der Baustellenleitung haben z.B. ergeben, dass die Temperatur des jungen Betons während und kurz nach dem Betonieren im bergseitigen und mittigen Abschnitt der 40 cm dicken Tunnelinnenschale auf bis zu 60°C ansteigen kann und auch nach fünf Tagen noch etwa 30°C aufweist (vgl. Abb. 6.13). Eine ähnliche Temperaturentwicklung dürfte auch der Spritzbeton genommen haben.

Da das primäre Temperaturfeld nicht gemessen wurde und die Messungen erst nach Ende der Tunnelvortriebsarbeiten einsetzten, konnten thermische Auswirkungen der Bauphase auf den Untergrund nicht vollständig erfasst werden. Neben der Nachbarbebauung und ggf. weiteren, jedoch unbekanntem, möglicherweise natürlichen Wärmequellen (z.B. Kluftwasser in der Ebene der Thermistorenketten), stellt die Bauphase somit einen nicht quantifizierbaren Störeinfluss bzw. Einfluss dar. Aus diesem Grund wurde die Temperatur $\vartheta(t)$ an der Geländeoberkante und im Tunnel hilfsweise erhöht, um diesen Störeinfluss kompensieren zu können bzw. um die gemessene Temperatur im Modell genauer abbilden zu können. In gleicher Weise wurde mit der geothermischen Randbedingung für \dot{q} an der Modellunterseite verfahren. Dazu wurden zwei Grundvarianten des TF_v , die gegenüber früheren Berechnungen eine Erhöhung der Monatsmittelwerte der Temperatur an der GOK $\bar{\vartheta}_{OF, m}$ um 15 % im instationären Teil

der Berechnung aufwiesen sowie zusätzlich eine Abminderung der volumetrischen Wärmekapazität um 10 % mit Varianten des TF_2 kombiniert, bei denen sowohl $\bar{\vartheta}_{\text{OF},m}$ als auch $\bar{\vartheta}_{\text{TUN},m}$ wechselweise um 5 % bzw. um 10 % erhöht wurden. Daraus resultieren die Varianten 4 bis 9, die nachfolgend verglichen werden.

Die Berechnung erfolgte für einen Zeitraum von 833 d. Das entspricht der Zeit vom Tunneldurchschlag (grob 01.01.2009) bis zum Beginn des geothermischen Betriebes des Tunnels im April 2011 (vgl. Abb. 5.1). Für diesen Zeitraum waren die Temperaturwerte für die Außenluft vollständig gegeben, während die Daten für die Lufttemperatur im Tunnel ein Datendefizit von Januar 2009 bis Mai 2010 aufwiesen. Die Temperatur der Tunnelluft wurde daher, basierend auf der Analyse der bereits vorhandenen Daten von Tunnelluft und Außenluft, abgeschätzt. Der Grunddatensatz ist in Abb. 6.14 dargestellt.

Der Vergleich der für die Varianten 4 bis 9 berechneten mit den gemessenen Monatsmittelwerten ist für die 10 m lange horizontale Temperaturmesskette 83 (zur Lage vgl. Abb. 4.11) im Block 73 in den Diagrammen der Abb. 6.15 für die Monate Mai 2010 und Februar 2011 dargestellt, während die Monate August 2010 und November 2010 den Anlagen IV.1 entnommen werden können. In Abb. 6.16 werden die gerechneten mit den gemessenen Daten für die 5 m lange vertikale Temperaturmesskette 79 verglichen. Es soll zunächst die Kalibrierung im Bereich der Thermistorenkette 83 (vgl. Abb. 6.15) bewertet werden. Bei allen betrachteten Varianten liegen die Rechenergebnisse relativ nah am gemessenen Wert. Die Abweichungen vom gemessenen Wert zum berechneten betragen, bildet man den Mittelwert aus den Abweichungen in den einzelnen Messpunkten innerhalb der Messkette, zwischen 2,1 % und 4,6 %.

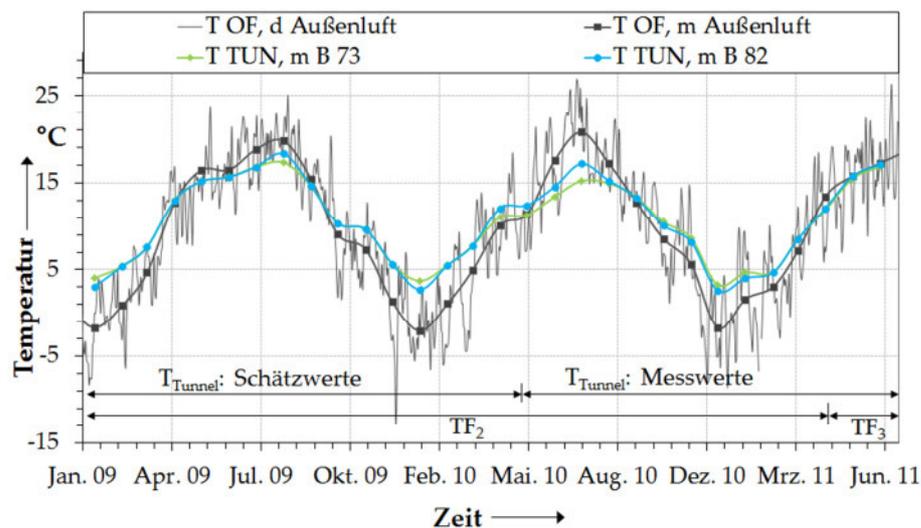


Abb. 6.14: Gemessene und geschätzte Temperatur der Außen- und der Tunnelluft als Monatsmittelwerte ($\vartheta_{\text{OF},m}$). Grundlage für die Randbedingungen der Kalibrierungsrechnungen. Zusätzlich sind die Tagesmittelwerte der Außenluft ($\vartheta_{\text{OF},d}$) dargestellt

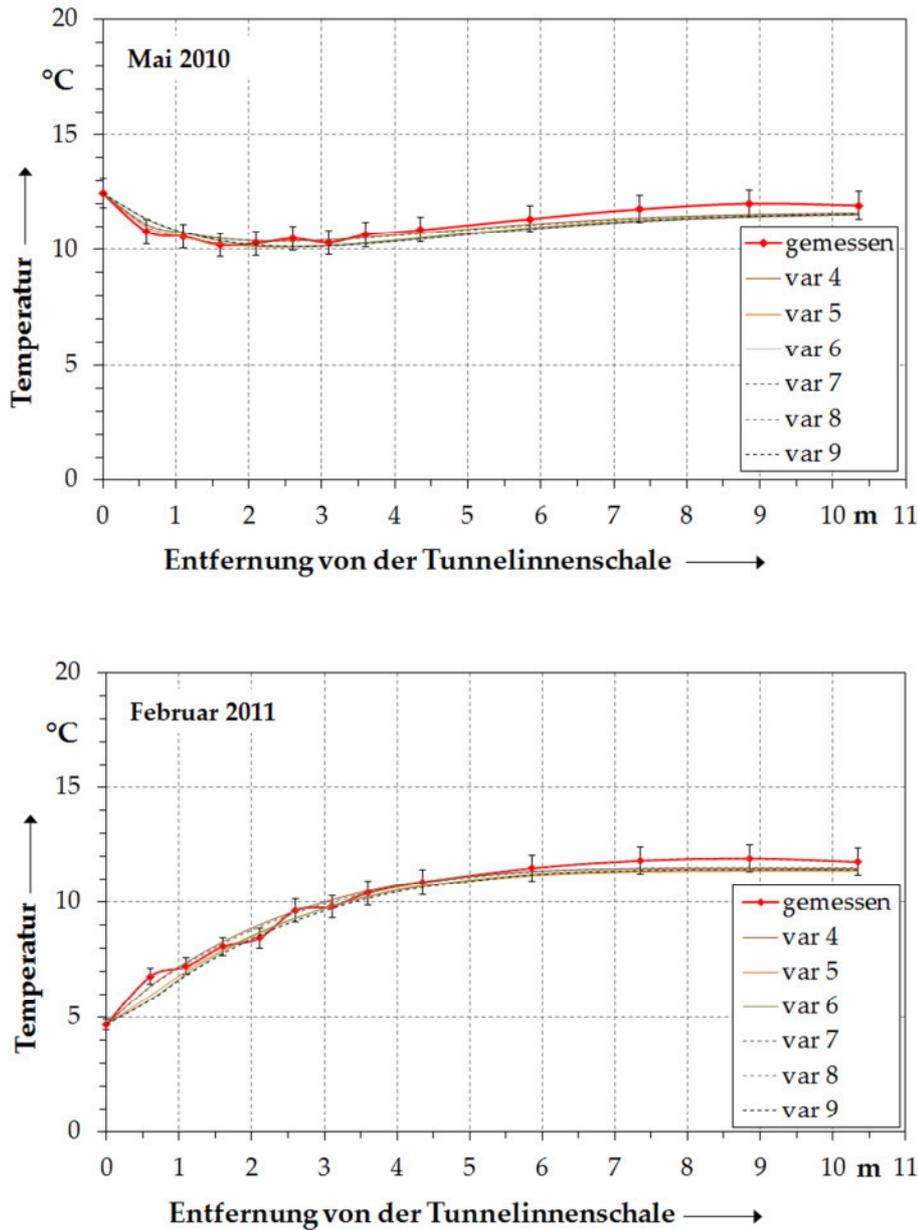


Abb. 6.15: Temperatur im Baugrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale für Mai 2010 und Februar 2011 als Vergleich der gemessenen mit den für die Varianten 4 bis 9 berechneten Monatsmittelwerten. Die gemessenen Werte sind mit Fehlerindikatoren von 5% nach oben und unten abgebildet. Block 73, TMK 83 (horizontal).

Etwas abweichend davon ist die Auswertung für Dezember. Hier wurden maximale Abweichungen bis rund 12 % beobachtet (var 1). Die Gesamtabweichung der var 7 bei fünf ausgewerteten Monaten liegt bei 3,7 %. Dabei bewegen sich die monatlichen Abweichungen zwischen 2,3 % und 7,0 % (Dezember). Insgesamt gesehen sind die gemessenen Werte meist größer als die gerechneten, insbesondere im tunnelfernen Bereich der TMK, wo die Messwerte oft um rund 0,5°C bis 0,75°C höher liegen.

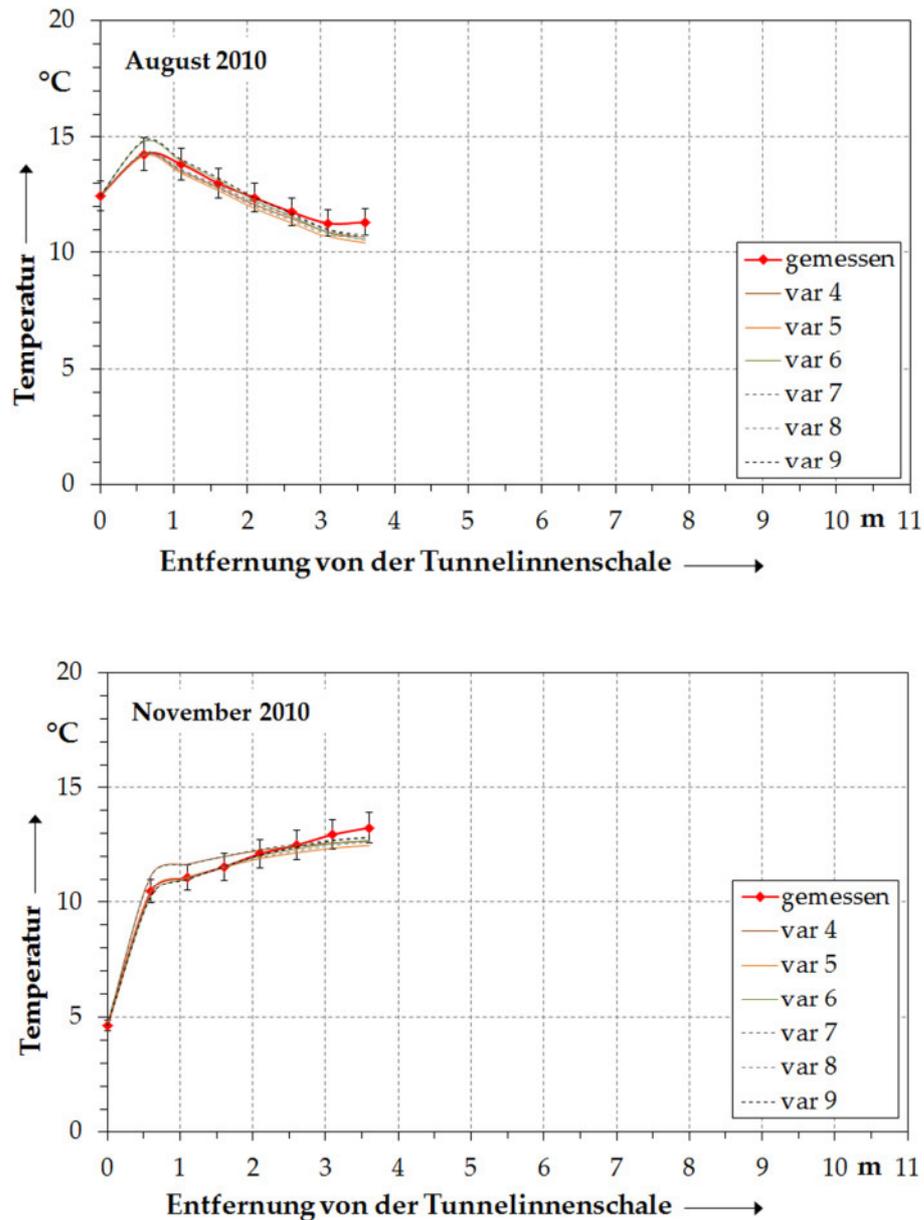


Abb. 6.16: Darstellung der Temperatur im Baugrund vs. Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale für die Monate August und November 2010 als Vergleich der gemessenen mit den berechneten Monatsmittelwerten. Die gemessenen Werte sind mit Fehlerindikatoren von 5% nach oben und unten abgebildet. Block 73, TMK 79 (vertikal).

Ein sehr ähnliches Bild (vgl. Abb. 6.16) ergibt sich bei der kürzeren und vertikal ausgerichteten TMK 79, die im Interferenzbereich zweier Temperatur-Randbedingungen liegt. Hier sind die Monate August 2010 und November 2010 dargestellt, während die Monate Mai 2010 und Februar 2011 in Anlage IV.2 enthalten sind. Die Gesamtabweichung beträgt hier bei var 7 4,2 %, wobei die einzelnen Monate Abweichungen gegenüber den Messwerten zeigen, die zwischen 3,1 % und 7,2 % liegen.

Tab. 6.11: Temperatur-RB für Variante 7.

	$\bar{\vartheta}_{OF}$	$\bar{\vartheta}_{TUN}$
TF ₁ stationär	$\bar{\vartheta}_{OF, a} = 10^{\circ}C,$./.
TF ₁ instationär	$\bar{\vartheta}_{OF, m} \cdot 1,15,$./.
TF ₂ instationär	$\bar{\vartheta}_{OF, m} \cdot 1,10$	$\bar{\vartheta}_{OF, m} \cdot 1,05$

Die besten Übereinstimmungen bei der Modellkalibrierung wurden bei var 7 erzielt. Die festgestellten Abweichungen werden insgesamt gesehen als gering bewertet. In der Folge wurde Variante 7 als Grundlage für die weiterführenden Berechnungen gewählt. Neben einer Abminderung der spezifischen volumetrischen Wärmekapazität des Hauptsandsteins um 10 % ist Variante 7 durch die in Tab. 6.11 genannten Temperatur-RB gekennzeichnet.

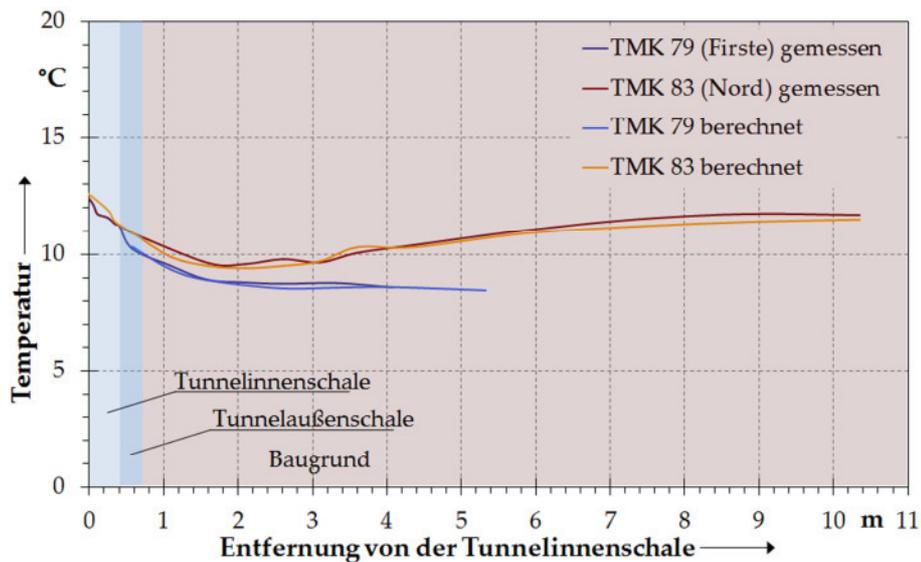


Abb. 6.17: Auszug aus dem initialen Temperaturfeld kurz vor Beginn des tunnelgethermischen Betriebes am Stichtag 08.04.2011. Darstellung der Temperatur in Baugrund und Bauwerk vs. Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale als Vergleich der gemessenen mit den berechneten Tagesmittelwerten (Block 73).

Berechnung der Anfangsbedingung für das tertiäre Temperaturfeld

Wurden die Temperatur-RB an der GOK und im Tunnel bislang mit Monatsmittelwerten besetzt, so erfolgte für die abschließende Weiterberechnung bzw. Neuberechnung des TF₂ von Januar 2011 bis April 2011 die Umstellung der Randbedingungen auf

exakte Tagesmittelwerte, mit dem Ziel, das Temperaturfeld zu Beginn der Inbetriebnahme der tunnelgeothermischen Anlage möglichst exakt abzubilden.

Die Abb. 6.17 zeigt den Vergleich der gemessenen mit den gerechneten Temperaturwerten zum Stichtag 08.04.2011, wenige Tage vor Aufnahme des tunnelgeothermischen Betriebes. Aufgrund des Umbaus des Messsystems standen keine zeitlich näheren Daten zur Verfügung. In die Auswertung wurden auch die Messwerte aus den Betontemperatur-Messstellen mit einbezogen. Es zeigt sich sowohl in der langen horizontalen Thermistorenkette (TMK 83) als auch in der vertikalen (TMK 79) eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung.

6.3.3 Tertiäres Temperaturfeld, TF_3

Unter dem Begriff des tertiären Temperaturfelds wird sowohl der Wärmetransport in den Absorberleitungen zum Zwecke der Energieextraktion mit Hilfe des DFE-Ersatzmodells, als auch dessen Auswirkung auf das Temperaturfeld in der Tunnelumgebung subsumiert. Im Zuge der Kalibrierarbeiten waren daher sowohl der Verlauf der berechneten Rücklauftemperatur über die Zeit als auch die Entwicklung der Gebirgstemperatur zu berücksichtigen.

Anfangs- und Randbedingungen

Ausgangsbasis für die Kalibrierungsberechnungen stellt das in Abb. 6.18 in Ausschnitten gezeigte TF_2 dar. Für die darauf aufbauende numerische Simulation des tunnelgeothermischen Anlagenbetriebs wurde die Betriebsphase 1 (vgl. Abb. 5.12) mit den Steuerungsparametern für den Volumenstrom und für die Vorlauftemperatur gewählt. Die Betriebsphase 1 wurde über einen Zeitraum von 93 Tagen (12.04.2011 bis 14.07.2011) bis zur Einstellung von quasi-stationären Verhältnissen gefahren. Sie war als stationärer Grundsatzversuch speziell für Kalibrierzwecke konzipiert worden.

Aus den Messdaten ergibt sich für den Teilkreislauf K1 (links) in Block 73 ein repräsentativer mittlerer Teilvolumenstrom von $\dot{V} = 259$ l/h und von $\dot{V} = 238$ l/h für Teilkreislauf K2 sowie eine mittlere Vorlauftemperatur von $\vartheta_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$ für beide Teilkreisläufe (zur Lage der Teilkreisläufe vgl. Abb. 4.6). Diese wurden an den Knoten am Eintrittspunkt des Absorber-Ersatzsystems als Randbedingung eingesetzt (vgl. Abb. 6.5). Dabei wurde der Volumenstrom im Ersatzmodell mit einem Zehntel des realen Wertes angesetzt, weil eine Umlage der Teilvolumenströme vom (realen) 10 m langen Energieblock auf die 1m tiefe Berechnungseinheit im Modell vorzunehmen war. Wie bisher wurde die gemessene Temperatur der Tunnelluft als Tageswerte gemittelt und als interne RB verwendet (vgl. Abb. 6.3) sowie die entsprechenden Tagesmittelwerte an der Geländeoberfläche eingesetzt. Es wurden zahlreiche Varianten zur Steuerung des Absorber-Ersatzsystems gerechnet, die dem Systemverständnis dienten. Es zeigte sich erstens, dass der zeitliche Verlauf der Rücklauftemperatur zwar in seiner Form grundsätzlich nachgebildet werden kann, jedoch eine relativ große Temperaturabwei-

chung von 1 K bis 2 K vom gemessenen Rücklauf ergab und zweitens, dass die Temperaturwerte in den Untergrundmessstellen des Modells, zumindest im Nahfeld des Tunnels, deutliche Abweichungen von den gemessenen Werten hin zu höheren Temperaturen aufwiesen. Diese Feststellung soll zunächst gedeutet werden.

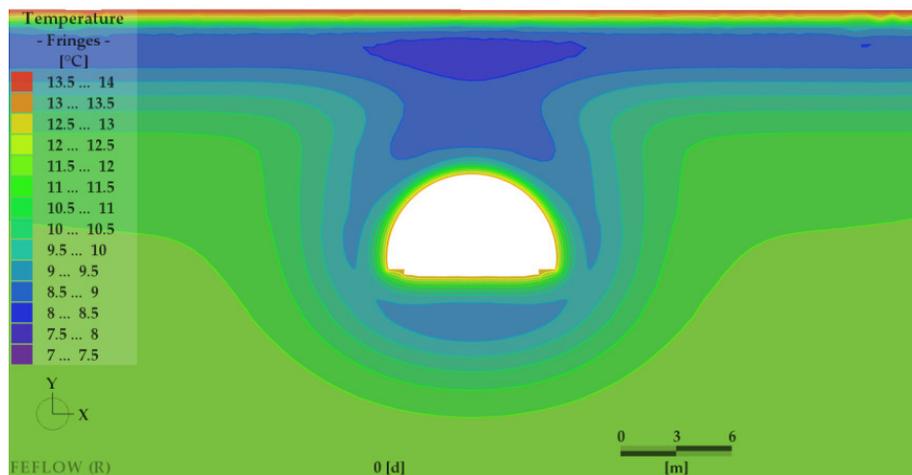


Abb. 6.18: Initiales Temperaturfeld TF_2 kurz vor Beginn des tunnelgeothermischen Betriebes am Stichtag 08.04.2011 (Block 73).

Nebeneffekte des Absorber-Ersatzsystems DFE

Das Absorber-Ersatzsystem wird im 2D-Modell näherungsweise wie eine linienförmige Wärmequelle eingesetzt, während in der Realität, im quer zur Tunnelachse geführten vertikalen Schnitt die Absorberleitungen punktförmige Wärmequellen darstellen, die einen planmäßigen Abstand von rund 40 cm haben. Es wird daher vermutet, dass das Gebirge im numerischen Modell infolge des Ersatzmodells eine intensivere Temperaturbeeinflussung erfährt als in der Realität. Dabei spielt sowohl die Entfernung der Absorberleitung zum Messpunkt eine signifikante Rolle, sowie die Nähe zum Eintrittspunkt der Absorberflüssigkeit in das Ersatzsystem.

Dies hat zur Überlegung geführt, das Ersatzsystem bergseits mit einer Dämmschicht zu versehen, um die erhöhte Temperatur im Nahfeld des Tunnels zu verringern. Darauf abgestimmte Berechnungen haben gezeigt, dass dies grundsätzlich möglich ist. Diese Vorgehensweise wurde jedoch als zu groß (künstlicher), durch die in der Realität angewendete Verfahrenstechnik nicht gerechtfertigter Eingriff in das komplizierte Modell bewertet, weshalb von diesem Lösungsansatz letztlich Abstand genommen wurde.

Temperaturverlauf im Ersatzsystem

Um die Frage zu klären, wie der Temperaturverlauf im Ersatzsystem ist, wurde dieser für den Fall einer Berechnung im Grundlastbetrieb (Fall 1 in Abschnitt 6.6.1) in den

Knoten entlang des Absorber-Ersatzsystems ausgelesen (vgl. Abb. 6.19). Der Kurve, die eine Momentaufnahme nach 30 Tagen Simulationszeit wiedergibt, liegt ein Heizfall zugrunde, bei dem $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ ist. Der Temperaturverlauf im Ersatzsystem ist über die gesamte Länge betrachtet nicht linear ansteigend bzw. fallend, sondern degressiv, weil sich der Temperaturunterschied $\Delta\vartheta$ mit Entfernung von der Eintrittsstelle in das System fortlaufend verringert und somit den Temperaturgradienten im Absorbersystem mindert. Es wird im gezeigten Beispiel des Heizfalls am Beginn des Ersatzsystems intensiver „Kälte“ eingebracht als an seinem Ende. Es wird vermutet, dass dies auch im realen System der Fall ist, allerdings erfolgt dort die Temperaturveränderung auf rund 200 m pro Teilkreislauf, im Gegensatz zum Absorber-Ersatzsystem, wo dies über eine Ersatzsystemlänge von ca. 8 m geschieht. Die Kurve in Abb. 6.19 stellt eine Momentaufnahme dar. Die Aussage kann daher nicht als allgemeingültig angenommen werden.

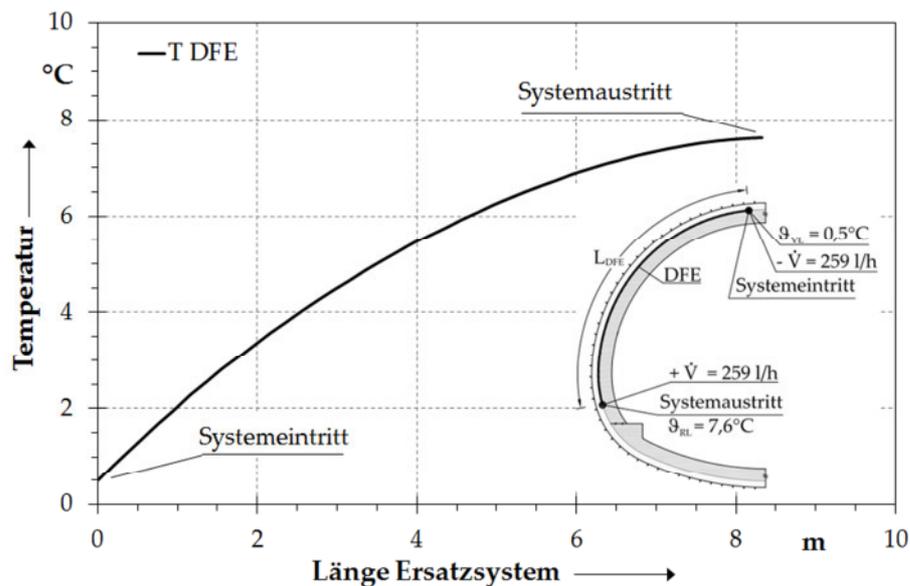


Abb. 6.19: Verlauf der Temperatur in den Knoten entlang des Ersatzmodells DFE für Teilkreislauf K1 bei einem Heizfall ($\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$) nach 30 Tagen Simulationszeit (Zeitraum Ende September). RB gemäß Abschnitt 5.5.5, Fall 1.

Auswirkung des Absorberbetriebs auf den Untergrund

In den Diagrammen der Abb. 6.20 sowie der Anlage IV.3 werden die gemessenen und berechneten Daten für die vertikale Thermistorenmesskette TMK 79 über alle sieben Messpunkte (#21 bis #27) vergleichend gegenübergestellt. Analog erfolgt der Vergleich für die zwölf Messpunkte der horizontalen nördlichen TMK 83 (#1 bis #12) in Abb. 6.21 und in Anlage IV.4 und IV.5. In TMK 83 treten in unmittelbarer Nähe zur Absorberebene die höchsten Temperaturabweichungen nach oben von den Messwerten auf. Die Abweichungen klingen mit zunehmender Entfernung vom Tunnel ab und

im Fernfeld des Tunnels kann man ausgeglichene Verhältnisse feststellen. In der Messkette im First (TMK 79) ist im Gegensatz zur TMK 83 nur das Nahfeld dokumentiert. Die Abweichungen sind hier deutlich höher im Vergleich zur TMK 83 und betragen lokal bis zu rund 3 K. Die prozentualen Abweichungen zwischen Messwerten und Rechenwerten wurden für den quasi-stationären Endwert nach 93 d Simulationszeit bestimmt.

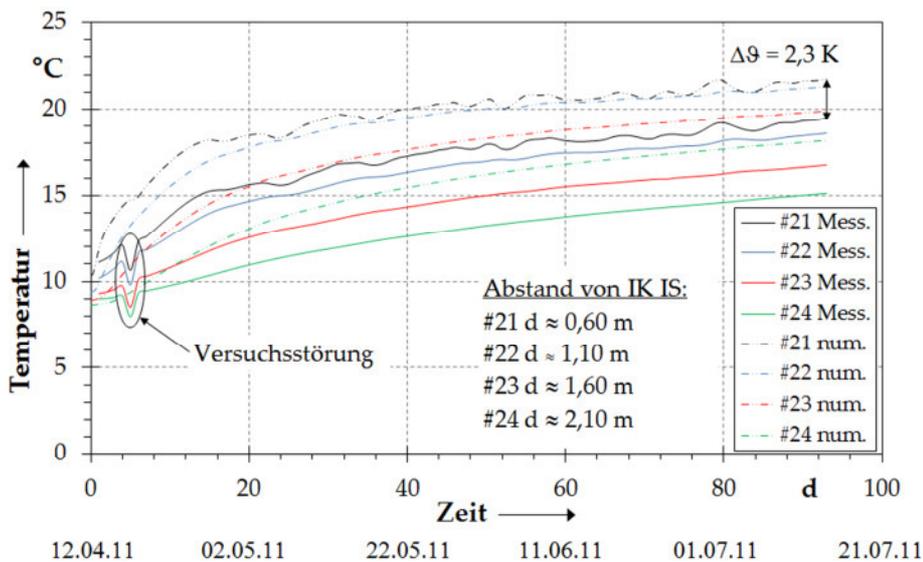


Abb. 6.20: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Gebirgstemperaturen im TF_3 vs. Simulationszeit. Vertikale Thermistorenkette TMK 79. IK IS = Innenkante Tunnelinnenschale.

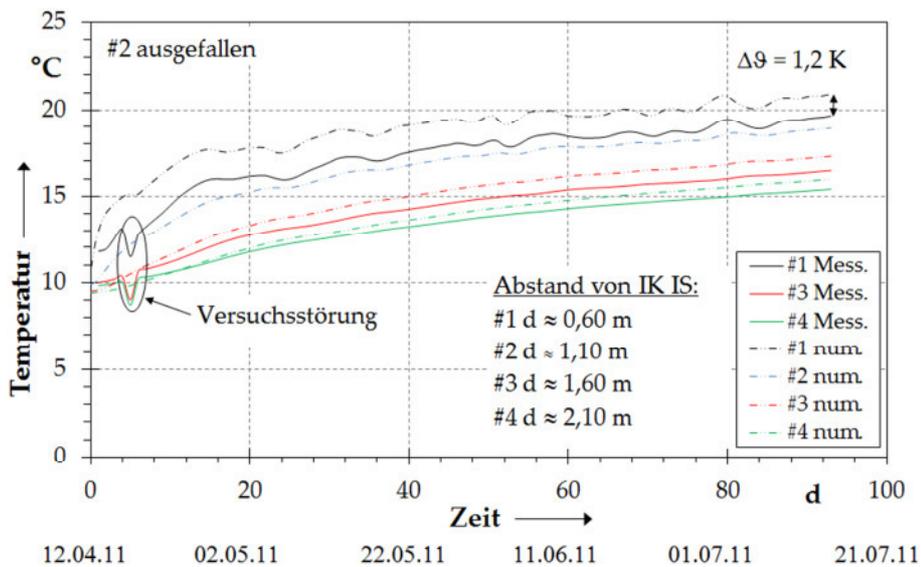


Abb. 6.21: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Gebirgstemperaturen im TF_3 vs. Simulationszeit. Horizontale Thermistorenkette TMK 83.

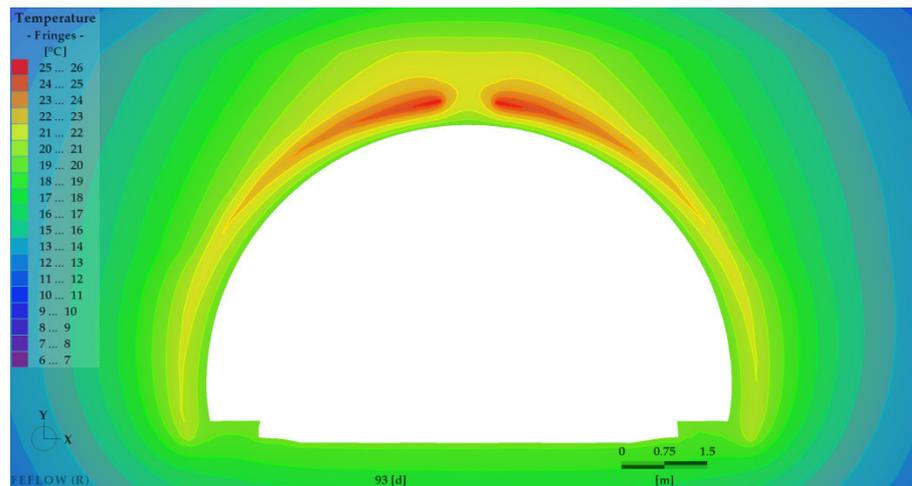


Abb. 6.22: Temperaturfeld im Umfeld des Tunnels und im Bauwerk einschließlich Absorberebene nach 93 Tagen Simulationszeit. Stationärer Grundsatzversuch gemäß Phase ① der Anlagensteuerung (vgl. Abschnitt 4.4) mit $\vartheta_{VL} = 25,5^{\circ}\text{C}$ und $\dot{V} \sim 250 \text{ l/h}$ (vgl. Tab. 6.14).

Während die tiefer gelegene und lange horizontale TMK 83 fast durchwegs Abweichungen $< 5 \%$ zeigt, bewegen sich diese im Bereich der vertikalen kurzen TMK 79 auf deutlich höherem Niveau zwischen rund 11% und maximal 20% . Die Ursache für diesen deutlichen Unterschied ist auf Modellierungseffekte im Zusammenhang mit dem Absorber-Ersatzsystem zurückzuführen. Beide Ersatzsysteme haben in der Firstregion bzw. in der Nähe der TMK 79 (zur Lage vgl. Abb. 4.11) ihren Eintrittsbereich. Dort sind die stärksten Temperaturgradienten im Absorber-Ersatzsystem wirksam (vgl. Abb. 6.19 und Abb. 6.22). Anfänglich waren die Simulationen nur für einen Absorberkreis durchgeführt worden. Dabei wurden vergleichsweise geringe Abweichungen festgestellt, die erst mit paralleler Simulation des zweiten Absorber-Ersatzsystems (K2) infolge eines Überlagerungseffekts der intensiven Wärmeströme zu den lokal hohen Abweichungen geführt haben. Abb. 6.22 zeigt das aus der Simulation des Ersatzsystems resultierende Temperaturfeld im Nahfeld des Tunnels und im Bauwerk nach 93 Tagen. Darin ist die intensive Aufheizung in der Firstregion mit der Superposition deutlich erkennbar. Die nicht axialsymmetrische Ausbildung der Isothermen im Umfeld des Tunnels hat geologische Ursachen und ist auf die Anwesenheit des Hauptsandsteins mit seinen markanten thermischen Eigenschaften zurückzuführen.

Während die Messpunkte im numerischen Modell nahe bei der Eintrittsstelle des Absorberfluids liegen, ist dies in der Realität nicht der Fall. Vom Eintrittspunkt im realen System bis zum Bereich der gegenständlichen Messkette legt das Fluid von der großen Verteilerausparung kommend (vgl. Abb. 4.6) bis zur Firste und dann in Richtung der Tunnelachse am First entlang bis in Messpunktnähe rund 15 m zurück. Wenn das Fluid die reale Messmarke passiert (der Abstand zwischen Messmarke und nächst

gelegener Absorberleitung wurde nicht eingemessen), hat es bereits eine Temperaturveränderung erfahren und ist dann $\vartheta_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$. Auf der Basis einer anteiligen linearen Rückrechnung und in Abhängigkeit der Umgebungstemperatur wird diese auf ca. 0,5 K geschätzt. In den Berechnungen ist dieser Effekt nicht berücksichtigt. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die Abweichung zur Realität tatsächlich etwas geringer ist und sich die Abweichung zur Realität auf hohe ca. 9 % bis 17 % einstellen wird

Wärmetransport im Ersatzsystem

Im nächsten Schritt wird der Frage der Optimierung der Abbildung des Verlaufs der Rücklauftemperatur nachgegangen. Nach Festlegung und Austesten der o.a. rohrhydraulischen Größen erfolgten Untersuchungen zum Einfluss der Stoffwerte des Absorberfluids auf die Rücklauftemperatur. In der Grundvariante 18 wurden die mittleren Stoffwerte des realen Systems, $\lambda_{\text{Fluid}} = 0,48 \text{ W/mK}$ und $C_{V,\text{Fluid}} = 3,88 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ (Tabellewerte, vgl. Tab. 6.14) angesetzt.

Die erste Berechnung ergab eine zu hohe Rücklauftemperatur und damit im Zusammenhang mit der Vorlauftemperatur von $\vartheta_{VL} = 25,5^\circ\text{C}$ eine zu niedrige Temperaturspreizung. In der Folge würde die Energieextraktion unterschätzt werden. Im Weiteren wurde unter Beibehaltung von $\lambda_{\text{Fluid}} = 0,48 \text{ W/mK}$ die Wärmekapazität variiert. Es zeigte sich, dass mit einer Verringerung von $C_{V,\text{Fluid}}$ im Absorber-Ersatzsystem das Niveau der Rücklauftemperatur gesenkt werden konnte. Die beste Übereinstimmung zwischen gemessenen und gerechneten Daten wurde dabei mit $C_{V,\text{Fluid}} = 3,1 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ erzielt. Es ergeben sich nur geringe Abweichungen zu den Messwerten, teils sind sie identisch (vgl. Abb. 6.23 links). Diese Methode wurde auf die Kalibrierung des Teilkreislaufs K2 übertragen. Das Kalibrierergebnis für K2 ist in Abb. 6.23 (rechts) dargestellt und zeigt eine etwas höhere Abweichung, die rund 2 % bis 3 % vom Messwert beträgt. Auf eine individuelle Anpassung von K2 wurde verzichtet, da überdies Unsicherheiten im realen System hinsichtlich der tatsächlich eingebauten Rohrlängen bestehen.

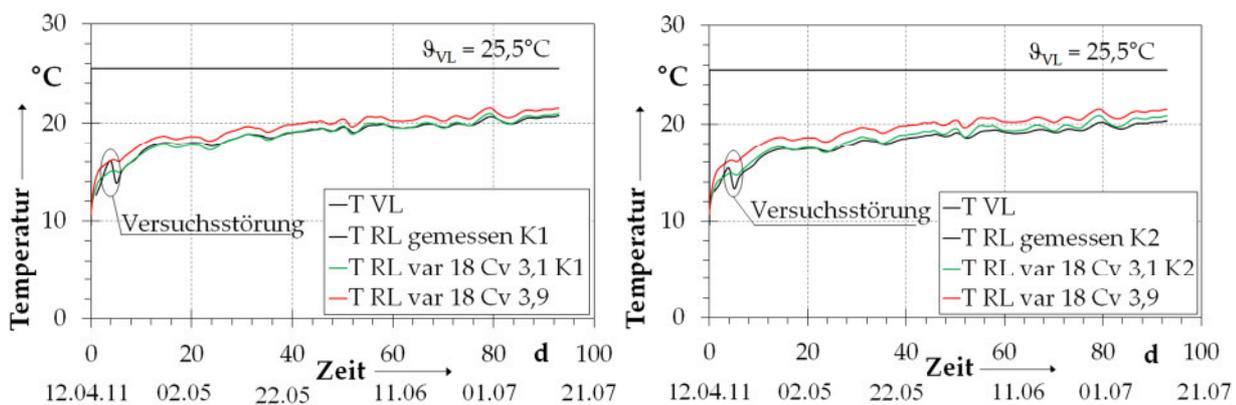


Abb. 6.23: Gemessene und berechnete Rücklauftemperaturen vs. Zeit für zwei Untervarianten der var 18 im Vergleich. Links Teilkreislauf K1, rechts Teilkreislauf K2.

Die Temperaturspreizung und damit der Energiegewinn in K2 fallen etwas geringer aus. Die Berechnungen liegen in diesem Fall somit eher auf der sicheren Seite. In der Gesamtbilanz für den Energieblock wird der Fehler in Teilkreislauf K2 durch Teilkreislauf K1 kompensiert. Der Temperaturverlauf der Ersatzsysteme zeigt anfänglich ein etwas steileres Ansprungsverhalten beim Hochfahren des Systems im Vergleich zu den Messdaten (vgl. Abb. 6.19). Die Interpretation wird durch die Versuchsunterbrechung am Anfang des stationären Grundsatzversuchs aufgrund von Computerproblemen allerdings erschwert. Auch fällt auf, dass die Ausschläge im Temperaturverlauf der berechneten Kurven im Vergleich zu den gemessenen etwas intensiver ausgeprägt sind. Vermutlich handelt es sich hier ebenfalls um einen Modellierungseffekt, der die Einwirkung der Tunnelluft in Teilen stärker betont.

Fazit

Die zweidimensionale Simulation des Wärmetransports in den Absorberleitungen des Tunnels unter Verwendung des DFE stellt ein Ersatzsystem dar, das konzeptionell und räumlich nicht vollständig kongruent zum realen Modell ist. Es stellt jedoch einen praktikablen Ansatz dar. Tatsächlich handelt es sich im vorliegenden Fall um ein räumliches Problem, das nur durch dreidimensionale Berechnungen bei gleichzeitig voller Ausdiskretisierung der Absorberleitungen samt Rohrwandung mit größerer Genauigkeit untersucht werden kann. Auch bleiben Effekte wie die Beeinflussung durch benachbarte Tunnelblöcke oder schräge Grundwasseranströmung des Tunnels unberücksichtigt.

Die festgestellten Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Daten in der Firstregion sind lokal hoch, aber noch in vertretbarem Rahmen, während sie sich im seitlich des Tunnels gelegenen Bereich auf geringem Niveau bewegen. Aufgrund der Tatsache, dass die Kalibrierung des sekundären Temperaturfelds vor Beginn des geothermischen Betriebes gute Übereinstimmungen sowohl in der Firste als auch im Ulmenbereich gezeigt haben, ist davon auszugehen, dass die Abweichungen allein durch das Ersatzsystem hervorgerufen wurden.

Es ist ferner davon auszugehen, dass diese negativen Auswirkungen sich bei konduktivem Wärmetransport auf das Nahfeld des Tunnels beschränken und dass sich der Effekt im Fernfeld nicht mehr zeigt. Daraufhin deuten auch die allgemeinen numerischen Voruntersuchungen (vgl. Abschnitt 6.3.1), sowie anfängliche orientierende Berechnungen. Bei der Einbeziehung von Grundwasserströmung ist das Ergebnis entsprechend zu bewerten.

6.4 Wärmeübertragung im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund

Der Transport von Wärmeenergie bei tunnelgeothermischen Nutzungen erfolgt zwischen Baugrund, Bauwerk und Tunnelluft. Dabei wird die Energie in den drei Phasen flüssig (Grundwasser, Absorberfluid), fest (Gebirge, Stahlbeton, Rohrwandung) und gasförmig (Tunnelluft) transportiert.

Die Absorberleitungen in der Tunnelschale werden von einem Absorberfluid durchströmt, dessen Vorlauftemperatur im Falle des Fasanenhof-tunnels gem. wasserrechtlicher Erlaubnis im Sommer bis zu 25°C (Kühlfall) und im Winter bis zu 0,5°C (Heizfall) betragen dürfen. Die Leitungen stellen somit Senken bzw. Quellen dar, die den Wärmetransport im System Tunnelluft – Tunnel – Untergrund intensivieren. Der Wärmetransport zwischen Untergrund und Bauwerk erfolgt durch Konduktion und bei Vorhandensein von hydraulisch wirksamen Klüften zusätzlich durch konvektive Anteile (Abb. 6.24). Die Wärmeenergie wird mittels Wärmeleitung durch den Spritzbeton und durch die Wandung der Absorberleitung zur Absorberflüssigkeit transportiert bzw. umgekehrt. Der Wärmetransport durch das Fluid erfolgt wiederum konvektiv. Die durch den Tunnel strömende Luft transportiert Wärmeenergie auf konvektivem Wege mit konduktiven Anteilen. An der Innenkante der mindestens 40 cm dicken Tunnelinnenschale erfolgt der Übergang des Wärmetransports von der Konvektion zur Konduktion, die zwischen Absorberleitung und Beton abläuft (SCHNEIDER, 2011).

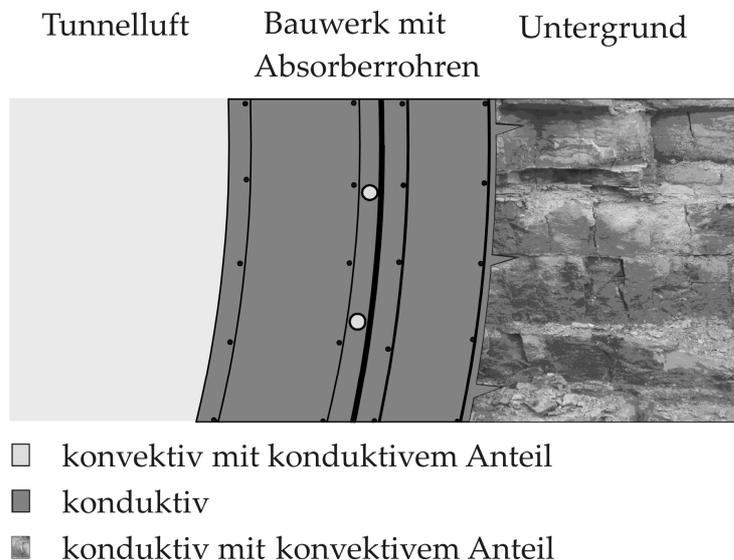


Abb. 6.24: Wärmetransportmechanismen im System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund.

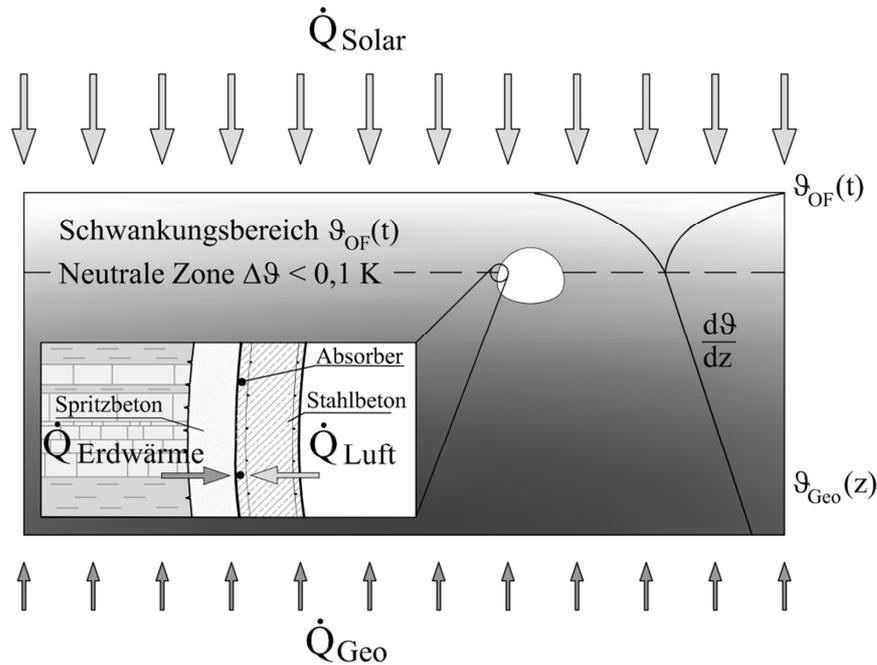


Abb. 6.25: Idealierte Darstellung des tertiären Temperaturfeldes im Umfeld eines thermisch aktivierten Tunnels im innerstädtischen Bereich.

Die Energiebilanz am Absorber hat eine auf die Tunnelluft und eine auf das Gebirge zurückzuführende Komponente, die als Erdwärme bezeichnet werden soll (vgl. Abb. 6.25). Die Energiebilanz lässt sich nach SCHLOSSER et. al. (2007) durch folgende Gleichung für das stationäre Langzeitmittel ausdrücken:

$$\overline{\dot{Q}}_{\text{Abs}} = \overline{\dot{Q}}_{\text{Erdwärme}} + \overline{\dot{Q}}_{\text{Luft}} \quad (6.6)$$

Dabei ist $\overline{\dot{Q}}_{\text{Abs}}$ der durch den Absorber zu- bzw. abgeführte Wärmestrom, $\overline{\dot{Q}}_{\text{Luft}}$ der Wärmestrom zwischen der Tunnelluft und dem Absorber und $\overline{\dot{Q}}_{\text{Erdwärme}}$ der Wärmestrom zwischen Gebirge und Absorber. Der Wärmestrom $\overline{\dot{Q}}_{\text{Erdwärme}}$ setzt sich tiefenabhängig zu unterschiedlichen Anteilen zusammen aus:

$$\overline{\dot{Q}}_{\text{Erdwärme}}(z) = \overline{\dot{Q}}_{\text{Solar}}(z) + \overline{\dot{Q}}_{\text{Geo}}(z) \quad (6.7)$$

$\overline{\dot{Q}}_{\text{Luft}}$ hängt im besonderen Maße von der Lufttemperatur im Tunnel ab, die ihrerseits von der Außenlufttemperatur, der durch die betriebliche Nutzung beeinflussten Durchströmung im Tunnel, seiner Länge, der Wand- und Gebirgstemperatur, inneren Wärmequellen (Zugverkehr) und der Entfernung vom Portal abhängt (Schlosser et. al., 2007). Das System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund ist, zumindest im untersuchten Bereich ein sehr dynamisches System. Der Wärmestrom zum oder vom Absorber weg ist sehr stark abhängig von den Temperatur-Randbedingungen.

Hinsichtlich der für Wärmetransportberechnungen erforderlichen Parameter haben Sensitivitätsstudien von VANDENBOHEDE & LEBBE (2010) ergeben, dass die Parameter Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität unter der Bedingung einer konstanten vertikalen Strömung sensitiv sind, während dies für die effektive Porosität und die thermische Dispersivität nicht zutrifft.

Eigene Untersuchungen zur lokalen Sensitivität ohne Grundwassertransport haben ergeben, dass die effektive Porosität die geringste und die Wärmekapazität die größte Sensitivität aufweisen. Die Sensitivität der Wärmeleitfähigkeit liegt knapp unter derjenigen der Wärmekapazität.

6.5 Modellanwendung: Einfluss des Tunnels auf den Untergrund

In welchem Maße wird das primäre Temperaturfeld im Untergrund durch den Bau und den Betrieb eines Tunnelbauwerks beeinflusst und wie groß ist die Reichweite der Temperaturveränderung? Das sich einstellende sekundäre Temperaturfeld wurde diesbezüglich projektspezifisch bis in eine Entfernung von 10 m in horizontaler Erstreckung gemessen (vgl. Abb. 5.7).

Anhand von Parameterstudien soll nun untersucht werden, wie sich unterschiedliche thermische Stoffeigenschaften des Gebirges bei rein konduktivem Wärmetransport und variierende hydrogeologische Verhältnisse, die einen zusätzlichen konvektiven Anteil am Wärmetransport bewirken, auf das TF_2 auswirken.

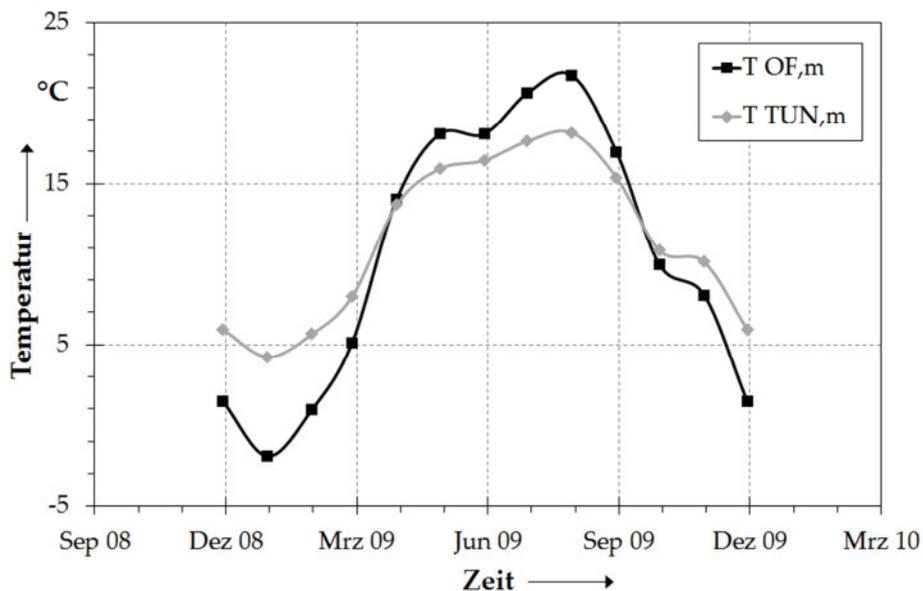


Abb. 6.26: Zyklische Temperatur-RB an der Oberfläche und im Tunnel, Monatsmittlerwerte.

Tab. 6.12: Bandbreiten für die Parameterstudien Stoffwerte und Hydraulik.

Stoffwerte	Hydraulik
$1,5 \text{ W/mK} \leq \lambda \leq 3,5 \text{ W/mK}$, mit $C_V = 2,50 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, $n = 0,135$	$1 \cdot 10^{-7} \text{ m/s} \leq k_f \leq 1 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$, mit $C_V = 2,50 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, $\lambda = 1,95 \text{ W/mK}$, $n = 0,135$
$1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K} \leq C_V \leq 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, mit $\lambda = 1,95 \text{ W/mK}$, $n = 0,135$	$0 \% \leq i \leq 2 \%$, mit $C_V = 2,50 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, $\lambda = 1,95 \text{ W/mK}$, $n = 0,25$, $k_f = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$

Die Vergleichsstudien orientieren sich am zweischichtigen kalibrierten TF₂-Modell, das für die weiteren Untersuchungen in ein einschichtiges Kontinuumsmodell umgewandelt wurde und am Grundmodell wie in Abb. 6.3 gezeigt.

Im Zuge der Parameterstudie Stoffwerte wurden die Wärmeleitfähigkeit λ und die volumenbezogene spezifische Wärmekapazität C_V variiert, während in der Parameterstudie Hydraulik der Durchlässigkeitsbeiwert k_f und die Randbedingung hydraulisches Gefälle i verändert wurden. Die zyklisch verwendeten Dirichlet-RB für die Temperatur entsprechen jenen der var 7 (vgl. Tab. 6.11) und sind in Abb. 6.26 wiedergegeben. Die Simulationsdauer betrug 5 Jahre und wurde mit Tagesmittelwerten für die Temperatur-RB durchgeführt. Die Tab. 6.12 zeigt die Bandbreiten, in denen die Parameterstudien durchgeführt wurden.

Parameterstudie Stoffwerte

Die Ergebnisse der Vergleichsstudien werden zunächst in Form von Isothermen dargestellt, die das jeweilige Temperaturfeld am Ende der meteorologischen Jahreszeiten Mai, August, November und Februar zeigen. Die Isothermen bilden sich im Umfeld des Tunnels wegen des konduktiven Wärmetransports grundsätzlich symmetrisch um das Bauwerk herum ab. Sie sind ferner je nach Jahreszeit mehr oder weniger axial-symmetrisch um den Hohlraum ausgebildet.

Das Grundmodell mit Hauptsandstein weist dagegen aufgrund der charakteristischen thermischen Eigenschaften des Hauptsandsteins leichte Vorsprünge auf, die in Abb. 6.27 erkennbar sind. Diese zeigt exemplarisch die Temperaturfelder des Grundmodells zum Sommerende. Zum Vergleich werden TF₁ und TF₂ gegenübergestellt.

Weitere jahreszeitliche Isothermendarstellungen sind in den Anlagen IV.6 bis IV.8 enthalten. Die 11,5°C-Isotherme tritt unabhängig von der Jahreszeit am häufigsten in den berechneten Temperaturfeldern auf. Sie wurde daher für die nachfolgenden Auswertungen ausgewählt. Die Abb. 6.28 zeigt die Änderung der 11,5°C-Isotherme bei variierendem λ . Im Vergleich zur 11,5°C-Isotherme des TF₁ aus dem Grundmodell ergibt sich zunächst eine deutliche Veränderung des Temperaturfelds in der Tunnelumgebung, was auch in Abb. 6.28 sichtbar zum Ausdruck kommt.

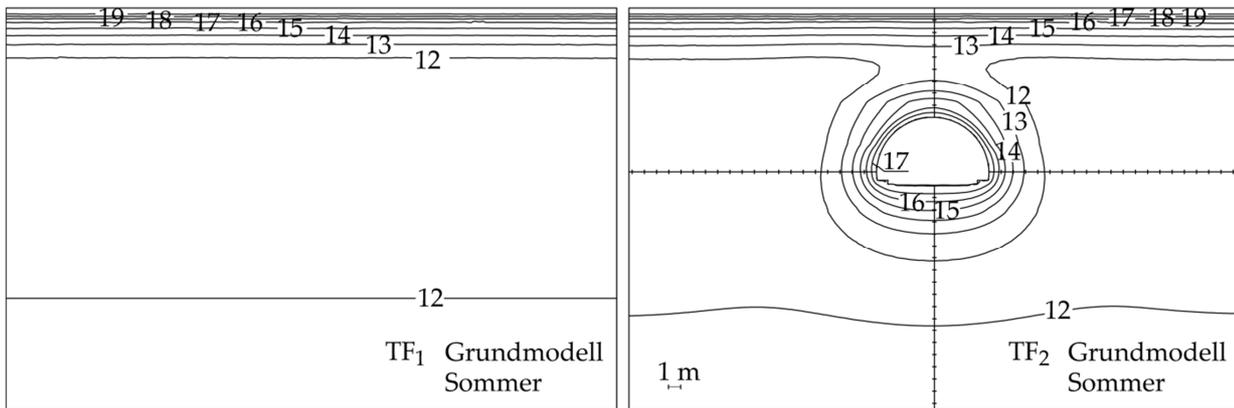


Abb. 6.27: Isothermendarstellung für das kalibrierte Grundmodell mit Hauptsandstein zum Zeitpunkt Ende August. Linke Seite TF₁, rechte Seite TF₂.

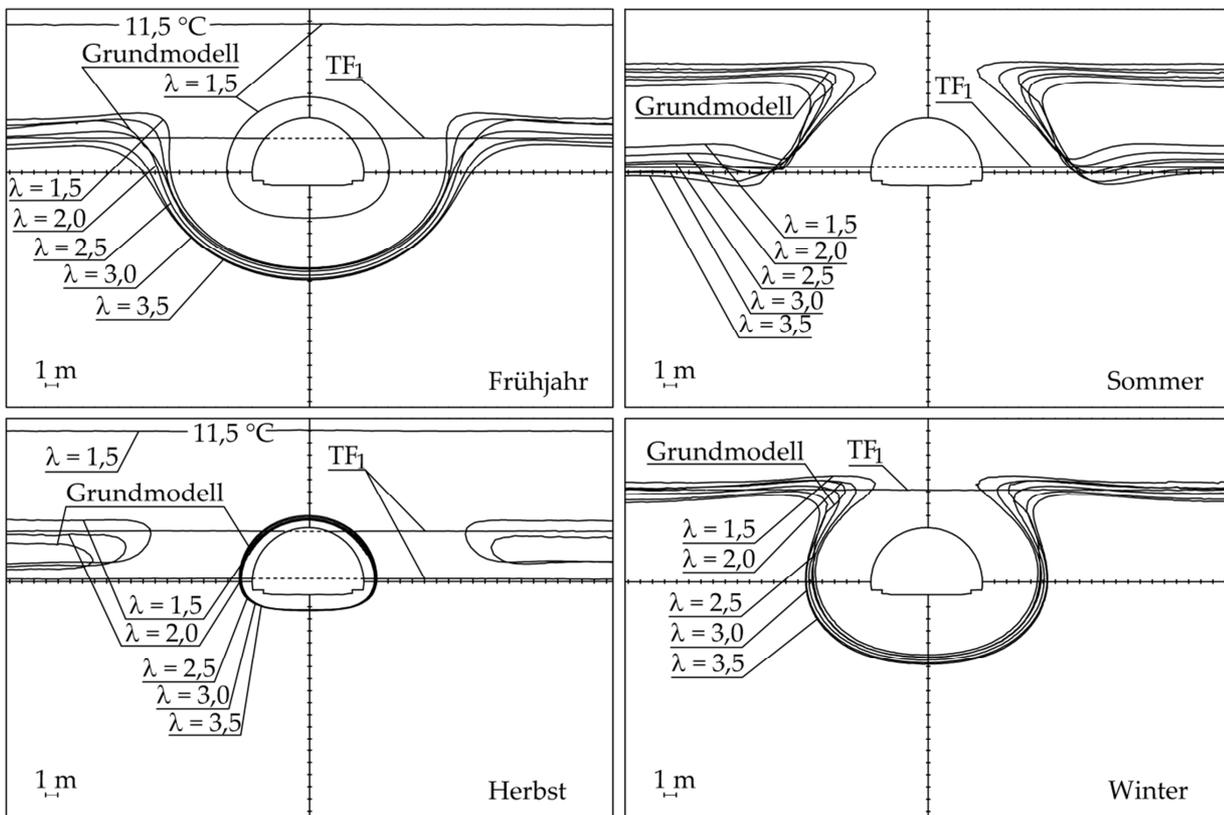


Abb. 6.28: 11,5°C-Isotherme in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Untergrundes am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

Die Unterschiede werden besonders im Bildausschnitt für das Ende des Frühjahrs deutlich. Dort liegt die 11,5°C-Isotherme aufgrund $\lambda = 1,5$ W/mK erstens näher am Tunnel und zweitens beträgt der Abstand zur 11,5°C-Isotherme infolge $\lambda = 3,5$ W/mK rund 3 m. Das erscheint auf den ersten Blick wenig. Überträgt man diesen Befund

jedoch auf eine längere, z.B. von außen aufgebrachte Temperaturbelastung, so ergeben sich rasch stärkere Temperature Auswirkungen auf den Untergrund. Die 11,5°C-Isotherme ist teils mehrfach pro Isothermendarstellung vertreten. Dies ist auf Temperaturinterferenzeffekte aus Oberflächen- und Tunnellufttemperatur sowie auf zeitliche Effekte zurückzuführen.

Die Auswirkung auf das Temperaturfeld infolge sich ändernder volumetrischer Wärmekapazität ist den Anlagen beigelegt (Anlage IV.6). Die Ergebnisse sind sehr ähnlich im Vergleich zur Wärmeleitfähigkeit. Sie bestätigen somit den Befund der lokalen Sensitivitätsanalyse. In den Anlagen IV.7 bis IV.8 sind weitere Isothermendarstellungen enthalten. Sie zeigen die thermische Tiefenwirkung des Tunnelbauwerks, die mit abnehmender Intensität bis ca. 10 m unter das Bauwerk reicht.

Während die Isothermenpläne Momentaufnahmen darstellen, sind in Abb. 6.29 zeitvariante Temperaturverläufe für ausgewählte (numerische) Messpunkte dargestellt. Letztere befinden sich in einer Entfernung von der Innenkante der Innenschale von 2 m bis 5 m in 1 m-Abständen, danach bis 20 m in 5 m-Abständen. Es wurden drei Messketten angelegt, eine davon in horizontaler Richtung und eine vertikal nach unten. Die dritte Messkette liegt links des Tunnels und wurde für die Parameterstudie Hydraulik herangezogen. Die Messketten sind an der Tunnelachse ausgerichtet.

In den Diagrammen sind zum Vergleich die Rechenergebnisse für die Extremwerte der Bandbreitenuntersuchung für die Wärmekapazität C_V über die Periodendauer eines Jahres gegenübergestellt. Die Diagramme enthalten sowohl Temperaturganglinien des primären (TF_1) als auch sekundären Temperaturfelds (TF_2). Zur Bewertung des thermischen Einflusses auf die Untergrundtemperatur durch das Tunnelbauwerk müssen die primären Temperaturschwingungen mit den neuen, die durch Tunnelluft und zusätzliche Wärmequellen bewirkt werden, miteinander verglichen werden. Es ergeben sich folgende Ergebnisse anhand der Extremwerte der Parameterstudie.

Grundsätzlich zeigen die Temperatur-Ganglinien im primären und sekundären Temperaturfeld infolge $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, bei sehr ähnlichen Mittelwerten, größere Amplituden als bei $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, was physikalisch darin begründet liegt, dass bei kleinerem C_V weniger Wärmeenergie benötigt wird, um die Temperatur vergleichbarer Volumina um 1 K zu erhöhen. Oder anders formuliert, bei geringerem C_V wird weniger Wärme gespeichert, sondern schneller abgeführt bzw. transportiert. Die Temperatur-Ganglinien des sekundären Temperaturfelds bewirken aufgrund des disharmonischen Temperaturverlaufs im Tunnel in dessen Nahfeld ebenfalls disharmonische Schwingungen, die jedoch mit fortschreitender Entfernung allmählich die Form einer harmonischen und abgedämpften Schwingung annehmen. Im oben platzierten Diagramm in Abb. 6.29 lassen sich im TF_1 noch Schwingungen der Ganglinien erkennen, was auf eine tiefere Lage der (rechnerischen) neutralen Zone infolge des geringen C_V schließen lässt, während bei hohem C_V diese bereits erreicht und das

Temperaturniveau weitgehend konstant ist. Die Schwingungen des TF₁ in der horizontalen Messkette sind gegenläufig zu jenen des TF₂ im Nahfeld des Tunnels, während sie im Fernfeld fast gleich schwingen. Dadurch wird jedoch die potentielle Temperaturveränderung im Nahfeld noch verstärkt. Gemessen am Beispiel der beiden Ganglinien TF2 | 2 m ergeben sich folgende Unterschiede.

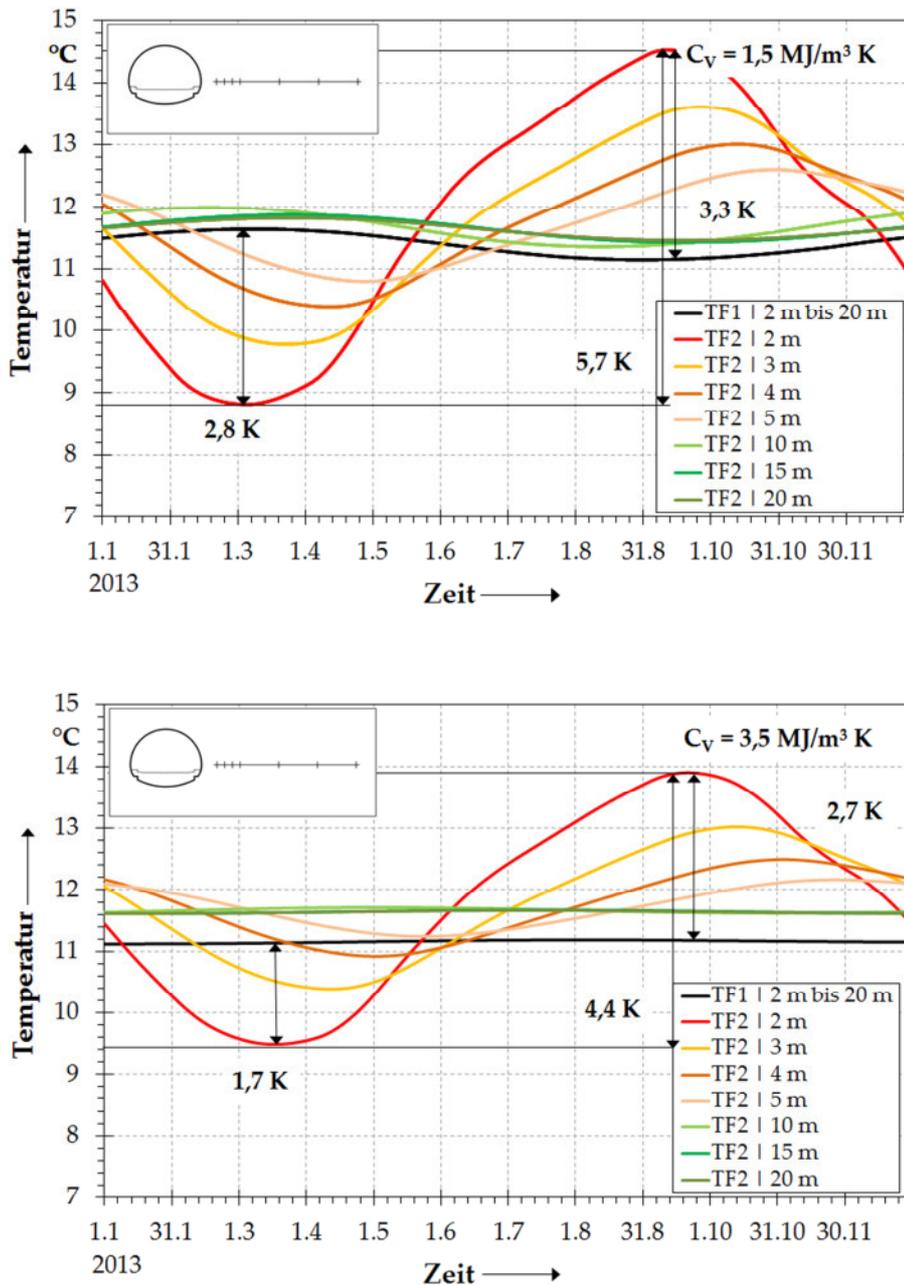


Abb. 6.29: Darstellung der zeitvarianten Veränderung des Temperaturfelds im Tunnelumfeld bei variierender volumenbezogener spezifischer Wärmekapazität. Oben $C_v = 1,5 \text{ MJ/m}^3 \text{ K}$, unten $C_v = 3,5 \text{ MJ/m}^3 \text{ K}$. Horizontale Messstrecke.

Die Schwingungsbreite⁶ beträgt für $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ 5,7 K und bei $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ 4,4 K. Die Abstände zwischen den Amplituden der TF_1 - und der TF_2 -Schwingung betragen rund 3 K bzw. 2 K und 3 K. Die Asymmetrie bei $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ dürfte darauf zurückzuführen sein, dass die Simulation des TF_1 nicht ausreichend lange durchgeführt worden ist und die Temperatur tatsächlich im Gesamtniveau um ca. 0,5 K höher liegen dürfte. Diese Diskrepanz, ist jedoch noch in vertretbarem Rahmen und schmälert nicht die Aussagekraft der Berechnungen im größeren Zusammenhang.

Eine Mittelwertbetrachtung der Schwingungen zeigt dagegen nur geringe Unterschiede und vermittelt so das Bild, dass auch im Nahfeld des Tunnels die Temperaturänderungen von TF_1 zu TF_2 scheinbar klein sind. Eine differenzierte Analyse ist daher erforderlich.

Der Vergleich der (numerischen) Daten der horizontalen Messketten mit denen der vertikalen bei gleichem Abstand zur Innenkante der Innenschale ist in Anlage IV.9 enthalten. Es zeigen sich deutlich harmonischere Temperatur-Ganglinien, die zudem eine geringere Amplitude haben. Erneut wird der jeweilige Messpunkt $TF_2 \mid 2 \text{ m}$ verglichen. Die Schwingungsbreite in den Messstellen seitlich des Tunnels ist um rund 30 % ($C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$) bzw. ca. 50 % ($C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$) größer als unter dem Tunnel. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Messpunkt unter dem Tunnel einen größeren Abstand zum Lichtraum des Tunnels hat, weil über der Innenkante der Innenschale in der Sohle noch der Gleistrog mit einer max. Höhe von ca. 2,3 m eingebaut ist (vgl. Abb. 6.39). Die seitlichen Messketten liegen also näher an der Randbedingung Tunnel-luft. Die Untersuchungen zeigen hinsichtlich der Reichweite der Temperaturveränderung im Baugrund, dass bei kleinem $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ noch in 5 m lateraler Entfernung eine Schwingungsbreite von knapp 2 K und bei $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ von rund 1 K gegeben ist. Bei Messpunkt $TF_2 \mid 10 \text{ m}$ in Kombination mit $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ verläuft die Schwingung auf sehr niedrigem Niveau und ist etwa phasengleich mit derjenigen des TF_1 . Die Temperaturveränderung infolge des Tunnels liegt dort zwischen 5 m und 10 m. Bei $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ ist an dieser Stelle und darüber hinaus noch eine Beeinflussung durch den Tunnel gegeben. Die Werte in den Messstellen $TF_2 \mid 15 \text{ m}$ und $TF_2 \mid 20 \text{ m}$ schwingen gleich, jedoch nicht phasengleich mit dem TF_1 . Es darf davon ausgegangen werden, dass die Beeinflussung durch den Tunnel zwischen 15 m und 20 m, möglicherweise auch etwas darüber hinaus beträgt. Die absoluten Beträge der Temperaturänderung sind dort allerdings vernachlässigbar gering.

Maßgebliche Temperaturfeldänderungen unterhalb des Tunnels ergeben sich bis in Tiefen von rund 15 m für $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ und bis $< 10 \text{ m}$ bei $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3\text{K}$. In beiden Fällen ergeben sich Temperaturfelderwärmungen bzw. -abkühlungen $\leq 2 \text{ K}$ lediglich im Nahfeld des Tunnels, also $< 5 \text{ m}$.

⁶ Im Sinne von Spitze-Tal-Wert bzw. der Abstand zwischen Maximum und Minimum.

Parameterstudie Hydraulik

Die Form der Temperaturfeldänderung in der Tunnelumgebung ist gleichmäßig bzw. symmetrisch um die Tunnelschale herum verteilt, wenn konduktiver Wärmetransport überwiegt. Wird das Bauwerk durch Grundwasser angeströmt, so stellt sich bei gewissen hydraulischen Randbedingungen eine asymmetrische Form des Temperaturfelds ein. Dabei wird das Temperaturfeld auf der Abstromseite in Abhängigkeit von k_f und i bis in teilweise erheblich größere Entfernung thermisch beeinflusst als auf der Anstromseite. Dies ergeben die nachfolgend erläuterten Untersuchungen, die einerseits in Form von Isolinien als Momentaufnahmen und andererseits zeitvariant ausgewertet wurden.

Zunächst wurde bei durchlässigem Gebirge (nach DIN 18130) mit $k_f = 10^{-5}$ m/s der hydraulische Gradient von $i = 0\%$ bis 2% variiert. Dabei ergab sich, dass niedrige hydraulische Gradienten $< 0,25\%$ keine nennenswerten Abweichungen von der symmetrischen Form des Temperaturfelds bewirken, während sich erst ab $i = 0,5\%$ erkennbare Änderungen mit asymmetrischer Form einstellen. Die Rechenergebnisse sind als Momentaufnahmen in Anlage IV.10 für die $11,5^\circ\text{C}$ -Isotherme am Ende der meteorologischen Jahreszeiten dargestellt.

Die Variantenrechnungen des k_f -Wertes erfolgten für durchlässiges bis schwach durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-4}$ m/s bis $k_f = 10^{-7}$ m/s bei $i = 1,0\%$. Die Simulation hat ergeben, dass sich bereits bei $k_f = 10^{-7}$ m/s leichte asymmetrische Temperaturfeldverschiebungen ergeben, die auch bei $k_f = 10^{-6}$ m/s noch undeutlich sind. Bei $k_f = 10^{-5}$ m/s ist die Asymmetrie des Temperaturfelds deutlich ausgeprägt und bei $k_f = 10^{-4}$ m/s signifikant, wie die $11,5^\circ$ -Isothermen in Anlage IV.11 zeigen.

In den Anlagen sind weitere Berechnungsergebnisse der Parameterstudie als vollständige Isothermenpläne enthalten. In Anlage IV.12 sind die jahreszeitlichen Temperaturfeldverschiebungen für $k_f = 10^{-5}$ m/s mit $i = 0,5\%$ jenen mit $i = 2,0\%$ gegenübergestellt. Die Temperaturfeldunterschiede infolge unterschiedlicher Gradienten sind bei verschiedenen Jahreszeiten gut erkennbar.

Signifikanter ist der Unterschied in der Temperaturfeldentwicklung, wenn bei gleichem hydraulischem Gradienten stark unterschiedliche Gebirgsdurchlässigkeiten zugrunde gelegt werden, wie in Anlage IV.13 gezeigt. Das Temperaturfeld des schwach durchlässigen Gebirges mit $k_f = 10^{-7}$ m/s ist deutlich geprägt durch konduktiven Wärmetransport und weist eine axialsymmetrische Ausbildung der Isothermen auf, während das Temperaturfeld des durchlässigen Gebirges mit $k_f = 10^{-4}$ m/s stark asymmetrisch ausgebildet ist und auf ein Überwiegen des konvektiven Wärmetransports deutet. Im Abstrombereich des Tunnels bilden sich Temperaturfahnen aus. Interessant dabei ist die Ausbuchtung der 14°C -Isotherme im Sommer im Nahfeld des Tunnels, die ab der Unterkante des Lichtraumprofils des Bauwerks ansetzt und dann ellipsenförmig abstromig abtransportiert wird. Die Unterströmung und Überströmung des Tunnels bewirkt möglicherweise einen „Strömungsschatten“ im Nahfeld,

der erst im weiteren Verlauf aufgehoben wird und es zu einer Vergleichmäßigung der Isothermen mit zunehmendem Abstand vom Tunnel kommt (siehe 13°C- und 12°C-Isothermen in Anlage IV.13).

Beim Grundmodell mit dem Hauptsandstein wurde das TF₂ infolge einer senkrechten Anströmung mit $i = 1,0 \%$ untersucht und mit dem Grundfall $i = 0 \%$ verglichen. Die berechneten Temperaturfelder können den Anlagen IV.14 bis IV.17 entnommen werden. Bei $i = 0 \%$ stellt sich eine axialsymmetrische Verteilung der Isothermen um den Hohlraumrand ein. Dabei wird deren Form durch die unterschiedlichen thermischen Eigenschaften der beteiligten Gesteine beeinflusst. Bei Grundwasserströmung zeigen die Isothermen auf der Abstromseite ein zungenförmiges Vorseilen im Bereich des Hauptsandsteins gegenüber dem Restgestein. Die Wärme wird im Hauptsandstein aufgrund der höheren Durchlässigkeit (vgl. Tab. 6.5) und infolge der konvektiven Anteile am Wärmetransport schneller abgeführt. Dabei beeinflusst die Temperaturfahne im Hauptsandstein das Nachbargestein, in dem die Wärme konduktiv transportiert wird und bewirkt eine Auffächerung.

In Abb. 6.30 ist die simulierte zeitvariante Entwicklung der Untergrundtemperatur für ein homogenes durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-4}$ m/s und $i = 1,0 \%$ über ein Jahr aufgetragen. Das obere Diagramm zeigt die Verhältnisse auf der Anstromseite des Tunnels (rechts), während unten der Temperaturverlauf auf der Abstromseite, links des Tunnels, dargestellt ist. Die Messstellen bei 20 m bis 15 m auf der Anstromseite stellen das vom Tunnel unbeeinflusste TF₁ dar. Bei 10 m zeigen sich erste Tendenzen des Bauwerkseinflusses. Die tunnelnahen Messstellen zwischen 2 m und 5 m Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale zeigen eine entgegen der Richtung der Grundwasserströmung gerichtete Temperaturbeeinflussung durch den Tunnel, die rein durch Konduktion bewirkt wird.

Auf der Abstromseite sind die Schwingungsbreiten deutlich größer im Vergleich zur Anstromseite, wo sie bei 5 m Entfernung zum Tunnel ca. 1 K beträgt. Das ist rund ein Viertel der Schwingungsbreite, die auf der Abstromseite entfernungsgleich berechnet wurde (ca. 4 K).

Kennzeichnend ist auch, dass sich der disharmonische Temperaturverlauf im Tunnel im Nahfeld beidseits des Bauwerks widerspiegelt, während im Fernfeld die Temperaturschwingungen harmonisch und abgedämpft verlaufen. In 20 m Entfernung vom Bauwerk beträgt die Schwingungsbreite ca. 2,2 K. Gemessen an der Temperaturschwingung des primären Temperaturfelds in dieser Tiefe ergibt sich somit jahreszeitabhängig und temporär eine maximale Abkühlung bzw. maximale Erwärmung um 1 K. Aufgrund dieses Befundes wurden noch die Daten aus einer numerischen Messstelle bei 50 m ausgelesen, um zu sehen, wie sich die Temperaturfeldänderungen infolge des Tunnels bei dieser genehmigungsrelevanten Grenze verhalten. Die Schwingungsbreite der Temperatur beträgt dort ca. 0,9 K und somit ca. 0,6 K mehr als im ungestörten Zustand in dieser Tiefe.

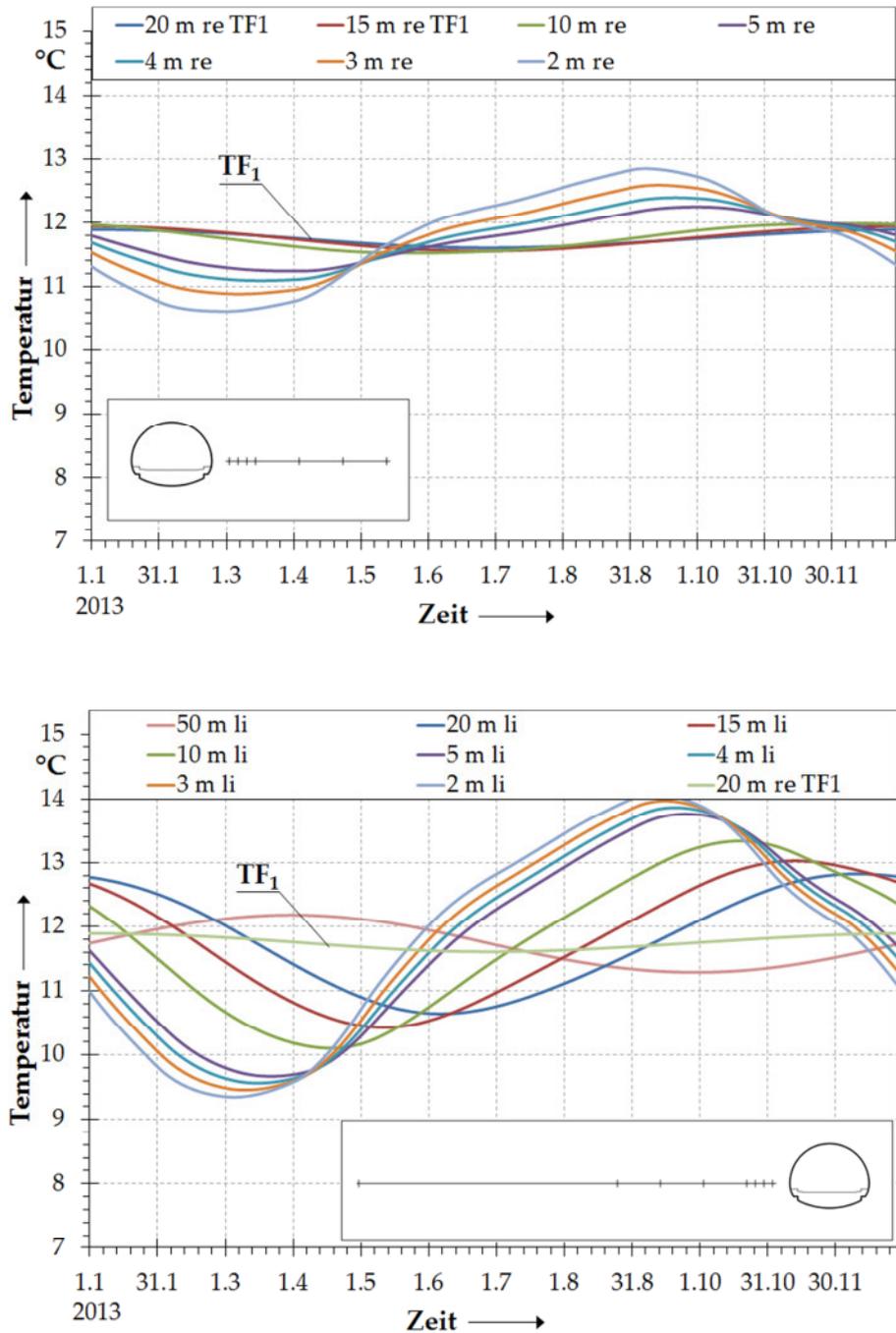


Abb. 6.30: Darstellung der berechneten zeitvarianten Veränderung des Temperaturfelds im Umfeld des Tunnels, gemessen in Tunnelachse für $k_f = 10^{-4}$ m/s und $i = 1,0$ %.
 Oben rechte Messkette (Anstromseite), unten linke Messkette (Abstromseite).

Aufgrund der Phasenverschiebung zwischen TF₁ und TF₂ beträgt die Abkühlung bzw. Erwärmung durch das Bauwerk temporär max. 0,5 K. Eine weitere Messstelle am Modellrand in 70 m Entfernung vom Tunnel hat eine mit dem TF₁ dieser Tiefe gleich große Schwingungsbreite von 0,3 K, allerdings phasenverschoben, so dass auch hier noch, wenn auch in sehr geringem Maße von einer Beeinflussung durch das Tunnel-

bauwerk gesprochen werden kann. Analoge Untersuchungen wurden auch für ein Gebirge mit starker Durchlässigkeit ($k_f = 10^{-3}$ m/s) mit $i = 1$ % durchgeführt. Die Simulation ergab auch für größere Entfernung vom Tunnel bis zum Modellrand Schwingungsbreiten von ca. 2,2 K. Dabei waren die Ganglinien durchwegs von der disharmonischen Form der Temperaturschwingung der Tunnelluft geprägt. Das Modellgebiet ist demzufolge nicht groß genug, um die Reichweite der Temperaturveränderung abschließend untersuchen zu können. Es wird vorgeschlagen, dies in weiterführenden Untersuchungen zu analysieren. Dabei sollte auch die Wirkung sehr stark durchlässigen Gebirges untersucht werden.

Das Resultat sieht anders aus, wenn die Grundwasserverhältnisse weniger dynamisch sind. Die Berechnung wurde für durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-5}$ m/s mit $i = 1,0$ % durchgeführt. Die simulierten Daten sind analog zu Abb. 6.30 in Anlage IV.18 dargestellt. Grundsätzlich ähneln sich die Temperatur-Ganglinien auf der Anstromseite und der Abstromseite. Im Nahfeld auf der Abstromseite sind die Temperaturwerte in den Fällen $k_f = 10^{-4}$ m/s und $k_f = 10^{-5}$ m/s etwa in der gleichen Größenordnung. Dabei zeigen bei $k_f = 10^{-4}$ m/s die Ganglinien aufgrund der höheren konvektiven Anteile kleinere Abstände untereinander. Der Vergleich der Temperatur-Ganglinien im Nahfeld auf der Anstromseite zeigt höhere Temperaturwerte für $k_f = 10^{-5}$ m/s, was auf einen stärkeren konduktiven Anteil am Wärmetransport hinweist. Die Messstellen in 10 m bis 20 m im Anstrombereich stellen das durch den Tunnel unbeeinflusste bzw. weitgehend unbeeinflusste TF_1 dar. Im Fernfeld auf der Abstromseite schwingt die Temperatur im Gegensatz zum Gebirge mit $k_f = 10^{-4}$ m/s auf sehr geringem Niveau. In 10 m Entfernung besteht eine Schwingungsbreite von etwa 0,7 K und aufgrund der gegenläufigen Schwingung zu TF_1 können sich noch maximale temporäre Abkühlungen bzw. Erwärmungen um ca. 0,4 K ergeben. Bei 15 m ist noch ein vernachlässigbarer Einfluss des Bauwerks zu erkennen, während die Messstelle bei 20 m bereits das TF_1 repräsentiert. Die Temperaturganglinien schwingen hier phasengleich und mit nahezu gleichen Amplituden. Die Reichweite der Temperaturveränderung infolge des Bauwerks beträgt somit ≤ 20 m.

6.6 Berechnungsergebnisse zur Energieextraktion und Diskussion

6.6.1 Leistungsfähigkeit der Energieanlage bei unterschiedlichen Betriebsformen

In diesem Abschnitt soll der Frage nachgegangen werden, wie sich die Anlagenbetriebsform auf die energetische Ergiebigkeit auswirkt. Bei den Berechnungen handelt es sich um Grenzwertbetrachtungen im Grundlastbetrieb, um das Systemverhalten und die Grenzen der Anlage sowie die Auswirkungen auf den Untergrund zu untersuchen.

Dabei werden drei grundsätzliche Fälle miteinander verglichen, die in Tab. 6.13 zusammengestellt sind:

1. Durchlaufbetrieb mit konstanter Vorlauftemperatur für den Kühlfall und für den Heizfall
2. Durchlaufbetrieb mit gestaffelter Vorlauftemperatur für den Kühlfall und für den Heizfall
3. Intervallbetrieb mit konstanter Vorlauftemperatur für den Kühlfall und für den Heizfall

Den Berechnungen liegen projektspezifische Daten als Tagesmittelwerte für die Tunnelluft und die Oberflächentemperatur als RB zugrunde, die über den Zeitraum eines Jahres gemessen wurden. Aufgrund der verspäteten Inbetriebnahme der Messgeräte und der Energieanlage sowie der damit verbundenen Datenknappheit wurde das Berechnungsmodell auf einen anderen Berechnungszeitraum als den realen Zeitraum für den Anlagenbetrieb umgestellt. Ein zusammenhängender Datensatz für ein Jahr ergibt sich ab 01. September 2010 (Abb. 6.31). Die Temperatur-RB an GOK und im Tunnel werden über die mehrjährige Simulationsdauer als Tagesmittelwerte zyklisch eingesetzt. Die Temperaturdaten für Tunnelluft und Außentemperatur für diesen Zeitraum sind in Abb. 6.31 als Tages- und als Monatsmittelwerte dargestellt.

Tageweise Lücken im Datensatz wurden durch Interpolation ausgeglichen bzw. durch Daten des Blockes 82, die grundsätzlich starke Ähnlichkeit aufweisen, ersetzt. Im Zeitraum Februar und März 2011 war es zu einem größeren Datenverlust (26 Tage) gekommen. Die fehlenden Werte wurden mittels Regressionsanalyse unter Einbeziehung der Temperaturverläufe in Block 73, Block 82 und der Außentemperatur rechnerisch abgeschätzt.

Die Berechnungen wurden ohne Berücksichtigung einer Grundwasserströmung durchgeführt. Die Simulation des primären und sekundären Temperaturfelds als Anfangsbedingung $\vartheta_0 = \vartheta(x, y, t)$ für die energetischen Berechnungen erfolgte analog zu der in Abschnitt 6.3 beschriebenen Vorgehensweise nach Variante 7.

Die verwendeten Stoffwerte sind in den Tab. 6.1 sowie Tab. 6.2 gegeben. Die Randbedingungen sind methodisch die gleichen wie in Abschnitt 6.2.2 erläutert (vgl. Abb. 6.2 und Abb. 6.3). Die Steuerungsparameter Volumenstrom und Vorlauftemperatur im Absorbersystem sind die Randbedingungen für das Ersatzmodell DFE (vgl. Abb. 6.5). Diese sind für die unterschiedlichen Szenarien in Tab. 6.13 dokumentiert. Der zeitliche Verlauf der simulierten Vorlauftemperatur ϑ_{VL} kann ferner den Ergebnisdiagrammen entnommen werden. Die Simulationszeit beträgt fünf Jahre. Die Heizphase erfolgt von September bis April, während die Kühlperiode von Mai bis August andauert. Bei Durchlaufbetrieb ergeben sich 8760 Betriebsstunden pro Jahr. Der Zyklusbetrieb ist so ausgelegt, dass die Anlage acht Stunden pro Tag in Betrieb ist. Dies führt zu 2920 Betriebsstunden pro Jahr.

Tab. 6.13: Fälle 1 bis 3: Eingabegrößen Volumenstrom \dot{V} und Vorlauftemperatur ϑ_{VL} für die Simulation des Wärmetransports in der Absorberebene mit dem Absorber-Ersatzsystem.

Betriebsform	Volumenstrom \dot{V}	Vorlauftemperatur ϑ_{VL}
Fall 1 Durchlaufbetrieb $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$	$\dot{V}_{K1} = 259 \text{ l/h}$, $\dot{V}_{K2} = 238 \text{ l/h}$	Kühlen $\vartheta_{VL} = 25^\circ\text{C}$ für 4 Mon., Heizen $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ für 8 Mon.
Fall 2 Durchlaufbetrieb $\vartheta_{VL} = \text{gestaffelt}$	$\dot{V}_{K1} = 259 \text{ l/h}$, $\dot{V}_{K2} = 238 \text{ l/h}$	Kühlen $\vartheta_{VL} = 20^\circ\text{C}$ bzw. 25°C , für 4 Mon. Heizen $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ bzw. 5°C , für 8 Mon.
Fall 3 Intervallbetrieb $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$	$\dot{V}_{K1} = 259 \text{ l/h}$ für 8h/24h, $\dot{V}_{K1} = 0 \text{ l/h}$ für 16h/24h $\dot{V}_{K2} = 238 \text{ l/h}$ für 8h/24h, $\dot{V}_{K2} = 0 \text{ l/h}$ für 16h/24h	Kühlen $\vartheta_{VL} = 25^\circ\text{C}$ für 8h/24h, für 4 Mon. Heizen $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ für 8h/24h, für 8 Mon.

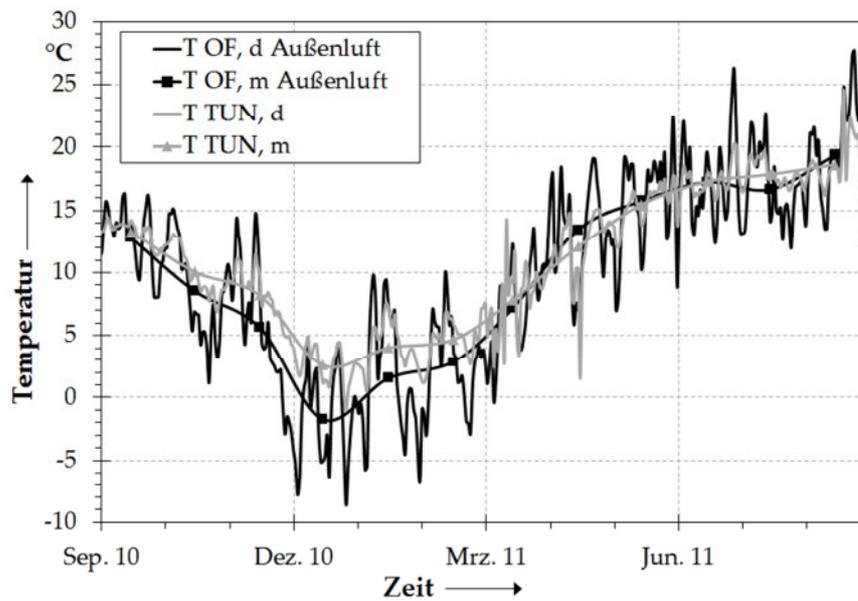


Abb. 6.31: Temperatur-RB an der Oberfläche und an der Innenseite der Tunnelinnenschale. Tagesmittelwerte der Temperatur der Außenluft und der Tunnelluft im Zeitraum September 2010 bis Ende August 2011. Die Monatsmittelwerte sind nur informativ enthalten. T OF = Temperatur an der Geländeoberfläche, T TUN = Temperatur Tunnelluft.

Dabei sind die Randbedingungen im Ersatzmodell DFE so eingestellt, dass sich diese nach acht Stunden Simulationszeit ausschalten. Es „fließt“ dann kein Absorberfluid mehr durch das Absorber-Ersatzsystem und in den Knoten der Absorberebene als auch an der Eintrittsstelle des Fluids regeneriert sich das Temperaturfeld wieder. Aus dem zeitlichen Verlauf der simulierten Rücklauf­temperatur ϑ_{RL} , registriert in Tageszeitschritten, wurde über die Gleichungen (3.24), (3.2) sowie (3.3) die resultierende Entzugsleistung (Wärmestrom) \dot{Q} für den gesamten Energieblock bzw. die spezifische Entzugsleistung (Wärmestromdichte) \dot{q} bestimmt. Die dieser Berechnung zugrunde liegenden Größen sind in Tab. 6.14 zusammengestellt. Dabei handelt es sich um die thermischen Stoffeigenschaften des Absorberfluids, die in Abhängigkeit der Mitteltemperatur $\bar{\vartheta}$ aus den erwarteten Vor- und Rücklauf­temperaturen für den Heizfall und den Kühlfall ($\bar{\vartheta} = (\vartheta_{VL} - \vartheta_{RL})/2$) aus Tabellenwerten zusammengestellt wurden und um die vom Absorbersystem benetzte Fläche A . Diese umspannt den Bereich zwischen den Blockfugen bis in die Firstlinie bei 12 Uhr (vgl. Abb. 4.6).

Tab. 6.14: Verwendete Größen für die Berechnung der Entzugsleistung \dot{Q} und der spezifischen Entzugsleistung \dot{q} .

Thermische Eigenschaften Absorberfluid Heizen für $\bar{\vartheta} = 5^{\circ}\text{C}$	Thermische Eigenschaften Absorberfluid Kühlen für $\bar{\vartheta} = 20^{\circ}\text{C}$	Absorberfläche A_{Ki} ($A_{K1} = A_{K2}$)
$\rho_{\text{Fluid}} = 1039 \text{ kg/m}^3$ $C_{p \text{ Fluid}} = 3,84 \text{ kJ/kg K}$	$\rho_{\text{Fluid}} = 1031 \text{ kg/m}^3$ $C_{p \text{ Fluid}} = 3,89 \text{ kJ/kg K}$	90 m ²

Die Berechnungen haben zunächst ergeben, dass das System Tunnelluft – Bauwerk – Untergrund nach dem ersten Jahr eingeschwungen ist und bei sich zyklisch wiederholenden Randbedingungen gleiche Ergebnisse, bzw. nur unwesentliche Abweichungen ergeben.

Die Abb. 6.32 und Abb. 6.33 zeigen die Rechenergebnisse für ein Betriebsjahr bei den beiden Betriebsformen des Durchlaufbetriebs. Darin sind der Verlauf der Vorlauf­temperatur ϑ_{VL} , der Rücklauf­temperatur ϑ_{RL} sowie die daraus berechnete spezifische Entzugsleistung \dot{q} über den Zeitraum eines Jahres dargestellt. Generell deuten die berechneten Verläufe der Rücklauf­temperatur auf eine signifikante Abhängigkeit von den Schwankungen der Temperatur der Tunnelluft hin, wie es auch schon die Mess­ergebnisse gezeigt haben.

Simulation der Durchlaufbetriebe

Zunächst zu Fall 1. Mit fortschreitender Temperaturverring­erung im Winter nimmt auch ϑ_{RL} in etwas schwächerem Maße ab, hält sich dann im Winter auf relativ konstantem Niveau und steigt mit steigender Tunnellufttemperatur auch wieder in geringem Maße an.

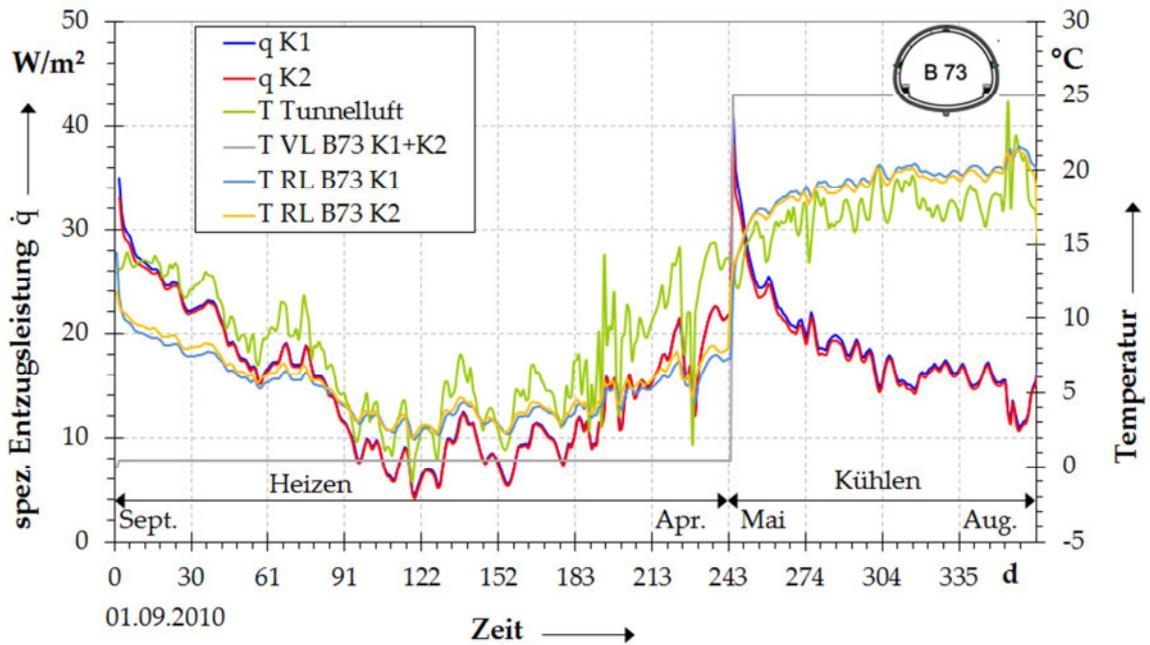


Abb. 6.32: Rücklauftemperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit. Fall 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$ für Heizen und Kühlen.

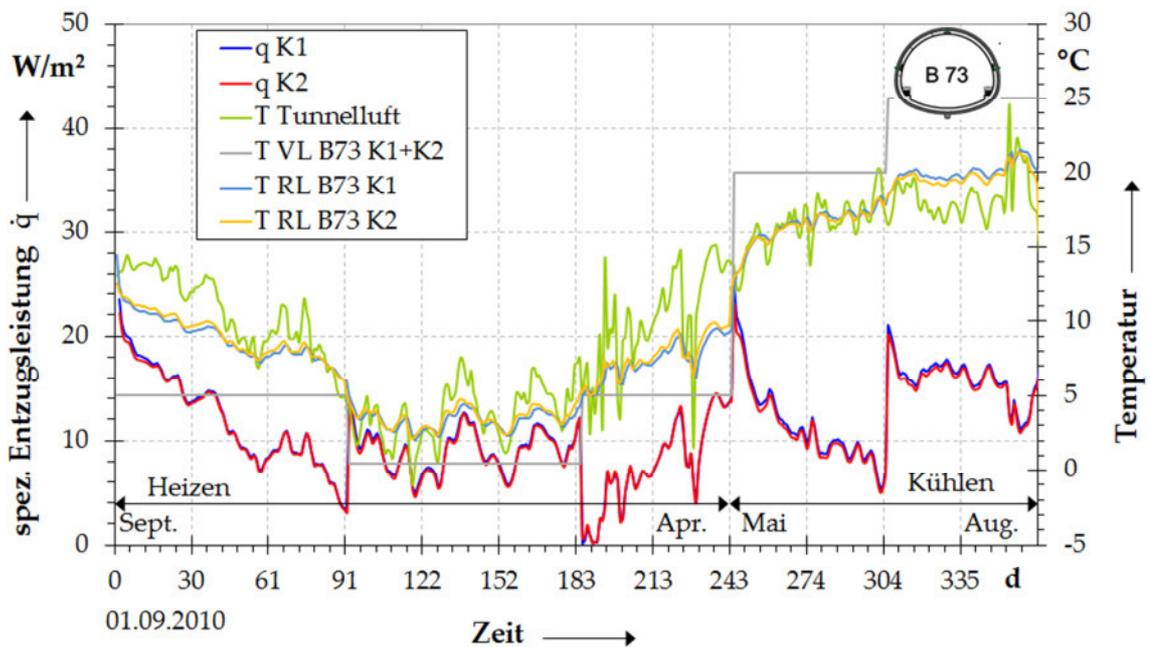


Abb. 6.33: Rücklauftemperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit. Fall 2, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{gestaffelt}$ für Heizen und Kühlen.

Die Ursache hierfür wird in zeitlich variierenden Anteilen von $\dot{Q}_{\text{Erdwärme}}$ und \dot{Q}_{Luft} zur Absorberleitung gesehen. Eine quantitative Analyse hierzu erfolgt in Abschnitt 6.6.2.

Die Rücklauf­temperatur in Fall 2 ist durch das Temperaturprofil im Vorlauf beeinflusst. Durch die vergleichsweise hohe Vorlauf­temperatur im Heizfall von September bis November ($\vartheta_{VL} = 5^{\circ}\text{C}$) wird der Untergrund weniger ausgekühlt als im Fall 1 ($\vartheta_{VL} = 0,5^{\circ}\text{C}$). In der Folge wird im Zeitraum Dezember bis Februar eine etwas höhere Rücklauf­temperatur erzielt, da vom Gebirge ein höherer Wärmestrom bereitgestellt werden kann. Das Anheben von ϑ_{VL} um 5°C bewirkt einen starken Abfall der spezifischen Entzugsleistung \dot{q} im März bzw. in der weiteren Folge des Kühlfalls einen starken Anstieg von \dot{q} infolge der Erhöhung von ϑ_{VL} von 20°C auf 25°C Ende Juni. Diese Effekte sind darauf zurückzuführen, dass einerseits $\Delta\vartheta$ proportional zum Wärmestrom \dot{Q} (vgl. (3.24)) ist und andererseits der Untergrund im Vorfeld aufgrund geringer Vorlauf­temperatur stärker ausgekühlt (Heizen im Februar) bzw. in geringerem Maße erwärmt wurde (Kühlen im Juni).

Teilvalidierung Durchlaufbetrieb Fall 1

Aufgrund der meist unterschiedlichen Randbedingungen und Betriebszustände zwischen Testanlage und numerischem Modell ergibt sich nur ein relativ kleiner zeitlicher Rahmen, in dem eine Validierung des Rechenergebnisse möglich ist. Der Betrieb der Testanlage startete Mitte April mit dem Kühlbetrieb ($\vartheta_{VL} = 25,5^{\circ}\text{C}$), während im Falle der numerischen Simulation am 01. Mai von Heizbetrieb mit $\vartheta_{VL} = 0,5^{\circ}\text{C}$ auf Kühlbetrieb mit $\vartheta_{VL} = 25,0^{\circ}\text{C}$ umgeschaltet wurde. Mitte Juli erfolgte die Verdoppelung des Volumenstroms \dot{V} in der Testanlage, die bei den numerischen Berechnungen nicht berücksichtigt wurde.

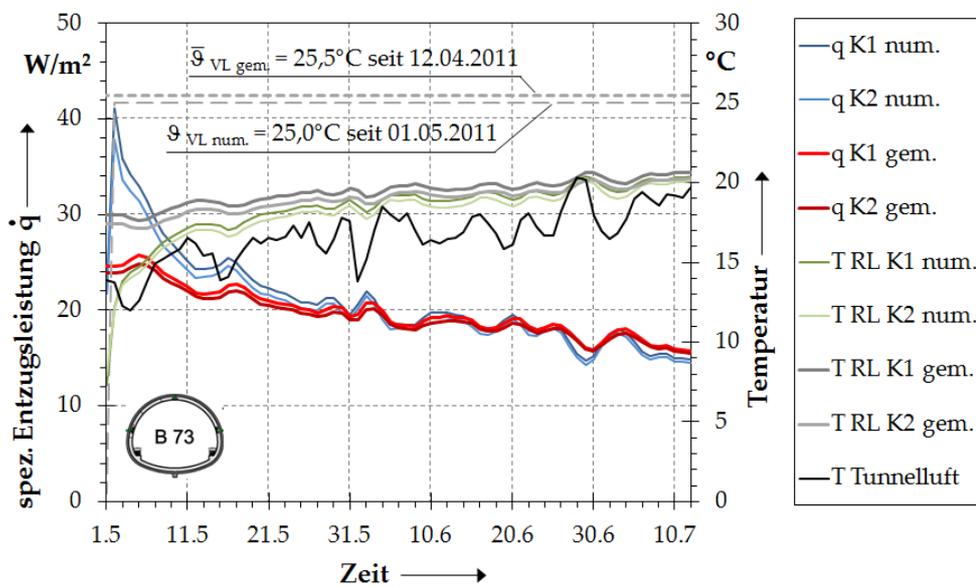


Abb. 6.34: Vergleich von gemessener und simulierter Rücklauf­temperatur im Kühlfall, sowie die daraus berechneten spezifischen Entzugsleistungen vs. Zeit. Mai bis Mitte Juli 2011.

Die Abb. 6.34 zeigt den Vergleich von gemessener und simulierter Rücklauftemperatur ϑ_{RL} im Kühlfall, sowie die daraus berechneten jeweiligen spezifischen Entzugsleistungen \dot{q} im Zeitraum Mai bis Mitte Juli 2011. Die simulierte spezifische Entzugsleistung ist nach Umschalten von Heiz- auf Kühlbetrieb aufgrund des abgekühlten Gebirges mit $\dot{q} \approx 40 \text{ W/m}^2$ hoch und verringert sich mit fortlaufendem Kühlbetrieb dann relativ schnell. Nach einem Monat erfolgt der Verlauf von \dot{q} gemessen zu \dot{q} numerisch relativ gleich auf einem Niveau von ca. $\dot{q} = 15 \text{ W/m}^2$ bis 20 W/m^2 . ϑ_{RL} verläuft ab Ende Mai etwa parallel, jedoch mit einem Abstand von ca. $0,5 \text{ K}$. Diese Temperaturdifferenz ergibt sich durch die höhere Vorlauftemperatur in der Messphase gegenüber der Simulation. $\Delta\vartheta$ aus Vor- und Rücklauftemperatur stimmen in beiden Fällen sehr gut überein und ergeben dadurch die beobachtete Übereinstimmung von \dot{q} . Im Zeitraum Ende Juni bis Juli ergeben sich etwas höhere Werte für die „gemessene“ spezifische Entzugsleistung gegenüber der simulierten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im realen Anlagenbetrieb im Gegensatz zur Simulation sowohl ϑ_{VL} als auch \dot{V} nicht exakt konstant sind. Im vorliegenden Fall beträgt der Mittelwert von $\vartheta_{VL, \text{gem.}} = 25,5^\circ\text{C}$. Tatsächlich war im betrachteten Zeitraum ϑ_{VL} um wenige Zehntel Grad höher. Die geringfügige Erhöhung von $\Delta\vartheta$ aus $\vartheta_{VL} - \vartheta_{RL}$ wirkt sich signifikant auf \dot{q} aus.

Simulation des Intervallbetriebes

Das Rechenergebnis für den Zyklusbetrieb wird aus Gründen der Übersichtlichkeit bzw. Lesbarkeit infolge der starken Oszillation nur auszugsweise in Abb. 6.35 am Beispiel eines Kühlfalles gezeigt. Die Anlage IV.19 enthält darüber hinaus eine Darstellung, in der die Rücklauftemperatur aus dem Durchlaufbetrieb (Fall 1) dem Intervallbetrieb für den gleichen Zeitraum und den gleichen Lastfall gegenüber gestellt ist. Der Kurvenverlauf zeigt dort, dass gleichzeitig mit dem Ansteigen der achtstündigen Kühlphase das asymptotische Ansteigen von ϑ_{RL} beginnt. Am Ende der Lastphase startet eine 16-stündige Regenerationsphase, in der ϑ_{RL} sich wieder der Umgebungstemperatur anpasst. Im Vergleich zum Grundlastbetrieb wird eine um rund 15 % bis 20 % deutlich geringere Rücklauftemperatur und damit eine höhere Temperaturspreizung $\Delta\vartheta = \vartheta_{VL} - \vartheta_{RL}$ erzielt. Für diesen relativen Vergleich wurde vereinfachend die Mitteltemperatur $\bar{\vartheta}$ pro Zyklus eingesetzt. Für die gesamt-energetische Bilanzierung wurden die Entzugsleistungen anteilig über die jeweiligen Zeitschrittlängen ermittelt. Die Abb. 6.35 zeigt, dass in der Anstiegsphase pro Zyklus auf der Basis von (3.24) aufgrund des größten $\Delta\vartheta$ die größten Beträge für \dot{Q} und \dot{q} erzielt werden, die dann mit stetig sich verringerndem $\Delta\vartheta$ kleiner werden.

Der der Berechnung zugrunde liegende Intervallbetrieb wurde bislang projektintern versuchstechnisch nicht untersucht. Es wird daher für weiterführende Untersuchungen vorgeschlagen, zyklische Lastfälle zu fahren, die u.a. ein Urteil über die Eignung des Ersatzmodells DFE zulassen.

Die energetische Bilanzierung der Berechnungen über den Zeitraum des zweiten Betriebsjahres kann den Abb. 6.36 bis Abb. 6.38 entnommen werden. Sie zeigen den

Verlauf der Entzugsleistung \bar{Q} in kW, der spezifischen Entzugsleistung \bar{q} in W/m² und der Entzugsarbeit W_m in kWh als monatliche Summe für einen Energieblock. Tab. 6.15 enthält als repräsentatives Berechnungsergebnis die spezifische jährliche Entzugsarbeit w und die jährliche Entzugsarbeit W_a für die drei untersuchten Fälle, ferner die Jahresmittelwerte für \bar{Q} und \bar{q} . Die Untersuchungen ergeben folgendes.

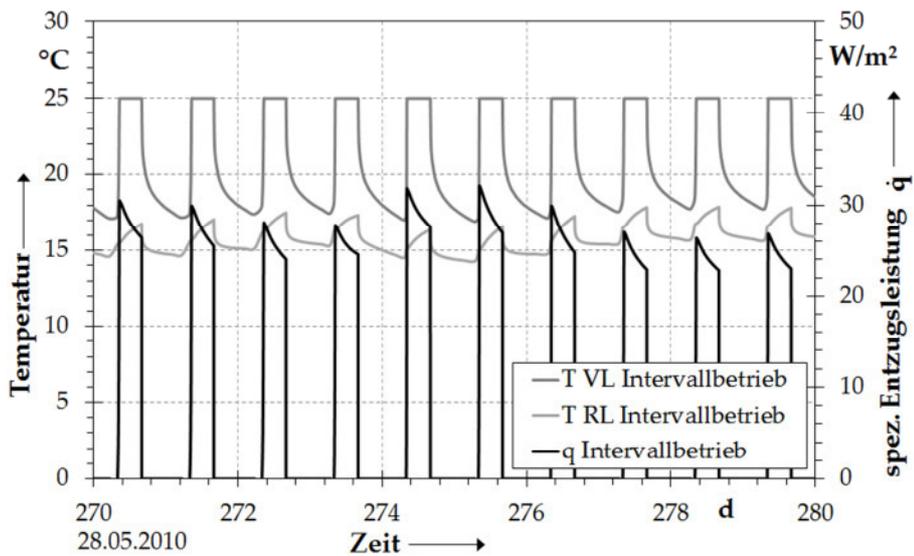


Abb. 6.35: Rücklaufftemperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit, Fall 3. Auszug aus dem Intervallbetrieb mit konstanter Vorlauftemperatur für den Kühlfall. Aufgrund der starken Oszillation nur auszugsweise für zehn Tage dargestellt.

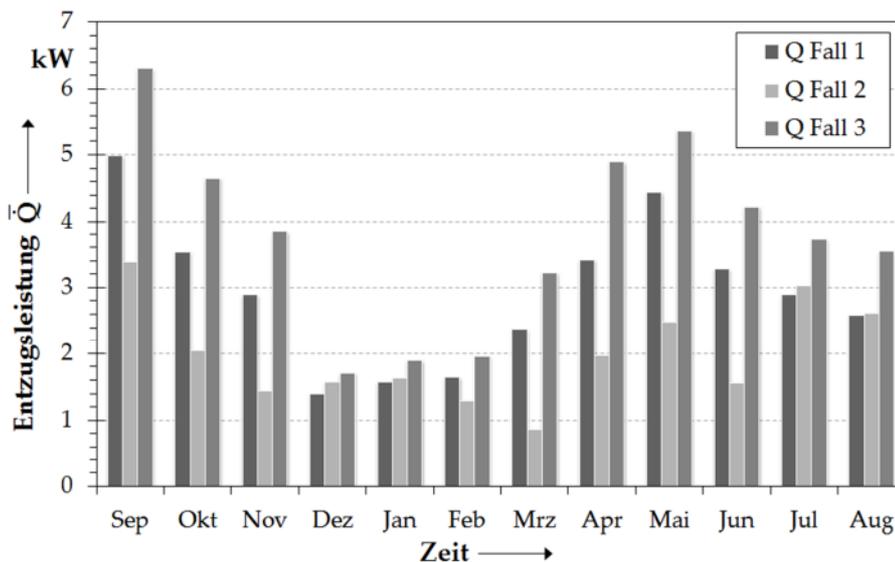


Abb. 6.36: Vergleich der mittleren monatlichen Gesamtentzugsleistung \bar{Q} , berechnet für die Fälle 1. bis 3.

Mit einem Drittel des betrieblichen Energieaufwands im Vergleich zum Durchlaufbetrieb des Falls 1 wird rund 40 % mehr Energie entzogen, während die im Durchlaufbetrieb (Fall 1) geleistete Entzugsarbeit ca. 2,5-mal höher ist als in Fall 3 (vgl. Tab. 6.15). Der Fall 2 bewirkt zumindest in den kälteren Wintermonaten geringfügig höhere Werte bei den Energiebilanzgrößen. Dies ist auf die geringere Abkühlung im vorangehenden Zeitraum infolge höherer Vorlauftemperatur zurückzuführen, so dass ein höherer Wärmestrom vom Gebirge zum Absorber abgerufen werden kann.

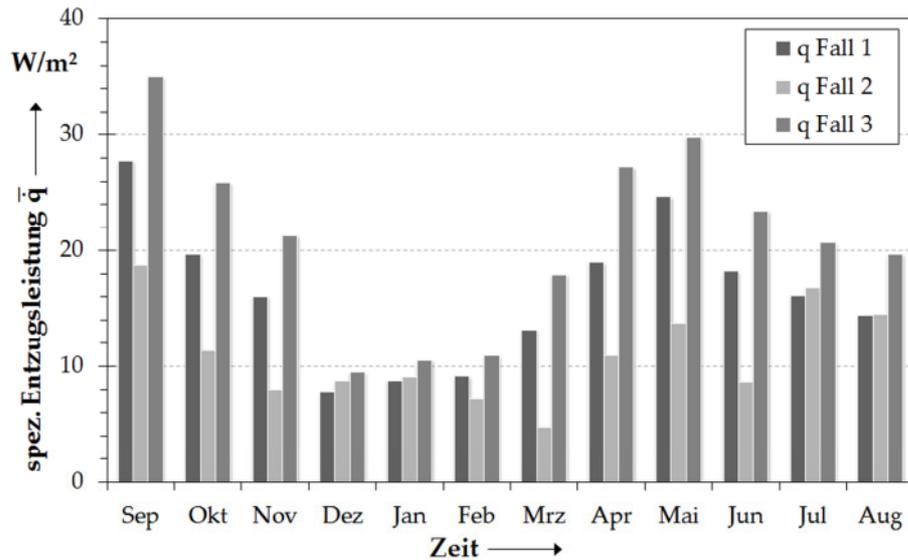


Abb. 6.37: Vergleich der mittleren monatlichen spezifischen Entzugsleistung \bar{q} , berechnet für die Fälle 1. bis 3.

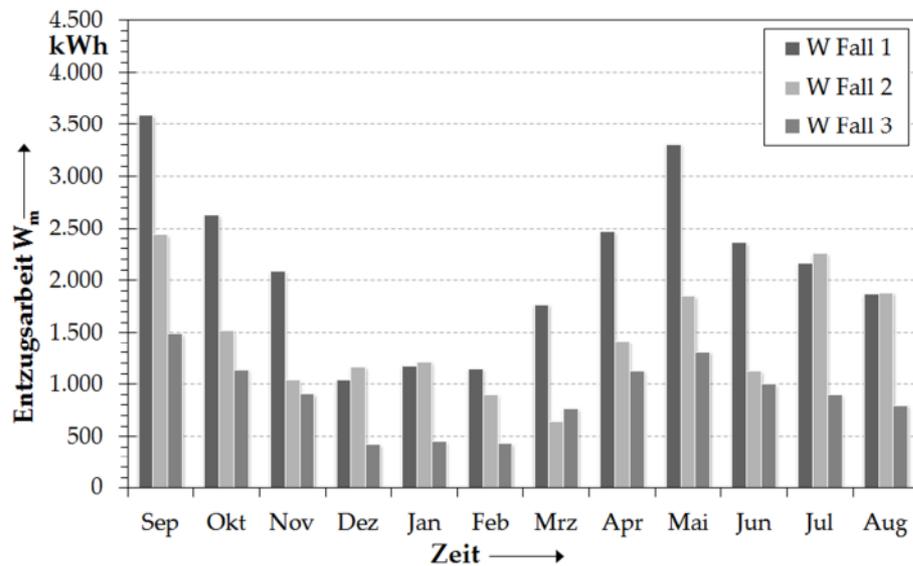


Abb. 6.38: Vergleich der monatlichen Gesamtentzugsarbeit W_m , berechnet für die Fälle 1. bis 3.

Tab. 6.15: Vergleich der jährlichen und spezifischen jährlichen Energiebilanzgrößen W_a bzw. w sowie der Jahresmittelwerte für die Entzugsleistung und die spezifische Entzugsleistung \bar{Q}_a bzw. \bar{q}_a , berechnet für die Fälle 1. bis 3.

	Fall 1	Fall 2	Fall 3
\bar{q}_a in W/m ²	16,2	11,1	22,7
\bar{Q}_a in kW	2,9	2,0	4,1
w in kWh/a m ²	142	97	56
W_a in kWh/a	25.620	17.470	10.760

Alle Fälle zeigen in den Kern-Heizmonaten Dezember bis Februar die geringsten Leistungen. \bar{q} sinkt unter 10 W/m², während der minimale Wert bei $\dot{q} = 4$ W/m² liegt (Fall 1). Die Entzugsleistung \bar{Q} für den gesamten Energieblock beträgt dann im Schnitt nur noch ca. 1,7 kW und W_m sinkt auf Werte von 1.000 kWh bis 1.200 kWh bei den Durchlaufbetrieben und auf 400 kWh bis 460 kWh beim Intervallbetrieb ab. Die Leistungen sind dagegen in den Monaten, in denen z.B. der Heizbedarf am geringsten ausgeprägt ist, am größten und können Entzugsleistungen von max. ca. 6 kW/Energieblock erreichen. Auf der Basis der experimentellen Untersuchungen (vgl. Abb. 5.12) empfiehlt sich in den kältesten Monaten eine Erhöhung des Volumenstroms, um höhere Entzugsleistungen abrufen zu können. Je nach Nutzerprofil für den Wärme- und/oder Kältebedarf (industriell, betriebsintern, Wohngebäude) könnte für die Auslegung auch eine Kombination der hier untersuchten Fälle, z.B. Intervallbetrieb mit gestaffeltem Temperaturprofil im Vorlauf, in Kombination mit unterschiedlichen Volumenströmen als differenzierte Lastcharakteristik in Frage kommen. Für einen Intervallbetrieb mit sehr viel kürzeren Spielzeiten auf der Wärmepumpenseite als in Fall 3 simuliert, verstärkt sich der Effekt der Zunahme der Entzugsleistung. Dies ist jedoch gegen die sehr viel stärkere Beanspruchung der Wärmepumpe mit ggf. höheren Wartungskosten abzuwägen.

6.6.2 Einfluss der Tunnelluft auf den Energieentzug

Erstmals hat MARKIEWICZ (2004) auf der Grundlage eigener experimenteller Untersuchungen in Wien auf einen Einfluss der Tunnelluft auf die Energieextraktion hingewiesen. In SCHLOSSER et. al. (2007) wurde auf der Basis stationärer analytischer Berechnungen und unter Berücksichtigung abgeschätzter Randbedingungen der Anteil durch die Tunnelluft am Wärmestrom zum Absorber auf durchschnittlich 27 % abgeschätzt. Auf die stark schwankende Tunnellufttemperatur und damit einhergehende Extremzustände (z.B. Winterminimum oder Sommermaximum), die auch zu

einem Wärmestrom in die entgegengesetzte Richtung führen können, wurde von den Autoren hingewiesen. Im Rahmen einer Systemevaluation für ein bevorstehendes Forschungsprojekt wurden in BRUDERER et.al. (2010) systemvergleichende orientierende numerische Untersuchungen durchgeführt. Dabei wurde auf der Basis abgeschätzter Randbedingungen die thermische Entzugsleistung berechnet. Die thermische spezifische Entzugsleistung betrug demnach bei einem Tunnel, der zur Luftseite hin eine Dämmschicht hat zwischen 16 W/m^2 und 24 W/m^2 , während der Tunnel ohne Dämmschicht 57 W/m^2 bis 64 W/m^2 leistete, was grob das 3-fache darstellt.

Im Zuge der nachfolgenden Untersuchungen soll die Frage des Tunnellufteinflusses auf den Energieentzug auf der Basis numerischer Berechnungen beantwortet werden. Dazu wurden drei unterschiedliche Vorgehensweisen gewählt.

Im ersten Fall wurde im numerischen Modell entgegen der realen Situation auch im Sohlbereich des Tunnels ein Absorberteilkreislauf (K3) eingebaut. K3 weist einen wesentlich größeren Abstand zur RB Tunnelluft auf als dies im Falle der anderen Teilkreisläufe gegeben ist. Der Vergleich der Simulationsergebnisse von K1 und K3 soll aufzeigen, wie sich die größere Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale zum Absorbersystem energetisch auswirkt.

Im zweiten Fall wurden die Temperatur im Tunnel und an der Geländeoberfläche, die bislang aus gemessenen Werten bestanden, durch künstlich erzeugte Datensätze aus unterschiedlichen Sinusschwingungen ersetzt und die Berechnungsergebnisse verglichen. Dabei sollte der Frage nachgegangen werden, wie sich unterschiedliche Temperaturniveaus im Tunnel auf die Energiegewinnung auswirken.

Im dritten Fall wurden im Zuge der Auswertung der Simulationsrechnungen die infolge des Wärmetransports in der Absorberebene resultierenden Wärmeströme in Baugrund und Bauwerk zu verschiedenen Zeitabschnitten ausgewertet und nach Betrag und Richtung bilanziert.

Zusätzliches Absorbersystem in der Tunnelsohle

Der Simulation wurde der in Tab. 6.13 beschriebene Durchlaufbetrieb (Fall 1) mit konstantem Temperaturprofil für $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ im achtmonatigen Heizfall und $\vartheta_{VL} = 25^\circ\text{C}$ im viermonatigen Kühlfall zugrunde gelegt.

In der Tunnelsohle wurde zusätzlich der Teilkreislauf K3 installiert (vgl. Abb. 6.39). Er ist geometrisch, numerisch und hydraulisch identisch mit dem Teilkreislauf K1 auf der linken Tunnelseite. Der Teilkreislauf K3 hat aufgrund des Ausbaus des Tunnelsohlbereichs mit dem Gleistrog eine deutlich größere Entfernung zur Luftseite (vgl. Abb. 4.6 und Abb. 6.39). Während die Teilkreisläufe K1 und K2 $\geq 0,40 \text{ m}$ von der Innenkante der Innenschale (Ort der RB) entfernt sind, beträgt aufgrund der speziellen Tunnelgeometrie der Abstand des Teilkreislaufs K3 zur RB Tunnelluft minimal rund $1,30 \text{ m}$ und max. ca. $2,30 \text{ m}$. Rund 50 % des Teilkreislaufes K3 liegen mehr als $2,00 \text{ m}$ entfernt von der RB Tunnelluft.

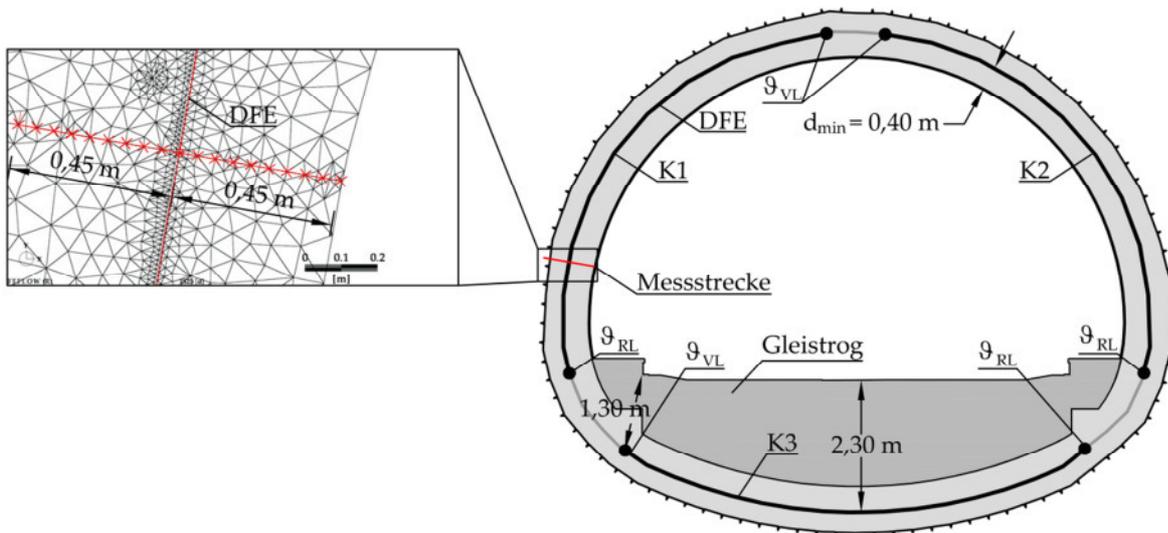


Abb. 6.39: Schematische Darstellung zur Lage der dritten Absorberebene K3 in der Sohle unter dem Gleistrog. Linke Seite: Messstrecke für die Auswertung der Wärmestromverteilung. ϑ_{VL} = Eintrittsstelle des Absorberfluids, ϑ_{RL} = Austrittsstelle.

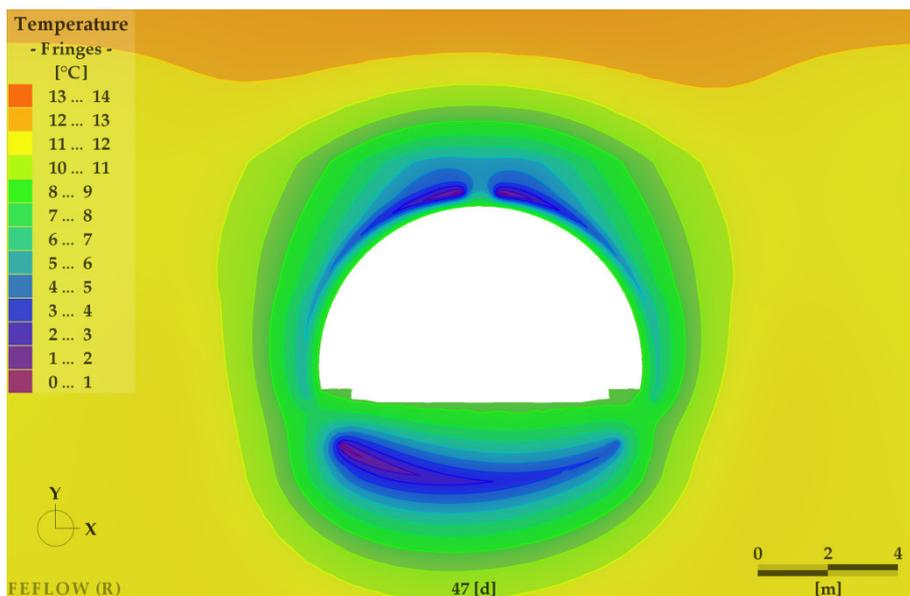


Abb. 6.40: Temperaturfeld im Umfeld des Tunnels und im Bauwerk einschließlich Absorberebene nach 47 Tagen Simulationszeit. Zusätzlicher Einbau eines Absorbersystems in der Tunnelsohle.

Die Abb. 6.40 zeigt eine Momentaufnahme aus der Simulation nach 47 Tagen Heizperiode. Darin ist deutlich eine breit angelegte, in lateraler Richtung verlaufende Abkühlung des Untergrunds infolge des Sohl-Absorbersystems erkennbar. Die breitere Temperaturfahne in der Sohle im Vergleich zu den anderen Teilkreisläufen ist auf einen

kleineren Temperaturgradienten zurückzuführen, der durch die größere Ferne zur RB Tunnelluft bewirkt wird.

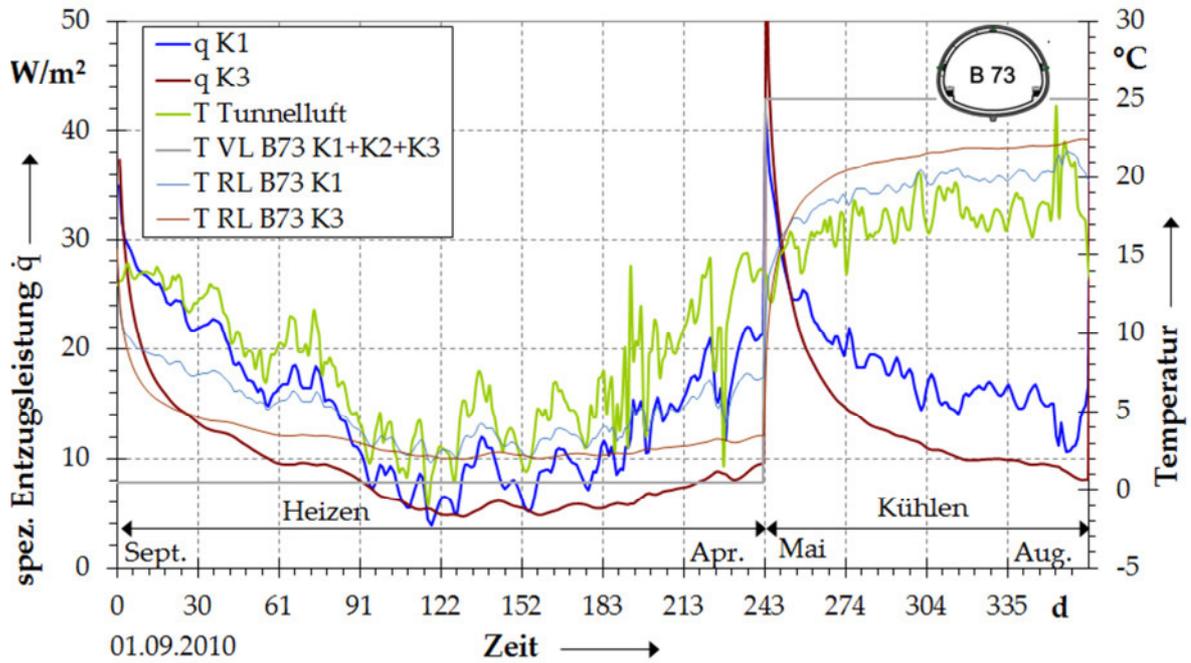


Abb. 6.41: Rücklauftemperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit. Fall 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$ für Heizen und Kühlen. Teilkreisläufe K1 (linke Tunnelseite) und K3 (Tunnelsohle).

Tab. 6.16: Vergleich der jährlichen und der spezifischen jährlichen Energiebilanzgrößen W_a bzw. w sowie der Jahresmittelwerte für die Entzugsleistung und die spezifische Entzugsleistung \bar{Q}_a bzw., \bar{q}_a berechnet für ein Tunnelabsorbersystem mit 3 Teilkreisläufen bei Durchlaufbetrieb. Die Werte stehen für einen Energieblock.

	K1, (K1 \approx K2)	K3	K1+K2+K3
\bar{q}_a in W/m ²	16,0	11,2	14,4
\bar{Q}_a in kW	1,4	1,0	3,9
w in kWh/a m ²	141	98	126
W_a in kWh/a	12.690	8.820	34.000

Auch in der Sohle wird noch ein Einfluss der Tunnelluftschwankungen festgestellt, der allerdings sehr viel stärker abgedämpft ist als bei K1 und darüber hinaus phasen-

verschoben. Der Verlauf der Rücklauftemperatur von K1 und K3, sowie die erzielten spezifischen Entzugsleistungen sind in Abb. 6.41 dargestellt.

Die Absorberebene in der Sohle zeigt bei beiden Lastfällen eine geringere Temperaturspreizung zwischen Vor- und Rücklauftemperatur und eine geringere Energieausbeute. Lediglich in den kältesten Wintermonaten ergeben sich ähnliche Energieleistungen. Die energetische Bilanz ist in Tab. 6.16 zusammengestellt. In den Anlagen IV.20 und IV.21 sind die Monatsmittelwerte von \bar{q} und \bar{Q} aufgetragen. Insgesamt leistet der mit drei Teilkreisläufen simulierte Tunnelblock eine jährliche Entzugsarbeit von $W_a = 34.000 \text{ kWh/a}$. Das sind rund 34 % mehr an jährlicher Entzugsarbeit als ein Tunnelblock mit nur zwei Teilkreisläufen, der rund 25.400 kWh/a erwirtschaftet. Die spezifische Entzugsarbeit sinkt aufgrund der geringen spezifischen Entzugsleistung von K3 von 141 kWh/a m^2 für K1 und K2 auf 126 kWh/a m^2 für K1, K2 und K3 ab. Die ermittelten Werte weisen auf einen hohen Anteil der Tunnelluft an der Energiegewinnung im untersuchten System hin. Über das Jahr gemittelt ergibt sich eine um rund 40 % höhere Entzugsleistung bzw. -arbeit von K1 gegenüber K3.

Unterschiedliche Temperaturniveaus im Tunnel

Es wird angenommen, dass es unterschiedliche Tunneltypen im Hinblick auf die Verteilung der Lufttemperatur gibt. Um einen Eindruck davon zu erhalten, wie unterschiedliche Tunnelluftbedingungen die Energiegewinnung beeinflussen, wurden die nachfolgenden Untersuchungen angestellt.

Die Anfangsbedingung ist $\vartheta_o = \vartheta(x, y, t)$ und durch die Berechnung des TF_2 gegeben. Die Randbedingungen für die nachfolgend beschriebenen numerischen Berechnungen basieren erneut auf dem Durchlaufbetrieb Fall 1 gem. Abschnitt 6.6.1. Dabei wurde die disharmonische, auf Messwerten basierende Temperaturbewegung, die an der Oberfläche und im Tunnel als Temperatur-RB angesetzt wurde, durch harmonische, sinusförmige Temperaturverteilungen ersetzt. Der neue Datensatz beruht erneut auf dem Testreferenzjahr der TRY-Region 12 (DEUTSCHER WETTERDIENST, 2004), in der auch das Untersuchungsgebiet liegt. Daraus wurden drei Temperaturverteilungen konstruiert, die unterschiedliche Tunnelluftzenarien darstellen. Sie weisen mit $c = 10,65^\circ\text{C}$ gleiche Mittelwerte, jedoch unterschiedliche Amplituden auf. Der Amplitudenwert der Grundschiwingung, $y_o = 8,95^\circ\text{C}$, wurde in zwei Schritten um jeweils 15 % reduziert. Die neuen Randbedingungen an der Geländeoberfläche und im Tunnel sind in Abb. 6.42 grafisch dargestellt. Dabei stellt der Fall Tunnelluft 0 den Grundfall dar, für den gilt $\vartheta_{\text{Tunnelluft}} = \vartheta_{\text{Außenluft}}$.

Der Verlauf der berechneten Rücklauftemperatur und der spezifischen Entzugsleistung der drei Varianten ist in Abb. 6.43 dargestellt. Er zeigt, dass der größte spezifische Energieentzug im Mittel beim Fall Tunnelluft 2 und der geringste bei Tunnelluft 0 auftritt, während er für Tunnelluft 1 dazwischen liegt.

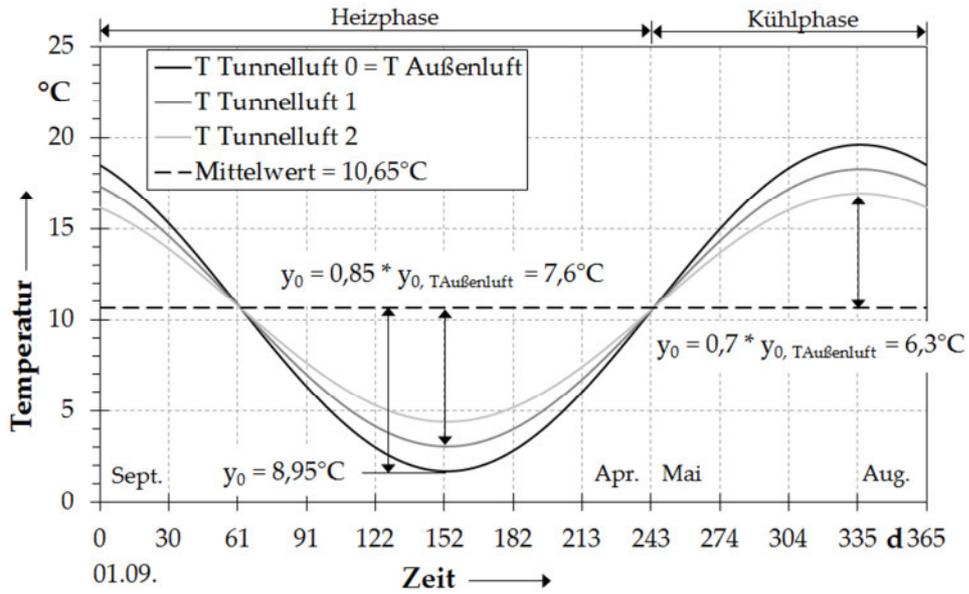


Abb. 6.42: Sinusförmige Temperatur-RB an Oberfläche und im Tunnel für die drei Untersuchungsfälle Tunnelluft 0 bis 2.

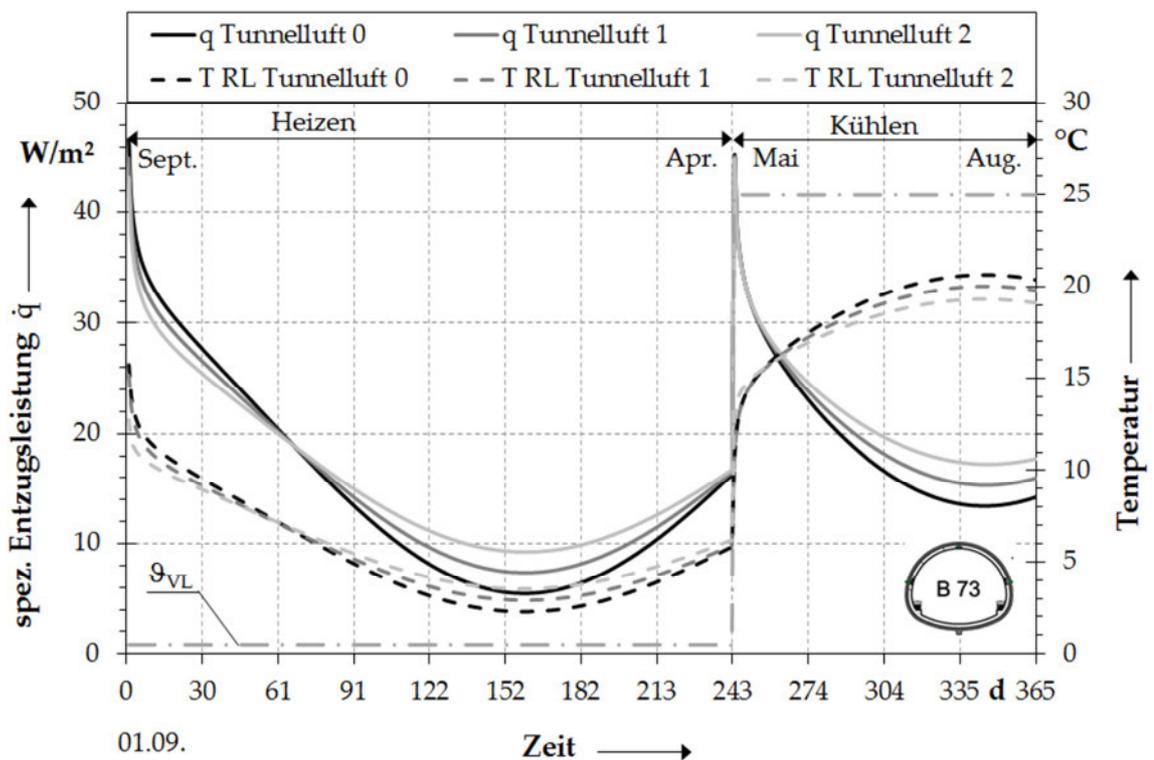


Abb. 6.43: Rücklauftemperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit. Fall 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$ für Heizen und Kühlen. \dot{q} als Mittelwert der beiden Teilkreisläufe K1 und K2 bei unterschiedlichen Tunnelluft-Niveaus.

Tab. 6.17: Vergleich der jährlichen und der spezifischen jährlichen Energiebilanzgrößen W_a bzw. w sowie der Jahresmittelwerte für die Entzugsleistung und die spezifische Entzugsleistung \bar{Q}_a bzw. \bar{q}_a , berechnet für ein Tunnelabsorbersystem mit 3 verschiedenen Tunnellufttrandbedingungen. Die Werte stehen für einen Energieblock.

	Tunnelluft 0, ϑ_0	Tunnelluft 1, $\vartheta_1 = 0,85 \cdot \vartheta_0$	Tunnelluft 2, $\vartheta_2 = 0,7 \cdot \vartheta_0$
\bar{q}_a in W/m^2	16,2	17,1	17,9
\bar{Q}_a in kW	2,9	3,1	3,2
w in kWh/a m^2	142	150	157
W_a in kWh/a	25.600	26.910	28.250

Zunächst ergeben sich jedoch die größten Werte für Tunnelluft 0. Ab dem Schnittpunkt der drei Kurven bei ca. 61 Tagen kehren sich die Verhältnisse um. In den Anlagen IV.22 bis IV.24 erfolgt der Vergleich der Monatsmittelwerte von \bar{Q} , \bar{q} sowie der monatlichen Entzugsarbeit W_m für die drei untersuchten Fälle. Im jeweiligen Amplitudenmaximum der Temperaturschwingung sind die Abstände unter den Größen jeweils maximal. In den Zwischenzeiträumen gleichen sie sich entsprechend dem Verlauf der Tunnelluft an.

Im Februar, der den Tiefpunkt der Leistungsfähigkeit des Systems unter den gegebenen Randbedingungen markiert, beträgt \bar{q} zwischen $5,7 W/m^2$ (Tunnelluft 0) und $9,4 W/m^2$ (Tunnelluft 2). Das entspricht einem Unterschied von rund 65 %. Die über das Jahr gemittelten energetischen Bilanzgrößen sind in Tab. 6.17 erfasst. Daraus ergibt sich, dass zwischen $\vartheta_{Tunnelluft}$ und \bar{q} , zumindest langfristig und unter den gegebenen Randbedingungen eine lineare Abhängigkeit besteht.

Die Abminderung der Amplitude der Tunnellufttemperatur in der untersuchten Spannweite um 15 % und die damit verbundene Temperaturerhöhung in der Heizphase bzw. -verringering in der Kühlphase bewirkt insgesamt eine Zunahme der energetischen Ergiebigkeit (\bar{Q} bzw. \bar{q}) um jeweils etwa 5%.

Knotenbezogene Auswertung der Berechnung bei rein konduktivem Wärmetransport

Grundlage der folgenden Auswertung ist die Berechnung des Durchlaufbetriebs mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$ für Heizen und für Kühlen und unter konduktiven Wärmetransportbedingungen wie in Abschnitt 6.6.1 beschrieben (Fall 1 in Tab. 6.13). Bei der Vorbereitung der Berechnung wurde eine Messstrecke radial zur Absorberebene angelegt, bei der konstante Knotenabstände von $d = 5 \text{ cm}$ eingerichtet wurden. Die Länge der Messstrecke beträgt beidseits der Absorberebene 45 cm. Sie erfasst damit die Tunnelinnenschale rechts der Absorberebene und die Spritzbetonaußenschale sowie einen Teil des

Gebirges links der Absorberebene. Sie ist in Abb. 6.39 mit dargestellt. Entlang der Messstrecke wurden jeweils zum Zeitpunkt, in dem die monatliche Durchschnittstemperatur vorherrscht, grob in Monatsmitte, Temperaturprofile entlang der Messstrecke ausgelesen. Bei der Auswertung wurde knotenweise der Temperaturgradient ϑ ermittelt und auf Basis der Fourier'schen eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung (3.5) die Wärmestromdichte \dot{q} entlang der Messstrecke abschnittsweise bestimmt.

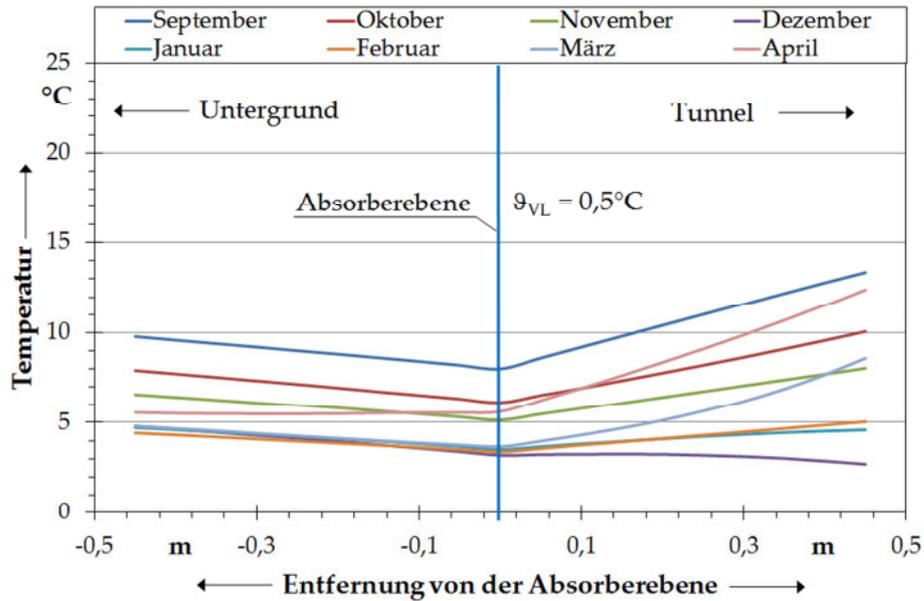


Abb. 6.44: Temperaturprofil radial zur Absorberebene für den Heizfall (Senke).

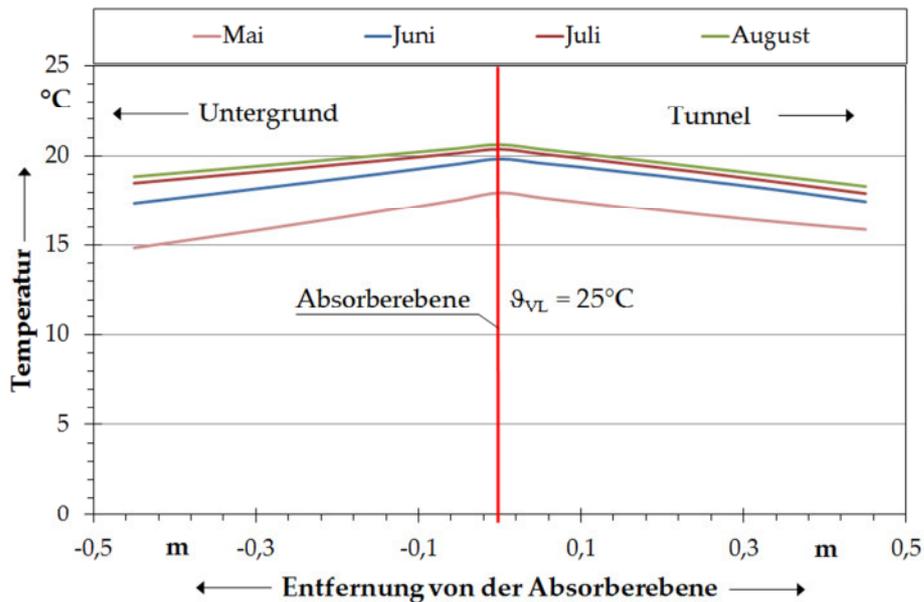


Abb. 6.45: Temperaturprofil radial zur Absorberebene für den Kühlfall (Quelle).

Aus \dot{q} wurden die jeweiligen Wärmestromanteile $\dot{Q}_{\text{Erdwärme}}$ und \dot{Q}_{Luft} in der Ebene der Messstrecke ermittelt (6.6) und der durch den Absorber abgeführte Wärmestrom (-) bzw. der dem Absorber zugeführte Wärmestrom (+) in Summe berechnet. Der Wärmestrom fließt in der Heizperiode dem als Senke wirkenden Absorbersystem zu ($+\dot{Q}_{\text{Abs}}$), während in der Kühlphase das Absorbersystem eine Quelle darstellt, aus der der Wärmestrom ($-\dot{Q}_{\text{Abs}}$) abfließt. Dies deuten die Abb. 6.44 und Abb. 6.45 an, die die ausgelesenen monatsweisen Temperaturprofile enthalten, sowie die Abb. 6.46, in der der in der Messstrecke ermittelte Verlauf von \dot{Q}_{Abs} aufgetragen ist. Die Bilanzierung der ermittelten Wärmeströme in der Absorberebene $\pm \dot{Q}_{\text{Abs}}$, getrennt nach den Anteilen aus $\dot{Q}_{\text{Erdwärme}}$ und aus \dot{Q}_{Luft} und unabhängig von der Richtung des Wärmeflusses geht aus Abb. 6.47 hervor.

Die Auswertung in Abb. 6.47 veranschaulicht, dass unter den gewählten Randbedingungen und Stoffwerten, bei der zugrunde gelegten Betriebsform Durchlaufbetrieb sowie bei rein konduktivem Wärmetransport im Gebirge der Wärmestrom zum Absorber beim Heizfall (Senke) in höherem Maße auf die Tunnelluft zurückzuführen ist. Insbesondere in jenen Monaten, in denen die Lufttemperatur am höchsten und dadurch das Temperaturgefälle $\Delta\vartheta$ zwischen Luft und Absorber am größten ist. Dies sind die Frühjahrs- und Herbstmonate, in denen allerdings der Heizbedarf potenziell am geringsten ist. In den Wintermonaten Dezember und Januar fließt mehr Wärme aus dem Gebirge zu, 72% bzw. 55%. Im Februar beträgt der Erdwärmeanteil noch knapp 40% mit abnehmender Tendenz. In März und April herrscht ein deutlich höheres Temperaturniveau im Tunnel, gleichzeitig ist der Untergrund stärker ausgekühlt infolge des bis dato sieben- bzw. achtmonatigen Durchlaufbetriebs (im Heizfall), so dass der bergseitige Wärmefluss zum Absorber fast vernachlässigbar ist.

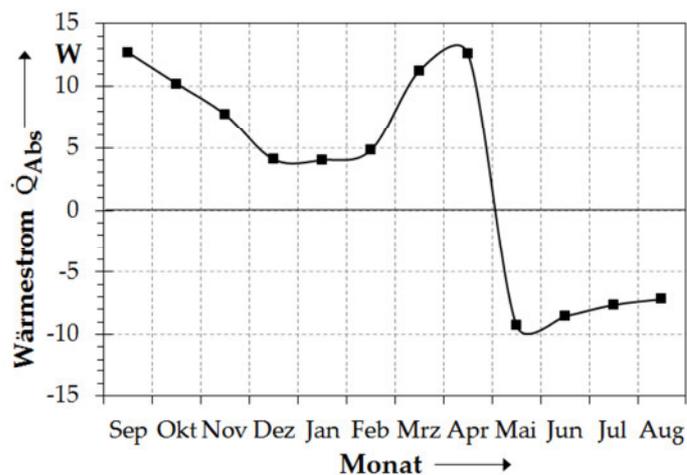


Abb. 6.46: Aus den Temperaturprofilen der Abb. 6.46 und Abb. 6.47 ermittelter Wärmestrom zum (Heizfall) bzw. vom Absorber (Kühlfall), Tageswerte, ermittelt in Monatsmitte.

Im sommerlichen Kühlbetrieb besteht ein einigermaßen ausgewogenes Verhältnis des Anteils der unterschiedlichen Wärmeströme. Die Auswertung ist nicht allgemeingültig. Sie stellt Momentaufnahmen dar. Aufgrund der Auswahl der Zeitpunkte repräsentieren sie einen mittleren Zustand. Weitere punktuelle Temperaturprofile haben gezeigt, dass infolge starker Lufttemperaturabfälle während der Heizphase sich der Anteil von $\dot{Q}_{\text{Erdwärme}}$ erhöht. Die im Modell für die Tunnelinnenschale gewählte volumetrische Wärmekapazität C_V ist etwa 15% kleiner als jene der Tunnelaußenschale. Dadurch wird der Wärmestrom von der Luftseite möglicherweise etwas begünstigt.

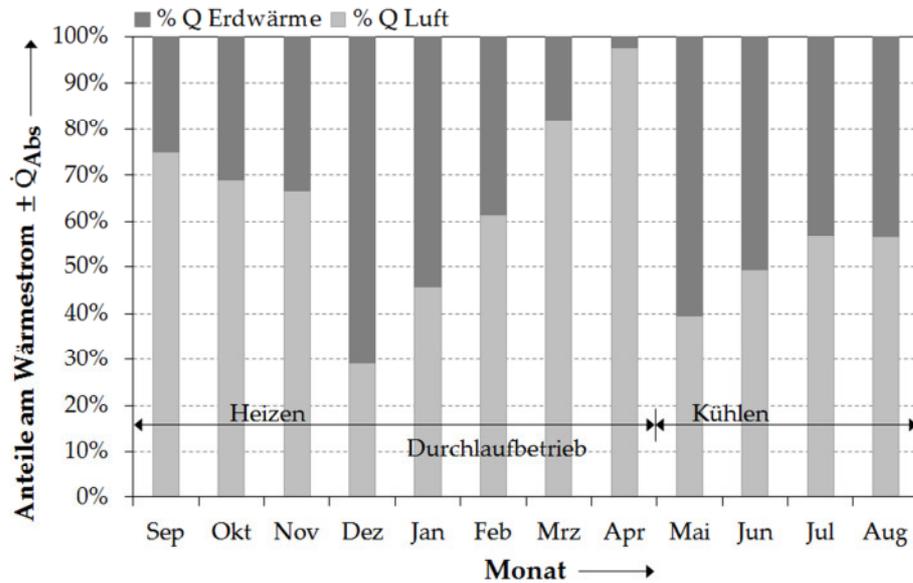


Abb. 6.47: Anteile des Wärmestroms aus der Tunnelluft und aus dem Untergrund am Gesamtwärmestrom $\pm \dot{Q}_{\text{Abs}}$.

6.6.3 Einfluss des Grundwassers auf den Energieentzug

Brunnenanlagen werden verwendet, um geothermische Energie zu gewinnen. Die Grundwasserströmung erhöht bekanntermaßen die energetische Leistung von Erdwärmesonden. Der primär konduktive Wärmetransport wird um (erzwungen) konvektive Anteile ergänzt. In welchem Ausmaß gilt für dies für ein Tunnelbauwerk bzw. das zugrunde liegende Ersatzmodell?

In Variantenrechnungen wurde die Auswirkung unterschiedlicher hydrogeologischer Randbedingungen und Gebirgswerte auf den Energieentzug analysiert. Dabei wurden in einer gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation zwei grundsätzliche Fälle untersucht. Im ersten Fall wurde erneut das Grundmodell mit dem Hauptsandstein (HAS) eingesetzt, das in Abschnitt 5.2 beschrieben und bereits wiederholt eingesetzt wurde. Dabei erfolgt der Grundwasserstrom vorrangig im Hauptsandstein, der nach DIN 18300 durchlässig ist und in dessen EDZ, während das

übrige Gebirge schwach durchlässig ist und somit einen Grundwasserhemmer darstellt. Im zweiten Fall des Homogenmodells ist das Gebirge im gesamten Modellbereich durchlässig (DIN 18130). Dabei wurde zwischen zwei Untervarianten 1a und 1b mit unterschiedlicher hydraulischer Durchlässigkeit variiert. Die Richtung der Grundwasserströmung erfolgt im Modell von rechts nach links.

Die Tab. 6.18 gibt einen Überblick über die verwendeten thermischen und hydrogeologischen Stoff- bzw. Gebirgswerte sowie die hydrogeologischen Randbedingungen. Aus den Größen k_f , i und n , gleich dem nutzbarem Porenanteil n_f , wurde über (6.8) die Abstandsgeschwindigkeit v_a des Grundwassers in m/d nach KOLLMANN (1986) berechnet. Die Werte, die zwischen 0,02 m/d und 3,3 m/d liegen, sind in Tab. 6.19 für jeden Lastfall als Vergleichsgröße mit angegeben.

$$v_a = \frac{v_f}{n_f} = \frac{k_f \cdot i}{n_f} \quad (6.8)$$

Der physikalische Charakter eines (Wärme-)Transportprozesses wird durch das Verhältnis von Advektion und Diffusion (bzw. Konvektion und Konduktion) geprägt und kann über die dimensionslose PECLET-Zahl Pe ausgedrückt werden (KOLDITZ, 1997). Pe ist definiert als:

$$Pe = \frac{v_a \cdot L}{\kappa} \quad (6.9)$$

mit L , dem charakteristischen Längenmaßstab für den Transportprozess, angegeben in m, der Temperaturleitfähigkeit κ des Aquifers in m^2/s und der Abstandsgeschwindigkeit v_a in m/s.

Nach KOLDITZ (1997) ist für $Pe > 1$ das Verhältnis zwischen advektivem (konvektivem) und diffusivem (konduktivem) Transport mehr advektiv. Nach HOLZBECHER (1996), ist Advektion (Konvektion) in diesem Zusammenhang der dominante Prozess wenn $Pe \gg 1$. Die berechneten Pe -Zahlen sind in Tab. 6.19 enthalten. Der Berechnung wurde eine charakteristische Länge $L = 1$ m zugrunde gelegt. Sie steht für das Nahfeld des Tunnels.

Die Anfangsbedingung ist $\vartheta_0 = \vartheta(x, y, t)$ und ergibt sich infolge Simulation des TF₂. Die Randbedingungen für den Wärmetransport sind jene des Falls 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$, wie in Abschnitt 6.6.1 beschrieben. Einen Überblick über den Modellaufbau gibt Abb. 6.48. Die berechneten spezifischen Entzugsleistungen \bar{q} sind als Monatsmittelwerte in Abb. 6.49 dargestellt, während die mittleren monatlichen Entzugsleistungen \bar{Q} und die Werte für die monatliche Entzugsarbeit \dot{W}_m den Anl. IV.25 bzw. IV.26 entnommen werden können. Darin werden die drei Varianten mit ihren Untervarianten für unterschiedliche hydraulische Gradienten i verglichen. Bewertungsbasis ist jeweils der Grundfall mit rein konduktiven Verhältnissen ($i = 0$).

Tab. 6.18: Stoffwerte und hydrogeologische RB für die gekoppelte Grundwasser- und Wärmetransportsimulation. HAS = Hauptsandstein.

	Grundmodell mit HAS	Homogenmodell 1a	Homogenmodell 1b
Kurzbezeichnung	GW HAS $i = x$	GWe-5 $i = x$	GWe-4 $i = x$
k_f in m/s	$3,3 \cdot 10^{-6}$ bzw. $3,8 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-5}$ m/s	$1 \cdot 10^{-4}$ m/s
n	0,135 bzw. 0,2	0,25	0,25
C_V in MJ/m ³ K	2,75 bzw. 3,5	2,75	2,75
λ in W/m K	1,94 bzw. 5,0	1,75	1,75
Hydrogeologische Randbedingungen	$0 \% \leq i \leq 2 \%$	$0 \% \leq i \leq 2 \%$	$0 \% \leq i \leq 2 \%$

Die Ergebnisse zeigen mit Ausnahme der Monate September und Mai, in denen das Leistungsbild stärker durch den Wechsel der Betriebsform beeinflusst wird, grundsätzlich eine deutliche Abhängigkeit der energetischen Ergiebigkeit von der Grundwasserströmung. Diese sorgt zu einem gewissen Grad für einen thermischen Ausgleich des Temperaturfelds im Tunnelumfeld, das durch den Durchlaufbetrieb intensiv belastet wird. Am signifikantesten ist dieser Effekt, wenn die hydraulische Durchlässigkeit des Gebirges und der hydraulische Gradient groß sind.

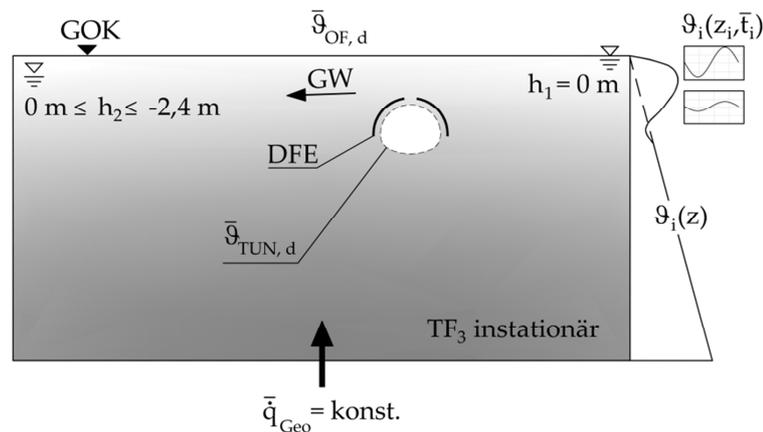


Abb. 6.48: Schematische Darstellung der Randbedingungen (RB) zur instationären gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation im Homogenmodell 1a bzw. 1b. Im Grundmodell GW HAS ist die Grundwasserströmung auf den Hauptsandstein beschränkt (vgl. Abb. 6.3).

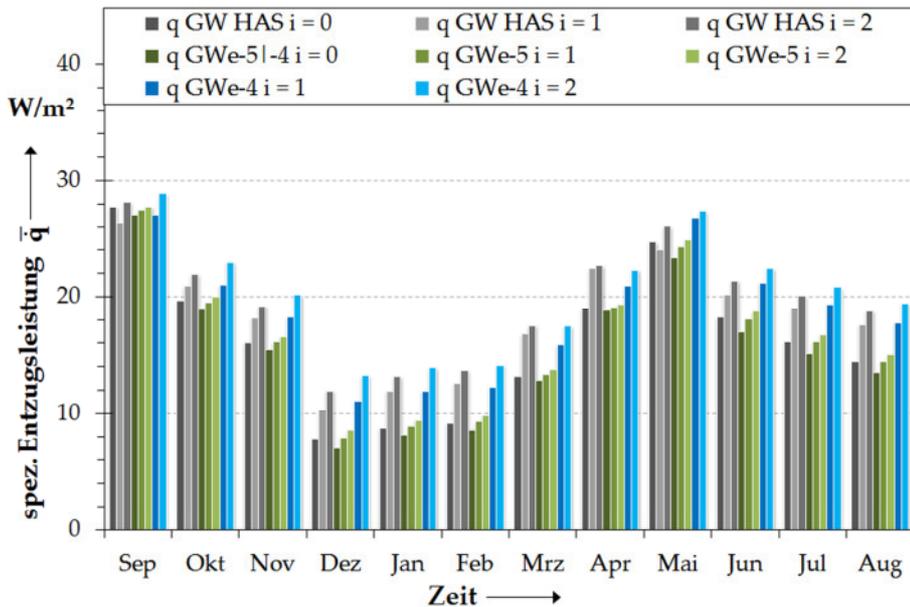


Abb. 6.49: Vergleich der mittleren monatlichen spezifischen Entzugsleistung \bar{q} als Ergebnis der gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation.

Dies wird auch deutlich wenn man die in Tab. 6.19 verzeichneten jährlichen energetischen Bilanzgrößen in Relation zueinander setzt. w ist in der Variante GW HAS um rund 12 % größer, wenn eine Grundwasserströmung einsetzt ($i = 1$). Der Wert erhöht sich auf rund 17% mit Erhöhung des hydraulischen Gradienten auf $i = 2$. Dabei ist der Energiezugewinn gegenüber dem rein konduktiven Fall überwiegend auf den Hauptsandstein zurückzuführen; hier ist die Pe-Zahl $\gg 1$ während sie im restlichen Gebirge $Pe < 1$ beträgt.

Beim Fall Homogenmodell 1a sind die Unterschiede aufgrund der relativ geringen hydraulischen Durchlässigkeit des Untergrunds und der damit verbundenen geringen Grundwasser-Abstandsgeschwindigkeit v_a , die in der Größenordnung weniger Zentimeter pro Tag liegt, weniger deutlich. Die Zunahme von i um jeweils 1 % bewirkt ein nur moderates Ansteigen von \dot{w} um ca. 5 % bzw. 8 %. Dagegen betragen im Falle des Homogenmodells 1b die Zuwachsraten von \dot{w} ca. 19 % bzw. rund 24 %. Dabei ist v_a um den Faktor 10 größer und die Pe-Zahl $\gg 1$. Insbesondere in den kalten und heizintensiven Wintermonaten trägt die Grundwasserströmung zu einer deutlichen Anhebung der Entzugsleistungen bei den Fällen GW HAS und GWe-4 bei, während die Zunahme im Fall GWe-5 nur moderat ist. In den durchlässigen Schichten beträgt \bar{q} in diesen Monaten zwischen rund 10 W/m² und ca. 15 W/m². Die in Abb. 6.47 gezeigte Verteilung der Anteile des Wärmestroms aus der Tunnelluft und aus dem Untergrund am Gesamtwärmestrom $\pm \dot{Q}_{Abs}$ wird zwangsläufig durch die Grundwasserströmung verändert. Sie erfährt infolge Konvektion und in Abhängigkeit von k_f und i eine Erhöhung des Anteils von $\dot{Q}_{Erdwärme}$ gegenüber \dot{Q}_{Luft} .

Tab. 6.19: Vergleich der jährlichen und der spezifischen jährlichen Energiebilanzgrößen W_a bzw. w sowie der Jahresmittelwerte für die Entzugsleistung und der spezifischen Entzugsleistung \bar{Q}_a bzw. \bar{q}_a , als Ergebnis der gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation. Die Werte stehen für einen Energieblock. Zahlen gerundet.

Kurzbez.	Grundmodell			← Homogenmodell →				
	GW HAS i = 0	GW HAS i = 1	GW HAS i = 2	GW e-4/-5 i = 0	GW e-5 i = 1	GW e-5 i = 2	GW e-4 i = 1	GW e-4 i = 2
\bar{q}_a in W/m ²	16,1	18,4	19,3	15,5	16,2	16,7	18,9	20,3
\bar{Q}_a in kW	2,9	3,3	3,5	2,8	2,9	3,0	3,4	3,7
w in kWh/a m ²	142	161	171	135	142	147	166	178
W_a in kWh/a	25.600	29.000	30.800	24.300	25.600	26.400	29.900	32.000
v_a in m/d	./.	0,02 bzw. 1,60	0,04 bzw. 3,30	./.	0,03	0,07	0,3	0,7
Pe-Zahl	./.	0,4 bzw. 13,3	0,7 bzw. 26,6	./.	0,6	1,3	6,4	12,7

Die in Abschnitt 6.6.1 und 6.6.2 dargestellten Untersuchungen basieren auf konduktivem Wärmetransport. Dabei zeigte sich, dass grundsätzlich etwa gleiche Leistungen in beiden Teilkreisläufen des Absorbersystems erzielt werden, wobei K1 aufgrund des höheren Volumenstroms geringfügig mehr erwirtschaftet. Die Untersuchungen unter Einbindung konvektiver Prozesse haben ergeben, dass sich mit zunehmender Grundwasserdynamik eine Asymmetrie bei der energetischen Leistung einstellt. Mit steigender hydraulischer Durchlässigkeit und steigendem Gefälle wird die Entzugsleistung auf der Grundwasseranstromseite größer.

Dies kann anhand des Vergleichs der Diagramme in den Anlagen IV.27 und IV.28 nachvollzogen werden. Dort sind für die Fälle GWe-4 i = 0 und GWe-4 i = 2 der Verlauf von ϑ_{RL} und \dot{q} für beide Teilkreisläufe gegen die Simulationsdauer aufgetragen.

Im Jahresmittel erwirtschaftet der Teilkreislauf auf der Anstromseite im Fall von GWe-4 $i = 2$ rund 5 % mehr Energie als K1.

Dieses Ergebnis ist durchaus technisch relevant. Im Zusammenhang mit der Feststellung, dass der thermische Gradient in der Absorberebene mit zunehmender Leitungslänge geringer wird bzw. anfänglich am größten ist, empfiehlt es sich z.B. für umlaufende Absorbersysteme (ca. 360°) wie die von FRODL et. al. (2010) beschriebenen Energietübbings, den Eintrittsbereich des Absorbersystems auf der Anstromseite des Grundwassers zu installieren, darüber hinaus dürfte sich auf der Abstromseite die potenzielle Temperaturfahne geringer ausbilden.

6.6.4 Beeinflussung der Untergrundtemperatur infolge geothermischen Anlagenbetriebs, TF_3

Die Messungen einerseits und die erweiterten Betrachtungen infolge der Parameterstudien zum TF_2 andererseits haben ergeben, dass bereits das Tunnelbauwerk einen signifikanten Einfluss auf sein geologisches Umfeld hat und dass hinsichtlich der Reichweite der Temperaturveränderung im Untergrund nicht unwesentliche Unterschiede darin bestehen, ob konduktiver oder konvektiver Wärmetransport überwiegt.

Nachfolgend wird gezeigt werden, in welcher Größenordnung der tunnelgeothermische Betrieb die Reichweite der Temperaturveränderung infolge unterschiedlicher Betriebsformen bei konduktivem Wärmetransport und bei Grundwasserströmung beeinflusst. Die betrachteten Fälle stellen die thermischen Auswirkungen auf den Untergrund infolge der in den Abschnitten 6.6.1 und 6.6.3 simulierten energetischen Lastprofile dar. Die Randbedingungen können den Tab. 6.4 und Tab. 6.5 entnommen werden.

Zunächst werden die Temperaturveränderungen im Umfeld des Bauwerks als Folge der Durchlaufbetriebe und des Intervallbetriebs für das fünfte Betriebsjahr, sowohl untereinander als auch mit dem Temperaturfeld ohne Absorberbetrieb (TF_2) verglichen. Die Berechnungen wurden zunächst ohne Berücksichtigung von Grundwasserströmung durchgeführt.

TF_3 unter konduktiven Wärmetransportbedingungen

In Abb. 6.50 wird das tertiäre Temperaturfeld TF_3 infolge des Durchlaufbetriebs mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$ (Fall 1) für das erste Betriebsjahr gezeigt, während in Abb. 6.51 zum Vergleich die Temperaturganglinien für den gleichen Zeitraum ohne tunnelgeothermischen Betrieb dargestellt sind. Die Ortsangaben in den Diagrammlegenden beziehen sich auf die Innenkante der Tunnelinnenschale. In der Anlage IV.29 sind die berechneten Temperaturverläufe für den Durchlaufbetrieb mit Temperaturprofil (Fall 2 gegen die Zeit aufgetragen.

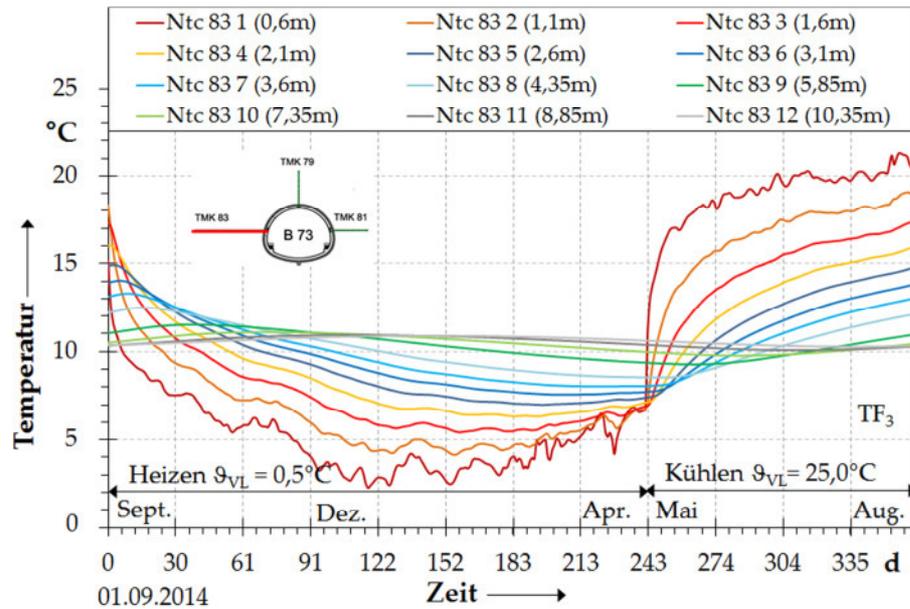


Abb. 6.50: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistoren-messkette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1).

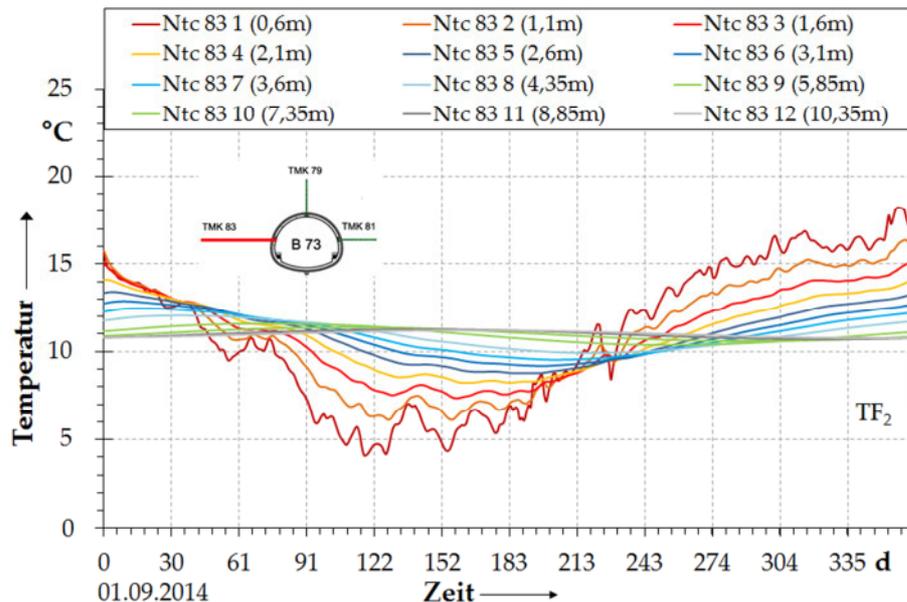


Abb. 6.51: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistoren-messkette TMK 83 im fünften Betriebsjahr des Tunnels (ohne Absorberbetrieb).

Die Anlagen IV.30 und IV.31 zeigen das TF₃ infolge Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$ im Heizmonat Januar und im Kühlbetrieb im Juli als Momentaufnahmen.

Die stärksten Abkühlungen bzw. Erwärmungen im Tunnelumfeld ergeben sich infolge Fall 1 und stellen sich im Nahfeld ein. Die Schwingungsbreite beträgt im Nahfeld bis zu 17 K (Messpunkt 1), ca. 14 K (Messpunkt 2) und ca. 10 K (Messpunkt 4). In Messpunkt 8 beträgt sie lediglich noch ca. 3,5 K und damit rund 1 K mehr als im TF₂. Die Temperaturbeeinflussung reicht mit stark abnehmender Tendenz bis ins Fernfeld⁷ (Messpunkt 12), wo die Schwingungsbreite noch 0,5 K ausmacht.

Die Temperaturdifferenz zwischen der TF₂- und der TF₃-Schwingung im Messpunkt 12 bei ca. 10 m liegt, verglichen zwischen den Extremwerten, bei 0,3°C und 0,5°C, so dass hier noch eine Beeinflussung durch den tunnelgeothermischen Betrieb gegeben ist, die allerdings sehr gering ist. Die weitere Auswertung der Berechnungen zeigt, dass in einer Entfernung von 15 m vom Tunnel noch eine Differenz zwischen den parallel schwingenden Temperatur-Ganglinien zwischen TF₂ und TF₃ von ca. 0,25 K und 20 m entfernt von ca. 0,1 K festgestellt wird. Im Zuge des Dauerbetriebs der Anlage erfolgt eine leichte Abkühlung im Fernfeld. In Messpunkt 12 beträgt diese im Mittel über fünf Jahre ca. 0,15 K pro Jahr. Die Abkühlung wird stetig geringer. Sie beträgt im fünften Jahr noch 0,06 K. Da es sich dabei um eine Abkühlung handelt, ist dies möglicherweise auf die doppelte Anzahl an Heizmonaten gegenüber den Kühlmonaten zurückzuführen. Allerdings bewirkt auch das Tunnelbauwerk ohne geothermische Nutzung im simulierten Zeitraum (5 Jahre) eine leichte Abkühlung im Fernfeld.

Der Temperaturverlauf bei gestaffelter Vorlauftemperatur (Fall 2), spiegelt sich im Nahfeld wieder (vgl. Anlage IV.29). Das TF₃ wird dort in Relation zum Fall 1 über das Jahr weniger stark verändert, grundsätzlich bestehen jedoch ähnliche Größenordnungen. Die in Fall 1 beobachtete Schwingungsbreite im Fernfeld ist in Fall 2 um etwa 0,3 K geringer. In 15m Entfernung vom Tunnel beträgt der Unterschied zwischen der TF₂- und der TF₃-Schwingung knapp 0,15 K. Die temperaturbeeinflusste Tunnelumgebung ist damit nur unwesentlich kleiner als bei Fall 1.

Die Berechnungen haben gezeigt, dass der Durchlaufbetrieb unter konduktiven Wärmetransportbedingungen gegenüber dem TF₂ in Abhängigkeit des Lastprofils eine starke Erwärmung bzw. Abkühlung im Nahfeld bewirkt. Dagegen sind diese in einer Entfernung von ca. 10 m, also grob im Abstand eines Tunneldurchmessers, sehr gering bis vernachlässigbar. Eine signifikante Temperaturfeldveränderung infolge des tunnelgeothermischen Durchlaufbetriebes gegenüber dem rein durch das Tunnelbauwerk beeinflussten Temperaturfeld in Analogie zur wasserrechtlichen Genehmigung (max. 2 K Erwärmung bzw. 2 K Abkühlung) ist jedoch nur bis in eine Entfernung vom Tunnel von 2 m bis 3 m gegeben.

⁷ Der Begriff Fernfeld wird hier für Bereiche des Temperaturfelds verwendet, in denen keine oder nur sehr geringe Temperaturunterschiede auftreten.

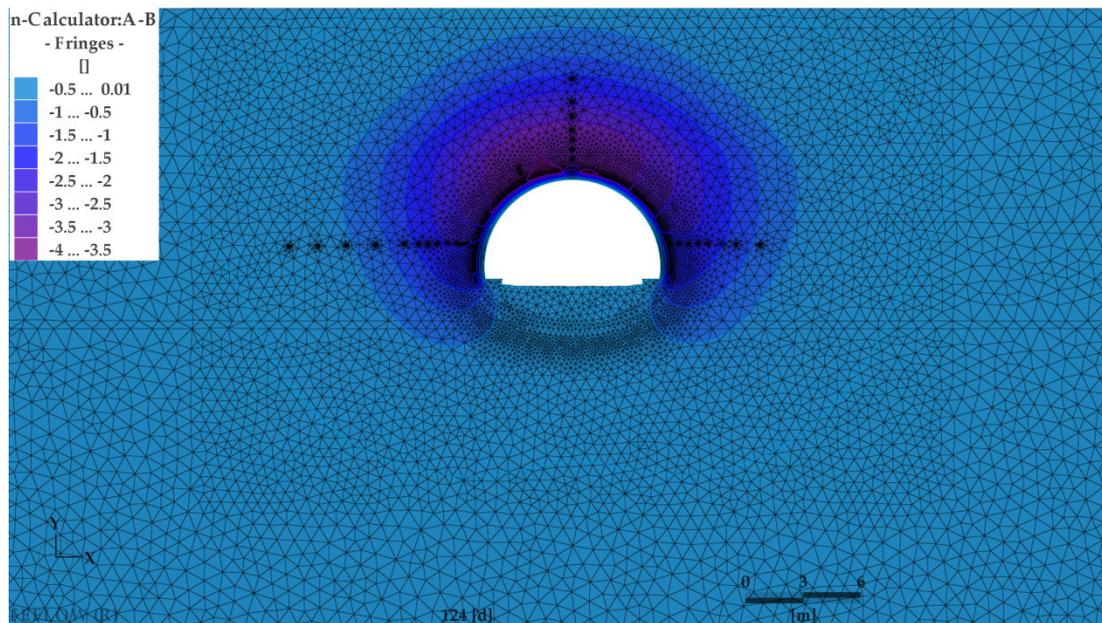


Abb. 6.52: Darstellung der Temperaturdifferenz zwischen TF_3 und TF_2 nach 124 Tagen Simulation (Januar) als Momentaufnahme. TF_3 : Durchlaufbetrieb im Heizfall mit konstanter Vorlauftemperatur $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ (Fall 1). Grundmodell mit Hauptsandstein ohne Grundwasserströmung.

Dabei ist es sinnvoll und auch erforderlich, das TF_3 auf der Basis des TF_2 zu bewerten und nicht mit dem ursprünglichen primären Temperaturfeld vor Herstellung des Tunnelbauwerks zu vergleichen.

In Ergänzung der zeitvarianten Ganglinien-Diagramme zeigt Abb. 6.52 als Momentaufnahme nach 124 Tagen Simulationszeit ein Temperaturfeldvergleich in Form einer Differenzendarstellung zwischen tertiärem Temperaturfeld und dem Temperaturfeld ohne tunnelgeothermischen Betrieb (TF_2). Dabei liegt dem tertiären Temperaturfeld ein Heizbetrieb mit $\vartheta_{VL} = 0,5^\circ\text{C}$ zugrunde.

Der Temperaturdifferenzenplan in Abb. 6.52 verdeutlicht den relativ geringen Auswirkungsbereich in der Tunnelumgebung. Gegenüber dem Durchlaufbetrieb bewirkt der Intervallbetrieb (Fall 3) ein völlig anderes Bild des TF_3 im Vergleich zu Fall 1 und 2. In der Abb. 6.53 sind die diesbezüglichen berechneten Temperatur-Ganglinien dargestellt. Diese ähneln sehr stark jenen des TF_2 . Lediglich im Nahfeld ergeben sich Temperaturveränderungen gegenüber dem TF_2 , die im Vergleich zu den Fällen 1 und 2 sehr gering sind. Im ersten Messpunkt kann ein Oszillieren der Temperatur in Abhängigkeit der Betriebsweise beobachtet werden.

Die sehr viel verhaltenere Reaktion des Gebirges auf den Intervallbetrieb ist darauf zurückzuführen, dass die Anlage zu 2/3 des Tages nicht betrieben wird und stattdessen lediglich die Tunnellufttemperatur auf den Untergrund einwirkt. Es besteht daher ein erheblicher Regenerationseffekt.

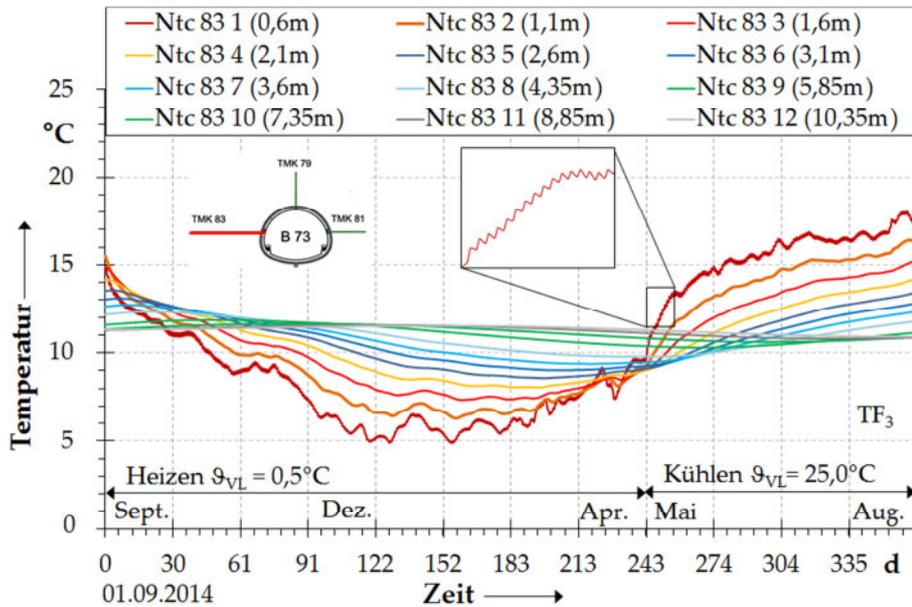


Abb. 6.53: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistoren-messkette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Intervallbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 3).

Ausweitung des Einflussbereichs infolge Grundwasserströmung

In diesem Unterabschnitt werden die tertiären Temperaturfelder behandelt, die im Zusammenhang mit dem Durchlaufbetrieb der Anlage (Fall 1 mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$) und unter Einfluss einer Grundwasserströmung in Abschnitt 6.6.3 berechnet wurden. Dazu werden die drei in Tab. 6.18 und Tab. 6.19 erläuterten Modelle, Grundmodell mit Hauptsandstein sowie Homogenmodell 1a und 1b, in Kombination mit $i = 1\%$ herangezogen. Es erfolgt zunächst der Vergleich der tertiären Temperaturfelder infolge des Grundmodells mit dem Hauptsandstein (GW HAS).

Daraufhin werden die Ergebnisse der beiden übrigen Modelle gezeigt und bewertet. Abschließend erfolgt der Vergleich der Rechenergebnisse des TF_3 mit dem jeweiligen TF_2 zur weiteren Beurteilung der Reichweite der Temperaturbeeinflussung infolge geothermischen Betriebes.

Grundmodell mit Hauptsandstein

Abb. 6.54 zeigt die berechneten Temperatur-Ganglinien für das fünfte Betriebsjahr im Durchlaufbetrieb (Fall 1) entlang der horizontalen Messkette TMK 83 in Abstromrichtung (links des Tunnels). Die unter Einfluss von Grundwasserströmung simulierten Daten werden mit den in Abb. 6.50 gezeigten Ganglinien verglichen, die ohne Einfluss von Grundwasserströmung berechnet wurden. Es zeigt sich erstens, dass die Temperatur in den tunnelnahen Messpunkten im Lastfall mit Grundwassereinfluss in der Heizperiode etwas höher und in der Kühlperiode etwas niedriger sind oder anders formuliert, weniger stark abgekühlt bzw. in geringeren Maße erwärmt werden.

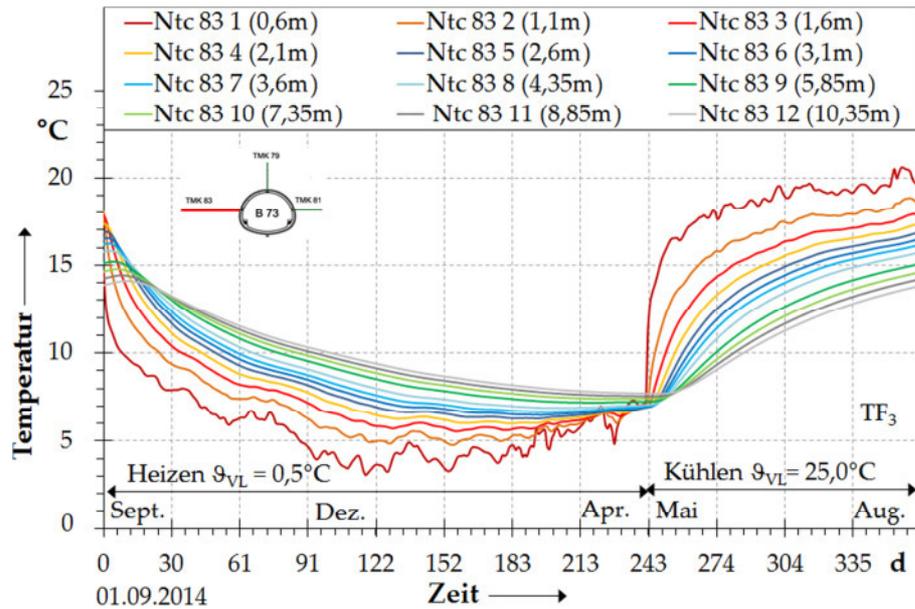


Abb. 6.54: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistoren-messkette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauf-temperatur (Fall 1). Grundmodell mit Hauptsandstein, GW HAS $i = 1$.

Dabei sind die Unterschiede relativ gering und bewegen sich auf einem Niveau von ca. 1 K. Der beobachtete Effekt beruht darauf, dass das Grundwasser das Bauwerk, zumindest in Teilbereichen, umströmt und für einen gewissen Temperatenausgleich sorgt. Zweitens ergibt sich aus dem Vergleich eine signifikante Veränderung in den tunnelfernen Messpunkten. Während ohne Grundwasserströmung die Temperatur im Messpunkt 12 eine Schwingungsbreite von ca. 0,5 K hat, beträgt sie dort unter Grundwassereinfluss mit rund 5,5 K grob das Zehnfache. Es gilt hierbei jedoch die geologische Situation zu berücksichtigen, da die Messkette TMK 83 im schwach durchlässigen Tonmergelstein liegt. Die deutliche Temperatúrauswirkung wird durch den darüber lagernden Hauptsandstein hervorgerufen. Der Abstand zwischen Tonmergelstein und Hauptsandstein beträgt ca. 1 m bis 1,5 m. Die hydraulische Durchlässigkeit des Sandsteins ist um rund zwei Größenordnungen höher als im Tonmergelstein (vgl. Tab. 6.18). Die vom Tunnel ausgehende thermische Wirkung wird im Hauptsandstein durch den Grundwasserstrom schneller wegtransportiert und wirkt sich dann konduktiv auf das Gebirge in seinem Umfeld aus. Dies kann anhand der Abb. 6.55 nachvollzogen werden. Darin wird als Momentaufnahme das tertiäre Temperaturfeld nach 124 Tagen simulierten Heizbetriebes gezeigt. Die durch den Hauptsandstein begünstigte Temperaturfahne sowie die asymmetrische Ausbildung des Temperaturfelds im Modellraum treten darin markant hervor.

Die Diagramme in den Anlagen IV.32 und IV.33 zeigen analog zu Abb. 6.53 das Simulationsergebnis für die horizontale Messkette in Anstromrichtung (TMK 81) bzw. für die vertikale Messkette TMK 79.

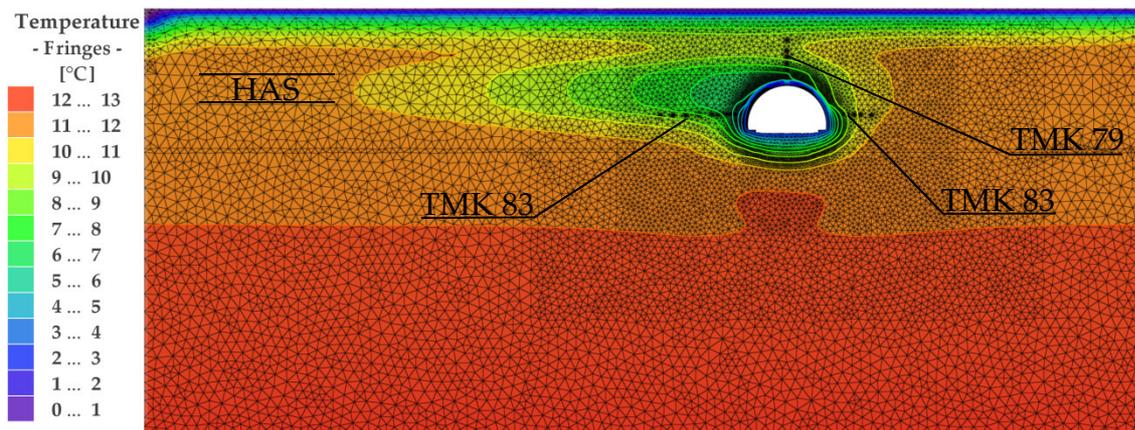


Abb. 6.55: Tertiäres Temperaturfeld für das Grundmodell mit Hauptsandstein (GW HAS $i = 1$). Momentaufnahme Heizbetrieb (Januar) im Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1).

Zunächst zur TMK 81 (siehe Anlage IV.32). Der Grundwasserstrom bewirkt je nach Lastfall eine Abkühlung bzw. Erwärmung im Nahfeld des Tunnels. Jedoch sind die Bandbreiten im tunnelnahen Bereich (Messstellen 1 bis 3) generell um 3 K bis 5 K kleiner als im Vergleich zur TMK 83. In den Messstellen, die stromabwärts weiter vom Tunnel entfernt liegen, ist der Unterschied in den Schwingungsbreiten zwischen TMK 83 und TMK 81 erheblich größer bzw. auf der Anstromseite erheblich geringer.

Bei der Betrachtung der berechneten Daten in der TMK 79 (Anlage IV.33) fällt auf, dass zum einen die Tunnelluft sich vergleichsweise weniger deutlich in den einzelnen Messpunkten widerspiegelt und zum anderen, dass sich die Temperatur-Ganglinien im Vergleich mit den anderen Messketten auf einem niedrigeren Niveau bewegen, d.h. geringere Schwingungsbreiten aufweisen. Beide Beobachtungen stehen im Zusammenhang mit der Grundwasserströmung. Der erste Messpunkt befindet sich in der Spritzbetonschale, die nicht durchströmt wird. Die Wärme aus dem Tunnel wird hier konduktiv transportiert, so dass der numerische Messpunkt 1, in abgedämpfter Form die Charakteristik des Temperaturprofils der Tunnelluft zeigt. Ab der Grenze zwischen Spritzbeton und Hauptsandstein erfolgt durch die Grundwasserströmung eine thermische Überprägung. Dadurch kommt es zum Einen zu einer Kühlung bzw. Erwärmung des angeströmten Spritzbetons, die sowohl dämpfend auf den Messpunkt 1 wirkt, als auch eine Glättung der Ganglinien der Messpunkte 2 und 3 bewirkt. Dadurch tritt die Charakteristik der Temperatur im Tunnel in den Hintergrund. Der Grundwasserstrom im Hauptsandstein sorgt dafür, dass generell die Temperatur in der Messkette über dem Tunnel je nach Heizperiode gekühlt bzw. erwärmt wird. Die Schwingungsbreiten sind kleiner als in TMK 81, die in gering durchlässigem Gebirge sitzt. Im Vergleich zur Messkette TMK 79 unter rein konduktiven Bedingungen ergeben sich signifikante Größenunterschiede (vgl. Anlage IV.34) in den Schwingungsbreiten. Diese liegen in einer Größenordnung von ca. 2 K bis 5 K.

Homogenmodelle 1a und 1b

In den Anlagen IV.35 bis IV.37 sind die Berechnungsergebnisse für das Homogenmodell GWe-5 $i=1$ (1a) als Temperatur-Ganglinien entlang der Messketten dargestellt, während die Anlagen IV.38 bis IV.40 die simulierten Ganglinien für das Homogenmodell GWe-4 $i=1$ (1b) zeigen. Darüber hinaus sind in den Anlagen IV.41 und IV.42 in Analogie zu Abb. 6.55 die tertiären Temperaturfelder infolge tunnelgeothermischen Heizbetriebes zur Veranschaulichung als Momentaufnahmen abgebildet.

Beim Homogenmodell mit $k_f = 10^{-5}$ m/s und $i = 1$ % überwiegt der konduktive Wärmetransport, das haben auch vorherige Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit bereits gezeigt. Die berechneten Temperatur-Ganglinien ähneln im Gesamtbild sehr stark dem Grundfall mit Hauptsandstein ohne Grundwasserströmung. Es ergeben sich im Vergleich zu den in Abb. 6.50 gezeigten Ganglinien nur geringe Abweichungen, die in Abhängigkeit der Entfernung vom Tunnel im Bereich von ca. 0,2 K bis ca. 1 K liegen. Die Temperatur ist im Nahfeld des Tunnels gegenüber dem Fernfeld stark erhöht. Die Temperatur-Ganglinie im Fernfeld zeigt mit einer Schwingungsbreite von ca. 1,3 K immer noch eine deutliche Beeinflussung durch den geothermischen Betrieb, dabei ergibt die fünfjährige Simulation eine Abkühlung von im Mittel ca. 0,1 K pro Jahr. Bei stetig abnehmender Abkühlungsrate beträgt diese im fünften Simulationsjahr 0,03 K. Es ergibt sich insgesamt ein in Abstromrichtung leicht asymmetrisch ausgebildetes Temperaturfeld. Dies kann anhand von Anlage IV.42 nachvollzogen werden. Auf die Frage der Reichweite der Temperaturveränderung in größerem Abstand zum Tunnel infolge des tunnelgeothermischen Betriebes wird weiter unten in diesem Abschnitt abschließend eingegangen.

Gegenüber dem Gebirge mit $k_f = 10^{-5}$ m/s ($i = 1$ %) zeigen die berechneten Temperatur-Ganglinien des Homogenmodells mit $k_f = 10^{-4}$ m/s ($i = 1$ %) deutliche Anzeichen der Abkühlung bzw. der Erwärmung infolge der Grundwasserströmung, die den Tunnel im Gegensatz zum Grundmodell mit Hauptsandstein nun auch insgesamt umströmt (vgl. Abb. 6.48). Es werden generell geringere Schwingungsbreiten festgestellt. Diese werden in dem bislang als Fernfeld bezeichneten Bereich von ca. 5 m bis 10 m Entfernung von der Tunnelinnenkante zwar abgedämpft, haben jedoch noch immer relativ hohe Schwingungsbreiten. Bei 10 m Entfernung beträgt diese noch ca. 7 K. Das resultierende TF_3 ist in Abstromrichtung des Tunnels deutlich asymmetrisch ausgebildet (vgl. Anlage IV.41). Die bei rein konduktivem bzw. bei überwiegend konduktivem Wärmetransport (GW e-5 $i=0$) im Abstand von 10 m festgestellte Abkühlung lässt sich hier nicht beobachten.

Temperaturbeeinflussung in größerer Entfernung vom Tunnel

Bislang wurde meist ein Bereich betrachtet, der grob dem Abstand eines Tunneldurchmessers vom Bauwerk entspricht. Im rein konduktiven Fall wurde hier zwischen Nahfeld (bis etwa 5 m) und Fernfeld (bis 10 m) unterschieden. Durch den Ein-

fluss des Grundwassers ändert sich die Reichweite der Temperaturbeeinflussung in signifikanter Weise, so dass das Fernfeld hier eine andere Größenordnung erhält.

Im Anschluss erfolgt der Vergleich zwischen TF_2 und TF_3 für das erweiterte Fernfeld bis zur 50 m-Grenze und darüber hinaus bis Modellgrenze in etwa 70 m Entfernung vom Tunnel. Zunächst werden die Ergebnisse der beiden Kontinuumsmodelle GW e-5 $i = 1$ und GW e-4 $i = 1$ diskutiert.

Die Rechenergebnisse für GW e-4 $i = 1$ sind in Form von zwei Diagrammen in Abb. 6.56 gezeigt. Diese enthalten jeweils im direkten Vergleich die Temperatur-Ganglinien von TF_2 und TF_3 in 20 m bis 70 m Entfernung in Abstromrichtung vom Tunnel. Die Daten wurden in Verlängerung der Messkette TMK 83 ausgelesen. Dagegen können die Rechenergebnisse für die gleichen Messstellen des Kontinuumsmodells GW e-5 $i = 1$ der Anlage IV. 43 entnommen werden. Unter den gegebenen hydrogeologischen Randbedingungen und den gewählten Stoffwerten sowie der Anlagenbetriebsform (Fall 1) ergibt sich für das durchlässige Gebirge mit $k_f = 10^{-5}$ m/s eine Beeinflussung des sekundären Temperaturfelds durch den geothermischen Betrieb, die bis rund 40 m reicht. Dabei sind die Auswirkungen in diesem Bereich sehr gering und betragen bei phasengleicher Temperatur-Ganglinie max. ca. 0,2 K. Die deutlich höhere Reichweite der Temperaturveränderung im Umfeld des Tunnels ist beim durchlässigen Gebirge mit $k_f = 10^{-4}$ m/s und $i = 1$ % infolge Konvektion und gewisser hydrodynamischer Dispersion gegeben.

Die Diagramme in Abb. 6.56 zeigen im Abstand von 20 m bis 40 m vom Tunnel noch eine Schwingungsbreite von 5 K bei 20 m und bis ca. 2,5 K bei 40 m. Diese ist erst in 70 m Entfernung vom Tunnel stark abgemindert und beträgt dann noch rund 0,5 K. Der Vergleich zwischen TF_3 und TF_2 zeigt, dass im tunnelnahen Bereich bei 20 m noch Phasenunterschiede in den Schwingungen bestehen, die sich allerdings mit zunehmender Entfernung verringern. Die Temperatur des tertiären Temperaturfeld erhöht sich dort um max. ca. 0,5 K mehr bzw. wird um 1,6 K stärker abgesenkt als im sekundären Temperaturfeld. Die stärkere Abkühlung ist auf die länger andauernde Heizphase zurückzuführen. Bei 40 m Entfernung vom Tunnel ergibt sich eine kaum nennenswerte Erwärmung von ca. 0,2 K gegenüber dem TF_2 , dagegen eine max. Abkühlung um ca. 0,9 K. In der (lokal) genehmigungsrechtlich relevanten Entfernung von 50 m vom Tunnel beträgt die max. Temperaturverringering gegenüber dem TF_2 noch 0,7 K bei gleichbleibender Erhöhung von etwa 0,2 K.

Auch am Modellrand in 70 m Entfernung ist noch eine Temperaturbeeinflussung durch den Anlagenbetrieb gegeben. Die Schwingungsbreiten der Temperatur-Ganglinien von TF_2 und TF_3 betragen hier rund 0,5 K. Da sie phasenverschoben sind, ergibt sich im Vergleich eine max. Temperaturverringering von 0,6 K.

Abb. 6.57 zeigt ein Detail aus Abb. 6.56. Im Diagramm ist den Temperatur-Ganglinien von TF_2 und TF_3 bei 50 m die berechnete Temperatur-Ganglinie vor Herstellung des Tunnels (TF_1) gegenübergestellt. Daraus ist erstens zu entnehmen, dass der Tunnel

gegenüber dem ursprünglichen Zustand eine Abkühlung verursacht, die zweitens durch die gewählte geothermische Betriebsform verstärkt wird. Die Abkühlung infolge des tunnelgeothermischen Betriebes gegenüber dem TF_1 in 50 m Entfernung vom Tunnel beträgt zwischen ca. 0,4 K und etwa 1,6 K.

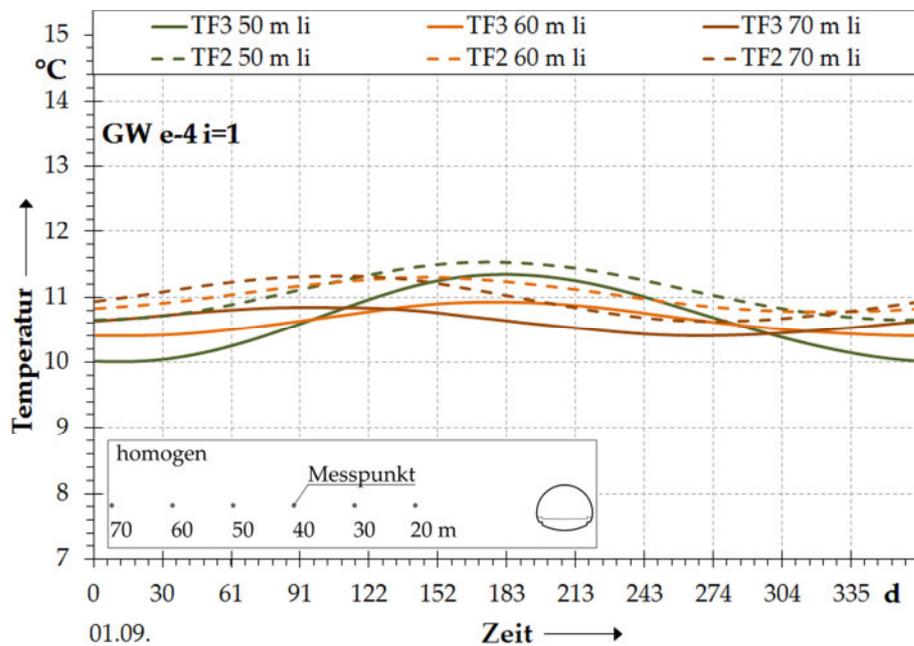
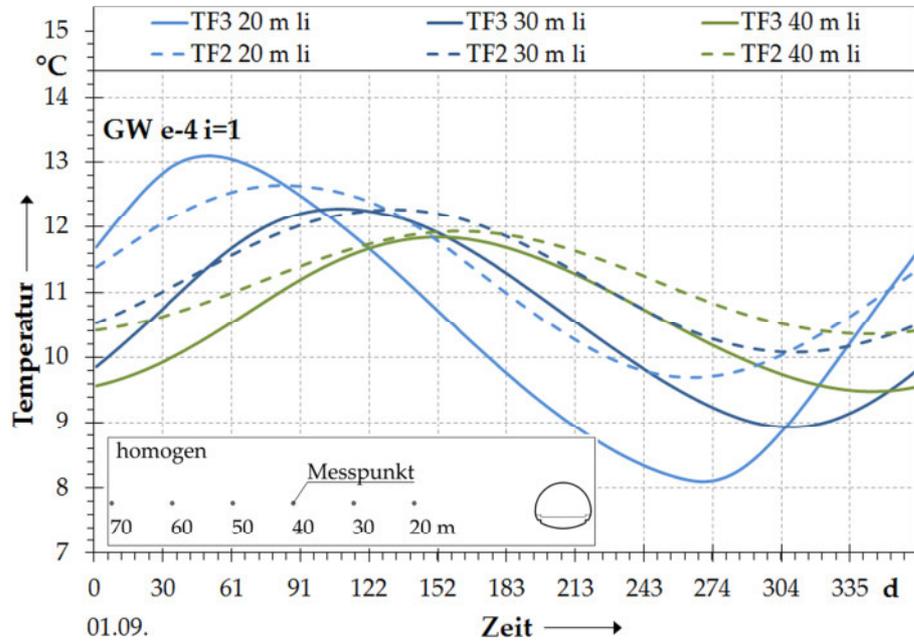


Abb. 6.56: TF_3 und TF_2 im Vergleich, berechnete Temperatur im Fernfeld des Tunnels (Abstromseite) für das fünfte Betriebsjahr. Kontinuumsmodell GW e-4 i=1. Durchlaufbetrieb gem. Fall 1. Oben 20 m bis 40 m Entfernung vom Tunnel, unten: 50 m bis 70 m Entfernung vom Tunnel.

Es wird jedoch betont, dass nicht der Vergleich zwischen TF_1 und TF_3 , sondern zwischen TF_2 und TF_3 als maßgeblich betrachtet wird. Aufgrund der Tatsache, dass auch der geothermisch nicht genutzte Tunnel das Temperaturfeld, im vorliegenden Lastfall in nicht unerheblichem Maße, beeinflusst (vgl. Abb. 6.57), würde andernfalls bei der Genehmigung des Anlagenbetriebs auch der Tunnel an sich in den Grenzwert mit einbezogen werden, obgleich dieser bei der wasserrechtlichen Genehmigung im Normalfall keinem thermischen Grenzwert unterliegt, sondern in der Regel geohydraulisch bewertet wird. Dies ist jedoch nur für überwiegend konvektiven Wärmetransport bei hoher Grundwasserdynamik ggf. eine entscheidende Fragestellung, die bei vorrangig konduktivem Wärmetransport, wie zuvor mehrfach gezeigt, nicht maßgeblich ist.

Die Rechenergebnisse für das Kontinuumsmodell mit dem Hauptsandstein (GW HAS $i = 1$) können als Vergleich zwischen TF_2 und TF_3 den Anlagen entnommen werden. Dabei ist es aufgrund der geologischen Struktur des Modells notwendig die Betrachtung in zwei Ebenen vorzunehmen.

Die Anlage IV.44 stellt die Ergebnisse in Abstromrichtung in Verlängerung der im Tonmergelstein liegenden Messkette TMK 83 dar, während V.45 simulierte Daten in der Ebene des Hauptsandsteins zeigt (vgl. Abb. 6.1). Die berechneten Daten in 20 m Abstand zum Tunnel zeigen für den Hauptsandstein, der gegenüber dem Modell GW e-4 (in Abb. 6.56 oben) die vierfache hydraulische Durchlässigkeit besitzt, eine um rund 2 K größere Schwingungsbreite, die ca. 7 K beträgt.

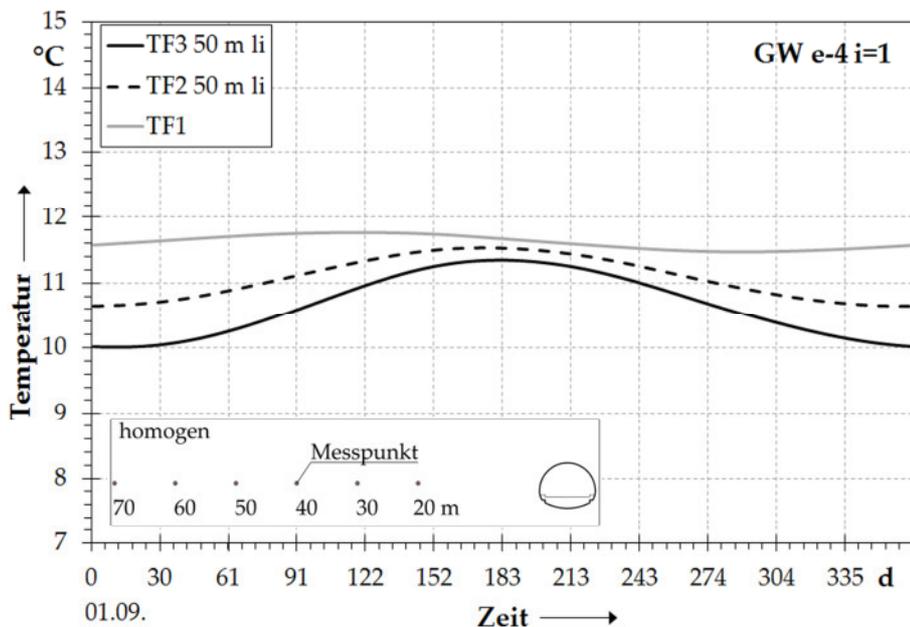


Abb. 6.57: Vergleich der simulierten Temperatur-Ganglinien des primären, sekundären und tertiären Temperaturfelds in 50 m Abstand zum Tunnel für das fünfte Betriebsjahr. Kontinuumsmodell GW e-4 $i = 1$. Durchlaufbetrieb gem. Fall 1.

In der Form der Ganglinie kommt das Temperaturprofil des Anlagenbetriebs (vgl. z.B. Abb. 6.32) im Vergleich zu GW e-4 stärker zum Ausdruck. Der Vergleich mit der TF₂-Ganglinie ergibt eine max. Erwärmung von ca. 1,7 K und aufgrund der längeren Heizperiode eine stärkere Abkühlung von ca. 2,5 K. Der Erwärmungseffekt tritt mit zunehmender Entfernung vom Tunnel in den Hintergrund, nicht jedoch die Abkühlung, die dabei jedoch fortschreitend abgedämpft wird. In 50 m Abstand vom Tunnel sind die Temperatur-Ganglinien von TF₂ und TF₃ aufgrund der höheren Grundwaserdynamik (im Vergleich zu GW e-4) noch phasenverschoben. Es ergibt sich eine max. Abkühlung gegenüber dem TF₂ von ca. 1,4 K. Die Beeinflussung durch den Tunnel und durch den tunnelgeothermischen Betrieb reicht über die Modellgrenze hinaus. In 70 m Entfernung sind die Temperaturverhältnisse sehr ähnlich ausgeprägt wie bei GW e-4 $i = 1\%$. Die im Hauptsandstein infolge Konvektion transportierte Wärme wirkt sich wie bereits anfangs dieses Abschnitts erläutert auf den darunter lagernden Tonmergelstein (TMst) aus. Daher sind auch in größerer Entfernung vom Tunnel deutliche Anzeichen der Beeinflussung gegeben. In 50 m Entfernung ergeben sich ähnliche Verhältnisse wie im Hauptsandstein (vgl. Anlage IV.45). Die max. Abkühlung durch den Anlagenbetrieb gegenüber dem TF₂ beträgt ca. 1,3 K. Die Abb. 6.58 zeigt in Ergänzung zu den zeitvarianten Darstellungen der Anlagen IV.44 und IV.45 als Momentaufnahme nach 124 Tagen Heizbetrieb bzw. nach 124 Tagen Tunnelbetrieb ohne Absorberbetrieb die Differenz zwischen dem tertiären und dem sekundären Temperaturfeld.

Die intensive Aufheizung im Firstbereich infolge der Inkongruenz des numerischen Ersatzmodells (DFE) gegenüber dem realen Verhältnissen (vgl. Abschnitt 6.3) wird durch den Grundwasserstrom je nach Lastfall kühlend bzw. wärmend überprägt.

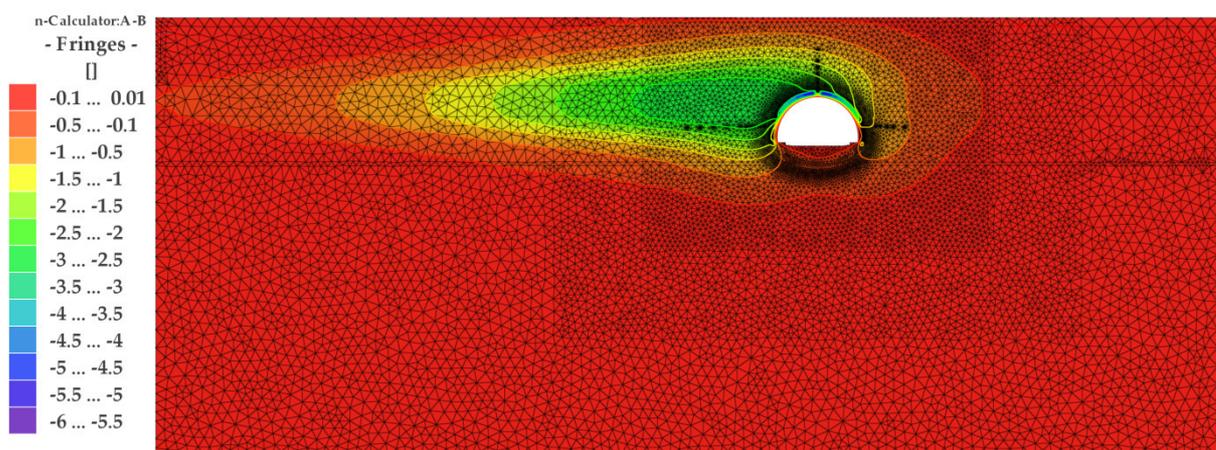


Abb. 6.58: Darstellung der Temperaturdifferenz zwischen TF₃ und TF₂ als Momentaufnahme nach 124 Tagen Simulation (Januar). Dem TF₃ liegt ein Heizfall im Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = 0,5^{\circ}\text{C}$ (Fall 1) zugrunde. Grundmodell mit Hauptsandstein, $i = 1\%$.

Die (numerischen) Firstmesspunkte zeigen daher niedrigere Temperaturniveaus als ohne Grundwasserströmung an. Im Umkehrschluss bedeutet dies theoretisch, dass mit dem Grundwasserstrom mehr Wärme abtransportiert wird als tatsächlich in einer realen Situation in den Untergrund abgegeben wird. In der Folge dürfte mit dieser Modellierungseffekt eine Überbewertung der Reichweite der Temperaturveränderung verbunden sein, die im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen nicht quantifizierbar ist.

Die gezeigten Simulationen wurden unter den Bedingungen des Durchlaufbetriebs durchgeführt, der die maximale Belastungsstufe im Sinne der wasserrechtlichen Genehmigung darstellt. Die Auswirkungen des Durchlaufbetriebs mit $\vartheta_{VL} = \text{variabel}$ (Fall 2) und Intervallbetrieb (Fall 3) im Zusammenhang mit konvektivem Wärmetransport wurden nicht untersucht. Es ist jedoch aufgrund der Erkenntnisse im konduktiven Fall, die weiter oben in diesem Abschnitt behandelt werden, davon auszugehen, dass die Reichweite der Temperaturbeeinflussung des Untergrunds deutlich geringer bzw. im Fall 3 erheblich geringer sein wird.

Kapitel 7 Literaturverzeichnis

- Adam, D. & Markiewicz, R. (2009). *Energy from earth-coupled structures, foundations, tunnels and sewers*. Géotechnique, No. 59, S. 229-236.
- Adam, D., Markiewicz, R. & Oberhauser, A. (2007). *Nachhaltige Nutzung von Erdwärme mittels innovativer Systeme im Ingenieurtiefbau und Tunnelbau*.
1. Departmentkongress Bautechnik & Naturgefahren. Berlin: Verlag Ernst und Sohn.
- Allen, A., Milenic, D. & Sikora, P. (2003). *Shallow gravel aquifers and the urban heat islands effect: a source of low enthalpy geothermal energy*. Geothermics, Vol. 32, S. 569-578.
- Baehr, H. & Stephan, K. (2008). *Wärme-und Stoffübertragung*. Berlin: Springer-Verlag.
- Baier, C., Ziegler, M., Mottaghy, D. & Rath, V. (2008). *Numerische Simulation des Gefrierprozesses bei der Baugrundvereisung im durchstromten Untergrund*. Bauingenieur, Nr. 83, S.49-60.
- Banks, D. (2008). *An introduction to thermogeology: ground source heating and cooling*. New York: Wiley-Blackwell.
- BAST - Bundesanstalt für Straßenwesen (2012). Abgerufen am 22. 09 2012 von http://www.bast.de/nn_42716/DE/Forschung/laufende/fp-laufend-b3.html
- Bauer, D. (2011). *Solarthermie2000plus: Untersuchung des Einflusses von Grundwasserströmung auf Erdsonden-Wärmespeicher*. Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik, Universität Stuttgart.
- Baumgartner, A. & Liebscher, H. (1996). *Lehrbuch der Hydrogeologie. Allgemeine Hydrogeologie - Quantitative Hydrogeologie*. Berlin-Stuttgart: Gebr. Borntraeger.
- Bear, J. (1988). *Dynamics of fluids in porous media*. Dover Publications.
- Bear, J. & Bachmat, Y. (1990). *Introduction to modelling phenomena of transport in porous media*. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers.
- BMWi - Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (2006). *Arbeitsgruppe Rohstoffe: Verfügbarkeit und Versorgung mit Energierohstoffen*. Berlin.
- Bögl, M. (2009). *Baustellenbericht U6 Stadtbahnanschluss Stuttgart-Fasanenhof*. Stuttgart: unveröffentlicht.

- Bossart, P., Meier, P., Moeri, A., Trick, T. & Mayor, J. (2002). *Geological and hydraulic characterisation of the excavation disturbed zone in the Opalinus Clay of the Mont Terri Rock Laboratory*. Engineering Geology, Vol. 66, S. 19-38.
- Brandl, H. (2006). *Energy foundations and other thermo-active ground structures*. Géotechnique, Vol. 56, S. 81-122.
- Bruderer, W., Rausch, M., Kühn, W., Megel, T., Wagner, R., Rohner, E., Iglesias, E. & Wetzig, V. (2010). *Energiegewinnung aus städtischen Tunneln; Systemevaluation*. Bern: Schweizerische Eidgenossenschaft, Bundesanstalt für Straßen.
- Bundesanstalt für Straßenwesen (2007). *ZTV-ING - Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten*. Dortmund: Verkehrsblatt-Verlag.
- Buntebarth, G. (1980). *Geothermie: Eine Einführung in die allgemeine und angewandte Wärmelehre des Erdkörpers*. Berlin: Springer-Verlag.
- Clausen, H. (2008). *Durchführung von Simulationsrechnungen zum Einfluss verschiedener Randbedingungen auf die thermische Leistungsfähigkeit von Erdwärmesonden*. Diplomsschrift am Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik der Universität Stuttgart.
- Clauser, C. *Numerische Modellierung von Strömung, Stoff- und Wärmetransport in porösen Medien*. Abgerufen am 12. 07.2012 von http://www.eonerc.rwth-aachen.de/global/show_document.asp?id=aaaaaaaaabzjfe
- Derichs, U. (2012). *Tunnelthermie – Entwurf und Bemessung einer in die Tunnelschale integrierten geothermischen Anlage*, 32. Baugrundtagung - Forum für junge Geotechnik-Ingenieure: Beiträge der Spezialsitzung, Mainz, S. 89-95
- Deutsche Bahn (2012) *Richtlinie 853 - Eisenbahntunnel planen, bauen und instand halten*. DB Netz AG.
- Deutsche Gesellschaft für Erd- und Grundbau (1982). *Grundbegriffe der Felsmechanik und der Ingenieurgeologie*. Essen: Verlag Glückauf.
- Deutscher Wetterdienst (2004). *Testreferenzjahre von Deutschland für mittlere und extreme Witterungsverhältnisse TRY*. Offenbach a. Main.
- Deutscher Wetterdienst (2012). *Jahresmittelwerte der Außentemperatur*. Abgerufen am 30. 07 2012 von http://www.dwd.de/bvbw/appmanager/bvbw/dwdwwwDesktop?_nfpb=true&_pageLabel=_dwdwww_klima_umwelt_klimadaten_deutschland&T82002gsbDokumentPath=Navigation%2FOeffentlichkeit%2FKlima__Umwelt%2FKlimadaten%2Fkldaten__kostenfrei%2Fkldat__D__node.html%3F__nnn%3Dtr
- Dobrinski, P., Krakau, G. & Vogel, A. (2006). *Physik für Ingenieure*. Berlin: Springer-Verlag.

- Domenico, P. & Schwartz, F. (1990). *Physical and chemical hydrogeology*. New York: John Wiley and Sons.
- Ennigkeit, A. (2002). *Energiepfahlanlagen mit saisonalem Thermospeicher*. Mitteilungen des Instituts und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt. Dissertation TU Darmstadt.
- Erbas, K. (2001). *Eine universelle Methode zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit aus Aufheizkurven konstant geheizter Zylinderquellen*. Dissertation TU Berlin.
- Farouki, O. T. (1986). *Thermal properties of soils*. Series on rock & soil mechanics Vol. 11, Trans Tech Publications.
- FH-DGG - Fachsektion Hydrogeologie (2002). *Hydrogeologische Modelle - Ein Leitfaden mit Fallbeispielen*. Hannover.
- Frank, B. (2009). *Ermittlung der thermischen Eigenschaften eines Gebirges mit Hilfe eines tunnelgeothermischen Response-Tests*. Diplomarbeit Fachhochschule Weihenstephan, Abteilung Triesdorf.
- Franzius, J. N. & Pralle, N. (2011). Turning segmental tunnels into sources of renewable energy. *Proceedings of the institution of civil engineers - Civil Engineering*, 164, No. CEI, S.35-40.
- Frodl, S., Franzius, J. N. & Bartl, T. (2010). *Design and construction of the tunnel geothermal system in Jenbach / Planung und Bau der Tunnel-Geothermieanlage in Jenbach*. Geomechanics and Tunnelling, 3, No. 5, S. 658-668.
- Gehlin, S. (1998). *Thermal Response test-In situ measurements of Thermal Properties in hard rock*. Dissertation Lulea university of technology.
- Hähnlein, S., Molina-Giraldo, N., Blum, P., Bayer, P. & Grathwohl, P. (2010). *Ausbreitung von Kältefahnen im Grundwasser bei Erdwärmesonden*. Grundwasser, Nr. 15, S. 123-133.
- Hofinger, H., Markiewicz, R., Adam, D. & Unterberger, W. (2010). *Geothermal energy systems for major projects – design and construction / Geothermieanlagen bei Großprojekten – Planung und Umsetzung*. Geomechanics and Tunnelling, 3, No. 5, S. 634-646.
- Hofmann, K. & Schmitt, D. (2010). *Geothermie im Tunnelbau - Konzept für die Nutzung der Geothermie am Beispiel des B10-Tunnels Rosenstein*. Geotechnik 33, Nr. 2, S. 135-139.
- Hölting, B. & COLDEWEY, W.G. (2005). *Hydrogeologie: Einführung in die allgemeine und angewandte Hydrogeologie*. Elsevier Spektrum Akad. Verlag, München.
- Hörrle, D. & Mayer, P. (2008). *Temperaturentwicklung und Beanspruchung von Tunnelschalen im Brandfall*. Bautechnik Jg. 85, Nr.6, S. 381-393.

- Houpert, A., Delouvrier, J., Iffly, R. (1965). *Fonctionnement d'un doublet hydraulique de refroidissement*. La Huille Blache, No. 3. S. 239-246.
- Hufschmied, P. & Brunner, A. (2010). *The exploitation of warm tunnel water through the example of the Lötschberg Base Tunnel in Switzerland / .Nutzung warmer Tunnelwässer am Beispiel des Lötschberg-Basistunnels in der Schweiz*. Geomechanics and Tunneling, 3, No. 5, S. 647-657.
- Jaeger, J. (1956). *Conduction of heat in an infinite region bounded internally by a circular cylinder of a perfect conductor*. Australian J. Phys., Vol. 9, S. 167-179.
- Kaltschmitt, M., Huenges, E. & Wolff, H. (1999). *Energie aus Erdwärme. Geologie, Technik und Energiewirtschaft*. Stuttgart: Verlag für Grundstoffindustrie,.
- Kaltschmitt, M., Streicher, W. & Wiese, A. (2006). *Erneuerbare Energien: Systemtechnik, Wirtschaftlichkeit, Umweltaspekte*. Berlin: Springer-Verlag.
- Katzenbach, R., Clauß, F. & Waberseck, T. (2006). *Oberflächennahe Geothermie*. Vorlesungsunterlage Geothermal summer school TU Darmstadt.
- Kinzelbach, W. & Stauffer, F. (2005): *Grundwasser 1*. Vorlesungsskript Institut für Hydromechanik und Wasserwirtschaft, ETH Zürich.
- Kobus, H. & Westrich, B. (1999). *Gewässerhydraulik - Ausbreitungs- und Transportvorgänge in Strömungen*. Vorlesungsskript Institut für Wasserbau, Lehrstuhl für Hydraulik und Grundwasser, Universität Stuttgart.
- Koenigsdorff, R. (2011). *Oberflächennahe Geothermie für Gebäude - Grundlagen und Anwendungen zukunftsfähiger Heizung und Kühlung*. Stuttgart: Fraunhofer IRB Verlag.
- Kohl, T. (1992): *Modellsimulation gekoppelter Vorgänge beim Wärmeentzug aus heissem Tiefengestein*. Dissertation ETH Zürich.
- Kolditz, O. (1997). *Strömung, Stoff- und Wärmetransport im Kluftgestein*. Berlin-Stuttgart: Gebr. Bornträger.
- Kolks, W., Marzahn, G., Porwollik, J., & Sprinke, P. (2007). *Eisfrei mit Erdwärme*. Deutsches Ingenieurblatt, Heft 3, S. 26-33.
- Kollmann, W. (1986). *Die Bestimmung des durchflußwirksamen Porenvolumens von Sedimenten und seine Bedeutung für den Grundwasserschutz*. Mitteilungen Österreichische Geologische Gesellschaft, Bd. 79, S.63-76.
- Kümmel, W. (2007). *Technische Strömungsmechanik*. Wiesbaden: Teubner-Verlag.
- Kürten, S., Feinendegen, M., Schwerdt, P., Noel, Y., Klein, A., & Gaschnitz, R. (2011). *Haldengeothermie - Chancen und Risiken bei der thermischen Nutzung von Haldenschwelbränden*. Geotechnik, Heft 34, S. 127-135.

- Kürten, S., Ziegler, M., Olischläger, V. & Ehrenberg, H. (2012). *Untersuchungen zur Effizienz von thermo-aktiven Abdichtungselementen zur thermischen Nutzung des Untergrunds*. Bautechnik, Heft 89, S. 192-199.
- Landeshauptstadt Stuttgart (2005). *Nutzung der Geothermie in Stuttgart*. Schriftenreihe des Amtes für Umweltschutz Heft 1: Bearbeitung Wolff, G. & Hellenthal, N., Stuttgart.
- Landeshauptstadt Stuttgart Amt für Umweltschutz (2009). *Wasserrechtliche Erlaubnis v. 28.04.2009*. Stuttgart.
- Langeheinecke, K., Jany, P. & Thieleke, G. (2008). *Thermodynamik für Ingenieure: ein Lehr- und Arbeitsbuch für das Studium*. Berlin: Springer-Verlag.
- Langguth, H. & Voigt, R. (2004). *Hydrogeologische Methoden*. Berlin: Springer-Verlag.
- LGRB Regierungspräsidium Freiburg (2012). *LGRB-Mapserver - Untergrundtemperatur in 2.500 m Tiefe*. Abgerufen am 28. 07 2012 von <http://www1.lgrb.uni-freiburg.de/comviewer/application/index.phtml?action=GoToStartMap&karte=yes>
- Lotz, B. (2004). *Neubewertung des rezenten Wärmestroms im Nordostdeutschen Becken*. Dissertation FU Berlin.
- Mayer, P.-M., Franzius, J.N. (2010). Thermische Berechnungen im Tunnelbau. *Geotechnik* 33, Nr. 2, S.145-151.
- Markiewicz, R. (2004). *Numerische und experimentelle Untersuchungen zur Nutzung von geothermischer Energie mittels erdberührter Bauteile und Neuentwicklungen für den Tunnelbau*. Dissertation TU Wien.
- Martin, H. (2006). *Einführung in die Lehre von der Wärmeübertragung (in VDI-Wärmeatlas)*. Berlin: Springer-Verlag.
- Matthess, G. (1990). *Die Beschaffenheit des Grundwassers*. Berlin-Stuttgart: Gebrueder Borntraeger.
- Moormann, Chr., Schneider, M., Schmidt, M. & Schlosser, Th. (2012): *GeoTU – Geothermienutzung in Tunnelbauwerken in innerstädtischen Bereichen am Beispiel des Stadtbahntunnels Stuttgart-Fasanenhof (U6)*. Schlussbericht der Universität Stuttgart zum Forschungsprojekt FKZ: 0327459A.
- Müller, W. (zum Zeitpunkt 12/2012 noch unveröffentlicht). Geothermie-Mikropfähle – Gründung und Wärme. *Tagungsband 7. Stuttgarter Geotechnik-Symposium 2011*. Stuttgart.
- Pflitsch, A., Küsel, H. & Fleer, H. (2001). Alarm in der U-Bahn: *Mit NADIS sicher aus dem Tunnel*. Rubin-Wissenschaftsmagazin der Ruhr-Universität Bochum, Nr. 11, S. 6-11.

- Popov, Y., Berezin, V., Semionov, V. & Korosteliov, V. (1985). *Complex detailed investigations of the thermal properties of rocks on the basis of a moving point source*. Izvestiya, Physics of the Solid Earth, S. 64-70.
- Popov, Y., Pribnow, D., Sass, J., Williams, C. & Burkhardt, H. (1999). *Characterization of rock thermal conductivity by high-resolution optical scanning*. Geothermics, Vol. 28, S. 253-276.
- PSP Consulting Engineers (2007). *Geotechnischer Bericht Stadtbahnanschluss Fasanenhof*. München: unveröffentlicht.
- PSP Consulting Engineers (2009). *Konstruktionszeichnungen*. München.
- Regierungspräsidium Freiburg - LGRB (1998). *Geologische Karte von Baden-Württemberg 1:50.000, Stuttgart und Umgebung*. Freiburg.
- REHAU, Fa. (2012). *Mündliche Mitteilung zum Projektvorhaben "Cooling the tube"*.
- Ring, B. (2005). *Vergleichende Untersuchungen zur thermischen Leckortung an Düsenstrahlsohlen mit Hilfe von Sickerströmungs- und Wärmetransportberechnungen*. Dissertation RWTH Aachen.
- Rybach, L. (2008). *Tunnelwärmenutzung: Grundlagen und Beispiele aus der Schweiz*. Tunnel, Sonderausgabe zur IUT, S. 74-80.
- Sanner, B. (1992). *Erdgekoppelte Wärmepumpen, Geschichte, Systeme, Auslegung, Installation*, IZW-Bericht 2/92, FIZ Karlsruhe.
- Sass, I. & Buß, A. (2006). *Grundlagen der Geothermie*. Vorlesungsunterlage Geothermal summer school TU Darmstadt.
- Schlosser, T., Schmidt, M., Schneider, M. & Vermeer, P. (2007). *Potenzial der Tunnelbaustrecke des Bahnprojektes Stuttgart 21 zur Wärme- und Kältenutzung*. Studie des Zentrums für Energieforschung, Universität Stuttgart.
- Schlosser, T. (2012). *Mündliche Mitteilung*.
- Schloz, W. (2004). *Geothermie - Potenziale und Realität der Nutzung in Baden-Württemberg*. Abgerufen im Oktober 2010 von http://www.ier.uni-stuttgart.de/abteilungen/see/eigen/EE_texte/Schloz_Geothermie-Ostfildern_130504.pdf
- Schneider, M. (2012). *Die geothermische Nutzung von Tunnelbauwerken*. Technik in Bayern, Heft 05, S. 36-37.
- Schneider, M. & Moormann, C. (2010). *GeoTU6 - ein tunnelgeothermisches Forschungsprojekt = GeoTU6 - a geothermal Research Project for Tunnels*. Tunnel, Heft 2, S. 14-21.
- Schneider, M. & Vermeer, P. (2007). *Geothermie im Tunnelbau; Stand der Technik und Entwicklungen*. Symposium "Maschineller Tunnelbau: Möglichkeiten und Zukunftsprspektiven" (S. 2/17-16/17). Hochschule für Technik Stuttgart.

- Schneider, M. & Vermeer, P. (2010). *Tunnelgeothermische Teststrecke Stuttgart-Fasanenhof*. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, TAE, S. 605-612. Ostfildern.
- Schneider, M., Moormann, C. & Vermeer, P. (2011). *Der Beitrag des Tunnelbaus zu regenerativen Energiekonzepten*. Veröffentlichungen zur 18. Tagung für Ingenieurgeologie und zum Forum für junge Ingenieurgeologen, S. 153-159. Berlin.
- Schön, B. (1998). *Physical Properties of Rocks - Fundamentals and Principles of Petrophysics. Handbook of Geophysical Exploration, Seismic Exploration*. Oxford: Pergamon.
- Signorelli, S. (2004). *Geoscientific investigations for the use of shallow low-enthalpy systems*. Dissertation ETH Zürich.
- Singer, E. & Wilhelm, R. (1950). *Heat transfer in packed beds: Analytical solution and design methods*. Chem. Eng. Prog., Vol. 46, S. 343-357.
- Spurk, J. & Aksel, N. (2006). *Strömungslehre, Einführung in die Theorie der Strömungen*. Berlin: Springer-Verlag.
- Stodtmeister, W. (2010). *Wärmequelle Abwasser - Technik und Perspektive*. Umweltmagazin.
- Thompson, J., Maidment, G., Missenden, J. & Ampofo, F. (2006). *Evaluation of underground railway networks operating sustainable cooling systems*. CIBSE National Conference, S. 21-22.
- Ufrecht, W. (2003). *Kommunaler Umweltbericht: Das Grundwasser in Stuttgart*. Stuttgart: Schriftenreihe des Amtes für Umweltschutz Nr.1/2003.
- Universität Hohenheim Institut für Physik und Meteorologie (2012). *Klimadaten der Wetter- und Klimastation Hohenheim*. Hohenheim.
- Vandenbohede, A. & Lebbe, L. (2010). *Parameter estimation based on vertical heat transport in the surficial zone*. Hydrogeology Journal, Vol. 18, S. 931-943.
- VDI 4640-1 (2008). *Thermische Nutzung des Untergrunds - Grundlagen, Genehmigungen, Umweltaspekte*. Berlin: Beuth Verlag.
- VDI 4640-2 (2001). *Thermische Nutzung des Untergrunds - Erdgekoppelte Wärmepumpenanlagen*. Berlin: Beuth Verlag.
- VDI 4640-3 (2001). *Thermische Nutzung des Untergrunds - Unterirdische thermische Energiespeicher*. Berlin: Beuth Verlag.
- VDI 4640-4 (2004). *Thermische Nutzung des Untergrunds - Direkte Nutzungen*. Berlin: Beuth Verlag.
- VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (2006). *VDI-Wärmeatlas*. Berlin: Springer-Verlag.

- Verband Beratender Ingenieure VBI (2012). *VBI-Leitfaden Oberflächennahe Geothermie*. Berlin.
- von der Hude, N. & Sauerwein, M. (2007). *Energiepfähle in der praktischen Anwendung*. Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 76, S. 95-109, Darmstadt.
- Vosteen, H.-D. & Schellschmidt, R. (2003). *Influence of temperature on thermal conductivity, thermal capacity and thermal diffusivity for different types of rock*. Physics and Chemistry of the Earth, Vol. 28, S. 499-509.
- Walker-Hertkorn, S. & Tholen, M. (2008). *Arbeitshilfen Geothermie - Grundlagen für oberflächennahe Erdwärmesonden*. Bonn: WVGW.
- WASY Institute for water resources planning and systems research (2010). *Feflow 6.0 White Papers Vol. I*. Berlin.
- Weischet, W. (1983). *Einführung in die allgemeine Klimatologie - Physikalische und meteorologische Grundlagen*. Stuttgart: Teubner.
- Wikipedia. (2012). Stuttgart-Fasanenhof. Abgerufen am 15. 06 2012 von [http://de.wikipedia.org/wiki/Fasanenhof_\(Stuttgart\)](http://de.wikipedia.org/wiki/Fasanenhof_(Stuttgart))
- Wilhelm, J. & Rybach, L. (2003). *The geothermal potential of Swiss Alpine tunnels*. Geothermics, Vol. 32, S. 557-568.
- Zaretski, B. (2009). *Ein geothermisches Modell für den Fasanenhof-tunnel in Stuttgart als Grundlage für numerische Berechnungen des Wärmetransports*. Diplomarbeit, Institut für Geotechnik Universität Stuttgart.
- Zorn, R. (2011). *Nutzung wärmerohrbasierter Erdwärmesonden am Beispiel eines Schnee- und Eisreihungssystems*. VEGAS-Kolloquium 2011; Flache Geothermie – Perspektiven und Risiken; Tagungsband zur Veranstaltung in Kooperation mit dem Landesforschungszentrum Geothermie am Karlsruher Institut für Technologie KIT; Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 205, S. 25-36. Stuttgart.

Anlage I - Grundlagen des Wärmetransports und Randbedingungen

Die nachfolgenden typischen Werte für die thermischen Boden- und Gesteinsparameter, Minerale und sonstige Substanzen wurden in ZARETZKI, 2009 aus DEHNER, 2007 (D), SCHÖN, 1998 (S) und VDI 4640 Blatt 1, 2000 (V) zusammengestellt.

Material	Wärmeleitfähigkeit λ [W / (m K)]		Temperaturleitfähigkeit κ [10 ⁻⁴ m ² / s]		Volumetrische Wärmekapazität $\rho \cdot c_p$ [MJ / (m ³ ·K)]
	Wertebereich	typischer Wert	Wertebereich	Mittelwert	
Magmatische Gesteine					
Basalt	1,3 - 2,3 ^[V]	1,7 ^[V]	0,4 - 0,7 ^[S]	0,5 ^[S]	2,3 - 2,6 ^[V]
Diorit	2,0 - 2,9 ^[V]	2,6 ^[V]	0,3 - 0,9 ^[S]	0,6 ^[S]	2,9 ^[V]
Granit	2,1 - 4,1 ^[V]	3,4 ^[V]	0,3 - 1,5 ^[S]	0,9 ^[S]	2,1 - 3,0 ^[V]
Metamorphe Gesteine					
Gneis	1,9 - 4,0 ^[V]	2,9 ^[V]	0,6 - 1,6 ^[S]	1,1 ^[S]	1,8 - 2,4 ^[V]
Marmor	1,3 - 3,1 ^[V]	2,1 ^[V]	0,8 - 1,2 ^[S]	1,1 ^[S]	2,0 ^[V]
Quarzit	~ 5,8 ^[V]	5,8 ^[V]	1,4 - 2,1 ^[S]	1,8 ^[S]	2,1 - 2,2 ^[V]
Sedimentgesteine					
Kalkstein	2,5 - 4,0 ^[V]	2,8 ^[V]	0,4 - 1,7 ^[S]	1,1 ^[S]	2,1 - 2,4 ^[V]
Mergel	1,5 - 3,5 ^[V]	2,1 ^[V]	0,3 - 1,4 ^[S]	0,7 ^[S]	2,2 - 2,3 ^[V]
Salz	5,3 - 6,4 ^[V]	5,4 ^[V]	-	-	1,2 ^[V]
Sandstein	1,3 - 5,1 ^[V]	2,3 ^[V]	0,3 - 2,0 ^[S]	1,0 ^[S]	1,6 - 2,8 ^[V]
Ton- / Schluffstein	1,1 - 3,5 ^[V]	2,2 ^[V]	0,4 - 1,7 ^[S]	1,1 ^[S]	2,1 - 2,4 ^[V]
Lockergesteine					
Kies, trocken	0,4 - 0,5 ^[V]	0,4 ^[V]	-	-	1,4 - 1,6 ^[V]
Kies, wassergesättigt	-	1,8 ^[V]	-	-	~ 2,4 ^[V]
Sand, trocken	0,3 - 0,8 ^[V]	0,4 ^[V]	-	-	1,3 - 1,6 ^[V]
Sand, wassergesättigt	1,7 - 5,0 ^[V]	2,4 ^[V]	-	-	2,2 - 2,9 ^[V]
Ton / Schluff, trocken	0,4 - 1,0 ^[V]	0,5 ^[V]	-	-	1,5 - 1,6 ^[V]
Ton / Schluff, wassergesättigt	0,9 - 2,3 ^[V]	1,7 ^[V]	0,3 - 1,1 ^[D]	0,7 ^[D]	1,6 - 3,4 ^[V]
Torf	0,2 - 0,7 ^[V]	0,4 ^[V]	-	-	0,5 - 3,8 ^[V]
Minerale					
Aragonit	2,2 ^[S]	-	-	-	-
Feldspat	2,3 ^[S]	-	-	-	-
Hämatit Fe ₂ O ₃	12,1 - 14,7 ^[S]	-	-	-	3,62 (55 °C) ^[D]
Kalzit	3,3 - 3,9 ^[S]	-	-	-	-
Muskowit	3,0 ^[S]	-	-	-	-
Pyrit	19,2 ^[S]	-	-	-	-
Quarz	7,7 ^[S]	-	-	-	2,12 ^[D]
Siderit	2,3 ^[S]	-	-	-	-
Tonminerale	3,0 ^[D]	-	-	-	2,01 ^[D]
Andere Substanzen					
Eis (-10 °C)	2,32 ^[S]	-	-	2,0 ^[S]	1,87 ^[V]
Luft (trocken)	0,026 ^[S]	-	-	21,2 ^[S]	0,0012 ^[V]
organische Substanz	0,25 ^[S]	-	-	-	2,51 ^[D]
Wasser	0,599 ^[S]	-	-	0,15 ^[S]	4,17 ^[S]

Tab. I.1: Thermische Parameter von ausgewählten Gesteinen, Mineralen und anderen Substanzen.

Anlage II - Tunnelgeothermische Teststrecke Stuttgart-Fasanenhof „GeoTU6“

Bauablauf und Herstellvorgang der TBA

Die konstruktiven Modifikationen, die erforderlich sind, um aus einem Tunnel einen thermisch aktivierten Tunnel herzustellen, bewegen sich wie gezeigt auf einem relativ niedrigen Niveau. Die zusätzlichen Tätigkeiten können gut in den allgemeinen Arbeitsablauf für die Bauwerkskonstruktion integriert werden.

Der Bauablauf eines Tunnels mit einfacher konstruktiver Ausbildung wie im Falle des Fasanenhof-Tunnels, besteht aus den folgenden Arbeitsschritten

- Vortrieb und Sicherung mit einer Spritzbetonaußenschale und weiteren Sicherungsmitteln (z.B. Anker, Spieße, Stahl-Ausbaubögen, Bewehrungsmatten),
- Montage einer Trennschicht auf der Leibung der Außenschale,
- ggf. Einbau einer Kunststoffabdichtung (nicht im Fasanenhoftunnel)
- Bewehrungsarbeiten Sohle,
- Betonage der Sohle der Tunnelinnenschale,
- Bewehrungsarbeiten Gewölbe,
- Betonage des Gewölbes der Tunnelinnenschale
- Innenausbau je nach Nutzungsart mit Straßenaufbau oder Gleiskörper und abschließendem
- Einbau der Betriebstechnik (z.B. Beleuchtung, Verkehrsleiteinrichtungen, Oberleitungen, Signaltechnik etc.).

Der Einbau der TBA für die Tunnelgeothermie beginnt mit der Montage der Absorberleitungen. Diese werden nach Herstellung der Tunnelaußenschale aus Spritzbeton, der Sohlberäumung, der Bewehrung sowie der Sohlbetonage und nach erfolgter Montage der Trennlage von einem Arbeitsgerüst aus angebracht, das künftig idealerweise fahrbar ist und ggf. mit dem nachfolgenden Bewehrungswagen gekoppelt sein kann. Al-

ternativ können die Montagearbeiten auch vom Bewehrungswagen aus durchgeführt werden. Die Verwendung von Fixierschienen für die Montage der Absorberleitungen wie im vorliegenden Falle (vgl. Abb. III.1, rechts) ist nicht zwingend, hat sich jedoch als hilfreich für die Maßhaltigkeit und den Einbau der relativ steifen Leitungen erwiesen. Dabei sollten wirtschaftliche Überlegungen eine Rolle spielen.

Im Falle der gewählten konstruktiven Umsetzung im Fasanenhofunnel wurden bereits bei der Betonage der Tunnelsohle mit der Ausführung der Sohlausparung und dem Einlegen von Hüllrohren bis zur Arbeitsfuge Sohle - Gewölbe technische Vorkehrungen für die spätere Durchfädung der Verbindungsleitung zwischen Hauptleitung und Verteilerausparung durch den Beton getroffen (vgl. Abb. 4.6 und IV.1, links).

Im Nachgang erfolgen die Bewehrungsarbeiten für das Gewölbe der Tunnelinnenschale. Vor dessen Betonage werden ggf. Zusammenschlüsse von Leitungen (Vorlauf-/Rücklaufleitungen mit Anschlussleitungen) in dafür vorgesehenen Aussparungen hergestellt oder aber die Absorberleitungen werden, wie am Beispiel des Lainzer Tunnels durch die Stahlhaut des Schalwagens hindurchgeführt und außerhalb, d.h. im Lichtraum, gekoppelt (MARKIEWICZ, 2004).

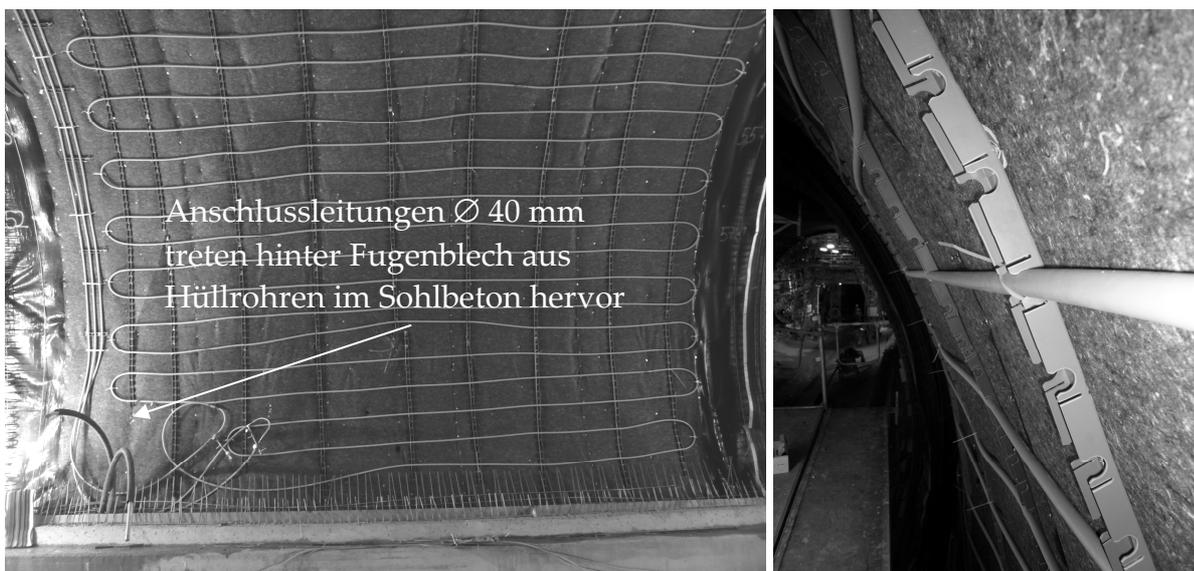


Abbildung II.1: Links: Ansicht der nördlichen Ulme im Block 82. Rechts: Auf dem Geotextil über der Spritzbetonschale befestigte Fixierschienen als Montagehilfe für die Absorberleitungen.

Um Undichtigkeiten in Leitungen vorzubeugen, sind vor und während maßgeblicher Bauzustände Druckprüfungen durchzuführen. Während der Bewehrungs-, Schal- und Betonierarbeiten müssen die Leitungen mit Druck beaufschlagt werden, um mögliche

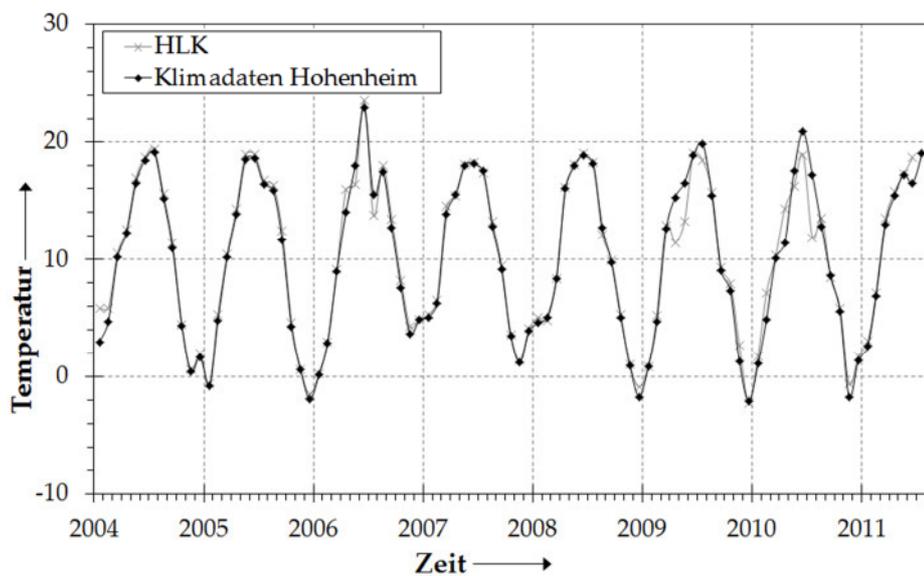
Schäden im Ansatz zu erkennen. Während der Betonierarbeiten in den Energieblöcken wurde der Druck über die Sohlaussparung kontrolliert.

Sollte während der Betonierarbeiten ein Druckabfall in den Leitungen beobachtet werden, dessen Ursache in einer Beschädigung der Absorberleitung liegt, so ist damit zu rechnen, dass dieser Schaden in der Regel aufgrund der Priorität des Betoniervorgangs nicht mehr behoben werden kann, es sei denn der Schaden liegt im Bereich eines Schalwagenfensters und kann dort möglicherweise noch repariert werden. Im ungünstigsten Falle könnte künftig nur ein Teilkreislauf geothermisch genutzt werden.

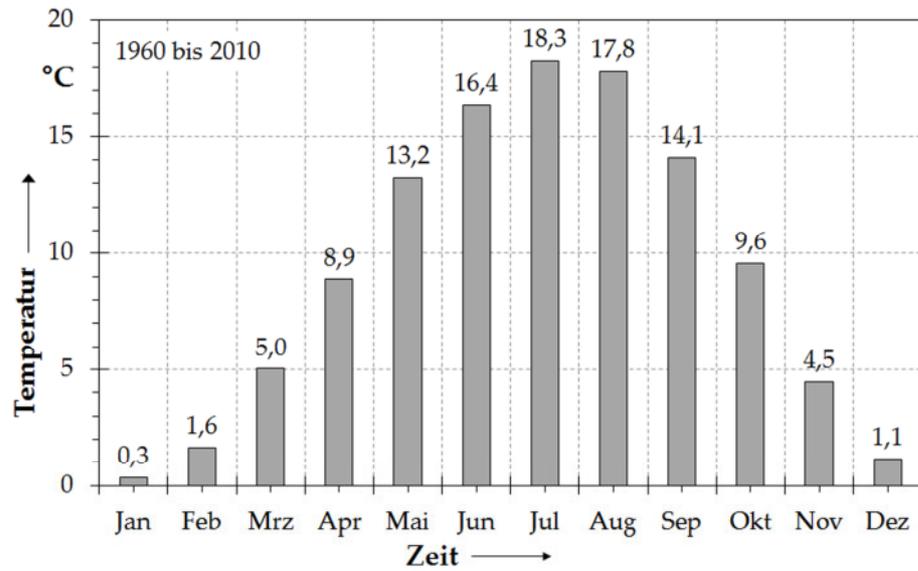
Nach Herstellung der Tunnelinnenschale und vor Beginn der Bauarbeiten für den Gleisunterbau wurden die Hauptleitungen im Fasanenhof-Tunnel gemeinsam mit der Bauwerksentwässerungsleitung auf der Sohle verlegt, an die Energieblöcke angeschlossen und je nach Gleisunterbau-System mit Beton ummantelt und überschottet oder mit Füllbeton bedeckt. In einem Teilabschnitt wurden die Hauptleitungen in betonummantelte und bereits überschüttete Hüllrohre nachträglich eingezogen. Die Unterbringung der Hauptleitungen in dem mit betriebstechnischen Leitungssträngen versehenen Bankettbeton unterhalb der Notgehwege oder im Kabeltrog (Detail 12 bzw. 11 in Abb. 3.6) ist ebenfalls denkbar, insofern der Tunnelbetreiber aufgrund betriebs- und sicherheitstechnischer Belange dafür ausreichend Platz einräumen kann (SCHNEIDER et. al., 2010).

Auch ein zusätzlicher Einbau eines Absorberteilkreislaufs in der Tunnelsohle, wie von ADAM und MARKIEWICZ (2009) für ein Ausführungsbeispiel in Wien berichtet und im weiteren Verlauf dieser Arbeit numerisch in seiner Auswirkung untersucht (vgl. Abschnitt 5.5.5), kann gut in diesen Arbeitsablauf integriert werden.

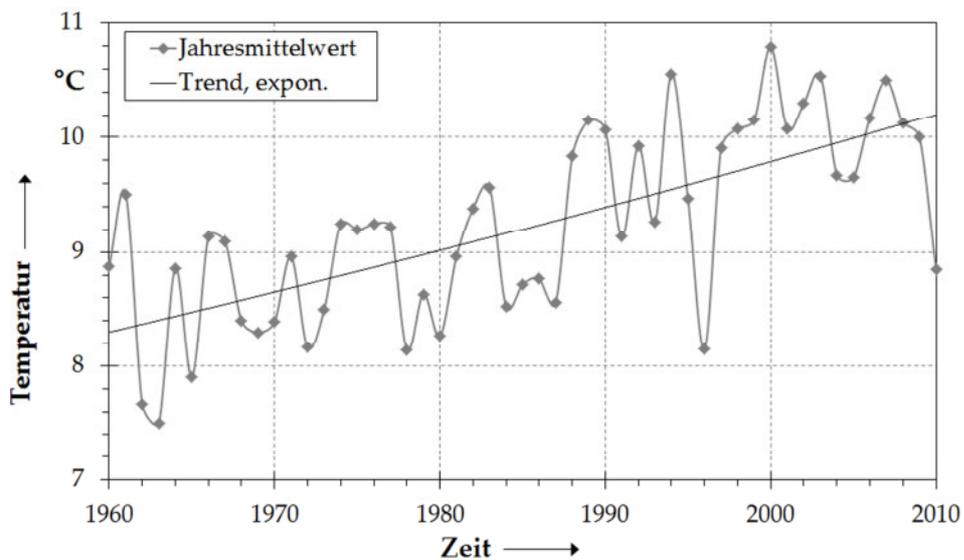
Anlage III- Ergebnisse von Feldmessungen und Diskussion



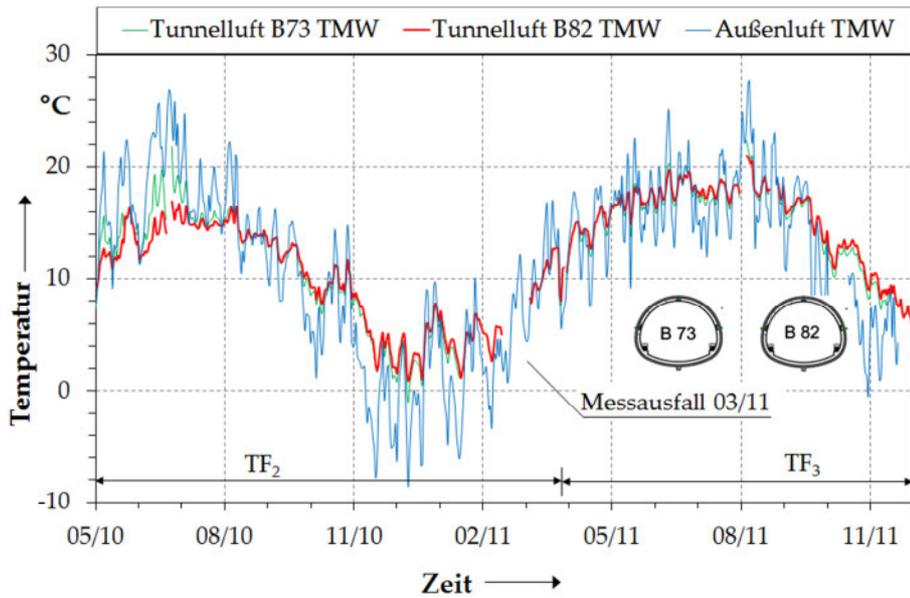
Anlage III.1: Vergleich der Monatsmittelwerte der Außentemperatur über den Zeitraum 2004 bis August 2011 für unterschiedliche Messstationen.



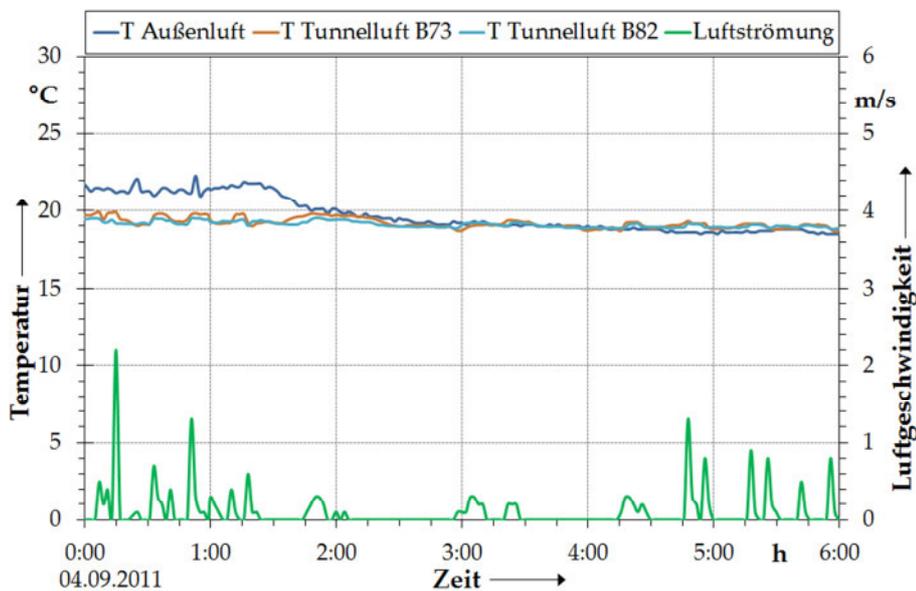
Anlage III.2: Monatsmittelwerte der Außentemperatur über den Zeitraum 1960 bis 2010. Datenquelle: Wetter- und Klimastation Hohenheim.



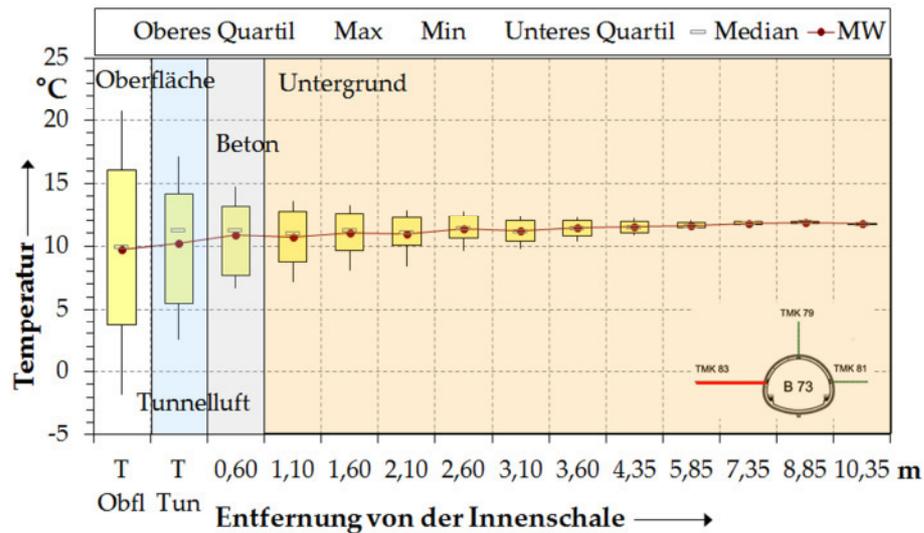
Anlage III.3: Jahresmittelwerte der Außentemperatur für den Zeitraum 1960 bis 2010. Datenquelle: Wetter- und Klimastation Hohenheim.



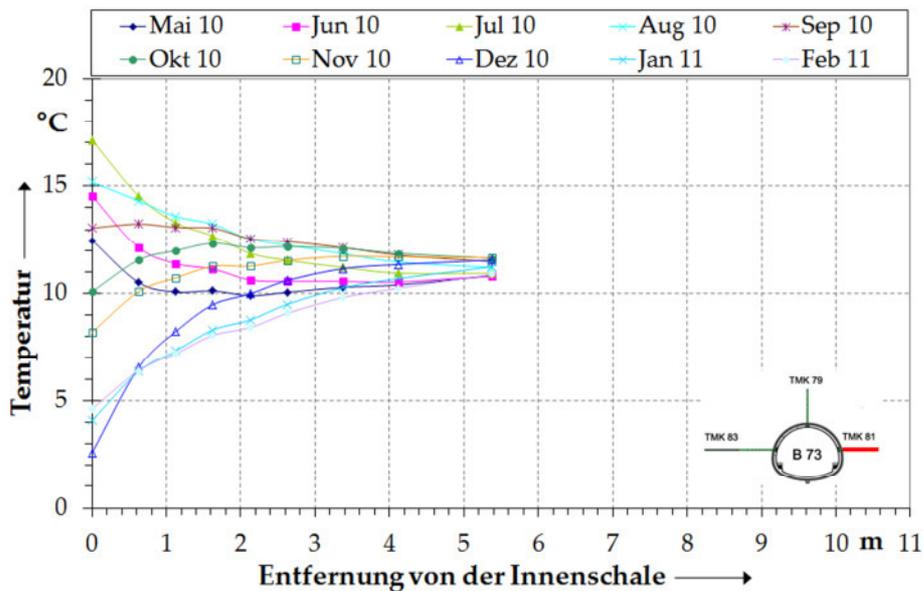
Anlage III.4: Blöcke 73 und 82, gemessene Temperatur der Tunnelluft als Tagesmittelwerte für den Zeitraum Mai 2010 bis Dezember 2012. Im Vergleich dazu die Tagesmittelwerte der Außentemperatur (Hohenheimer Klimadaten bis August 2011, HLK von September bis Dezember 2011).



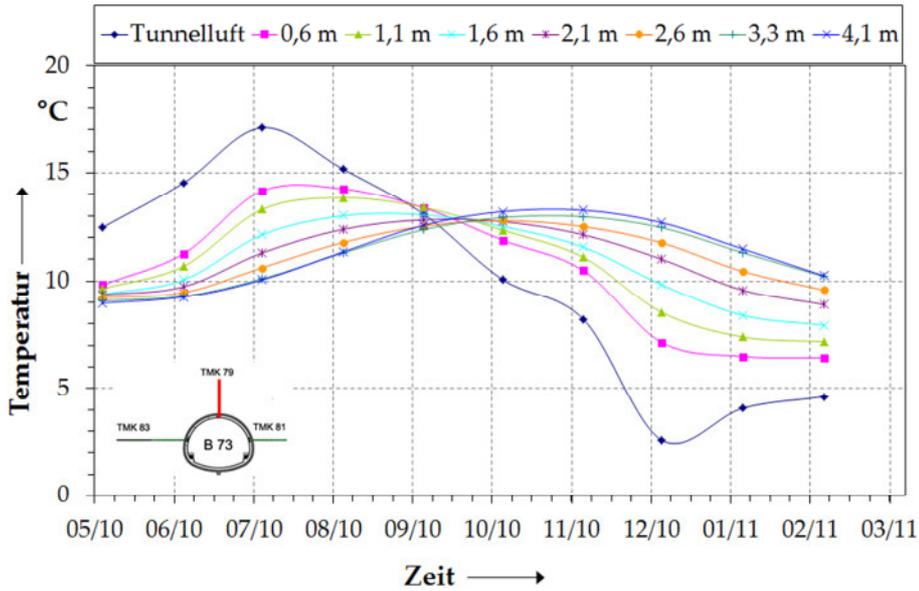
Anlage III.5: Temperatur der Außenluft und der Tunnelluft in den beiden Energieblöcken und die Geschwindigkeit der Luftströmung vs. Zeit am 03.09.2011, 0.00 Uhr bis 6.00 Uhr.



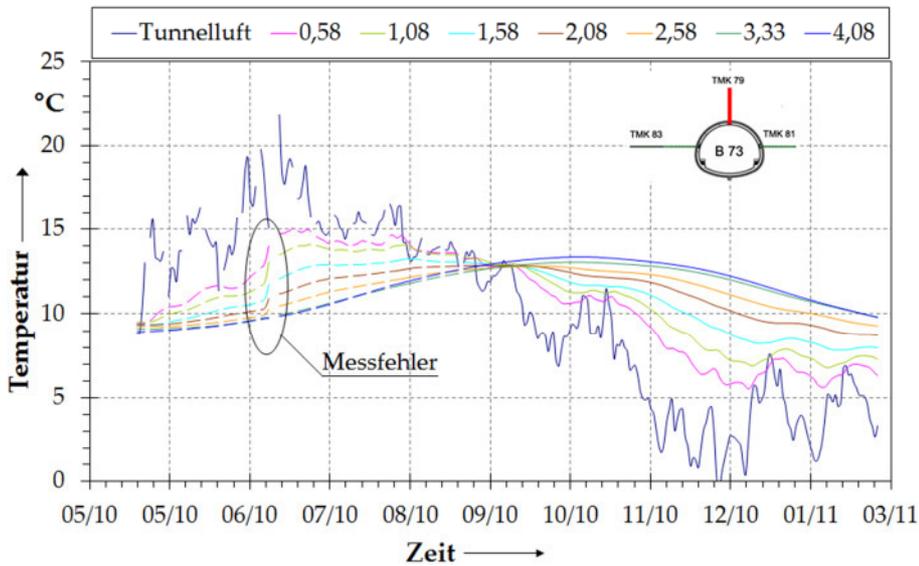
Anlage III.6: Temperatur-Monatsmittelwerte von Außenluft, Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, nördliche Thermistorenkette TMK 83 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂). Ordinate verändert gegenüber Abb. 4.7.



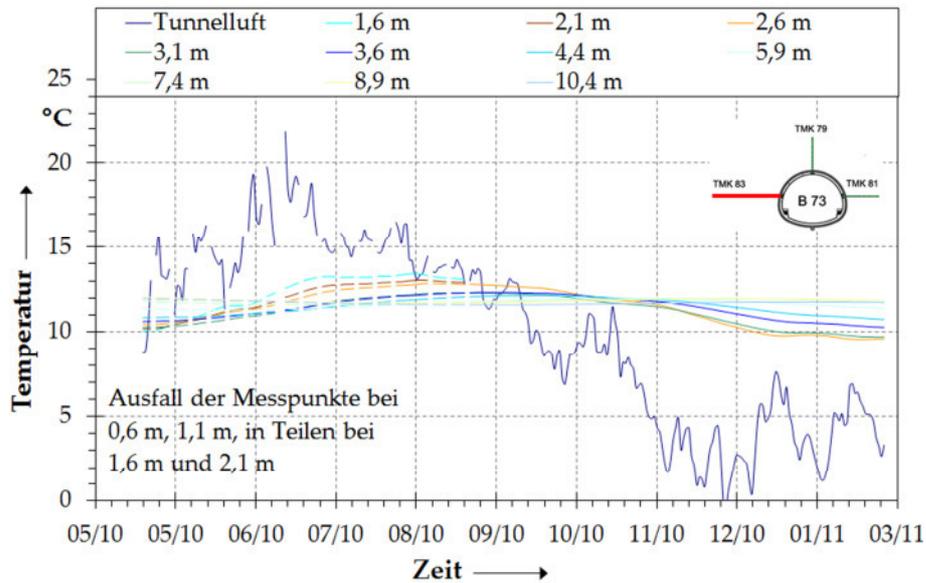
Anlage V. III: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, südliche Thermistorenkette TMK 81 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂).



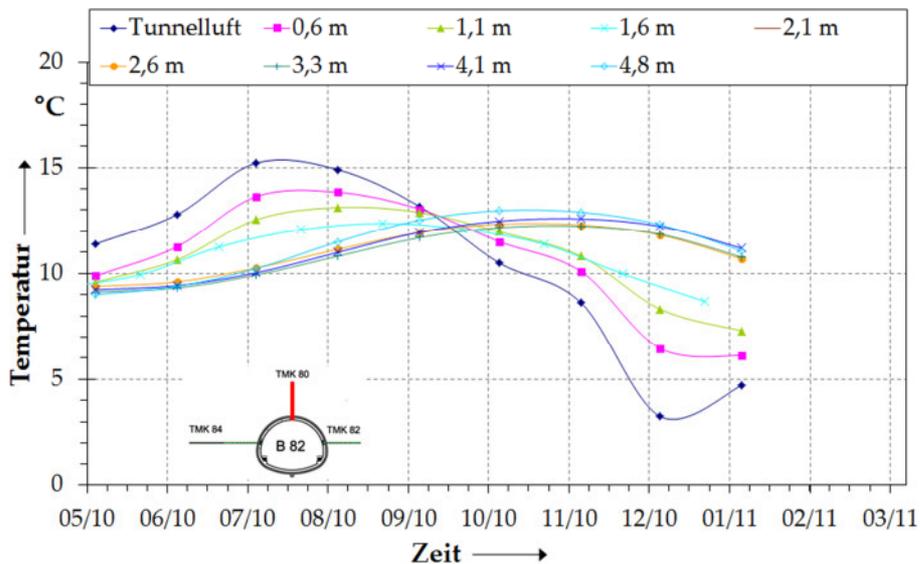
Anlage III.8: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 79 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂).



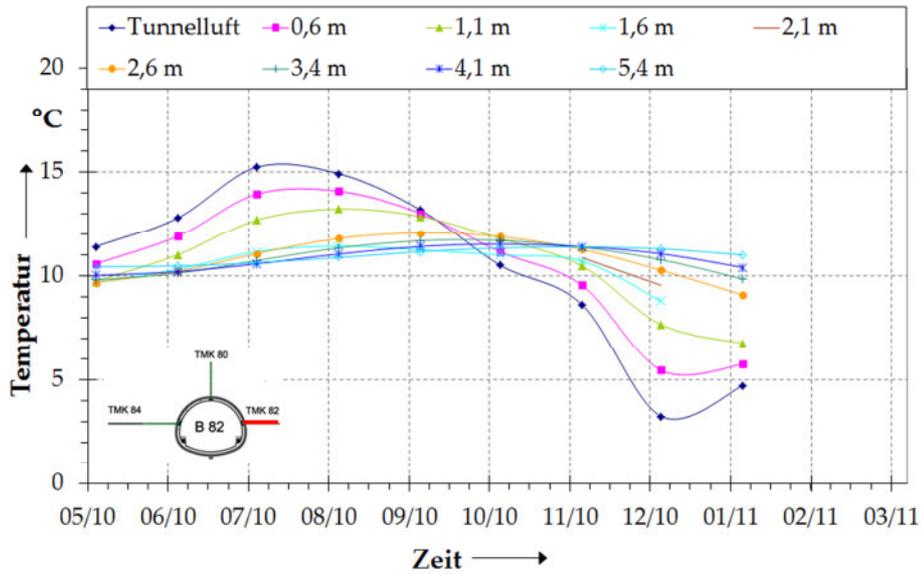
Anlage III.9: Temperatur-Tagesmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, südliche Thermistorenkette TMK 79 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂). Ordinate gegenüber Monatsmittelwerten verändert.



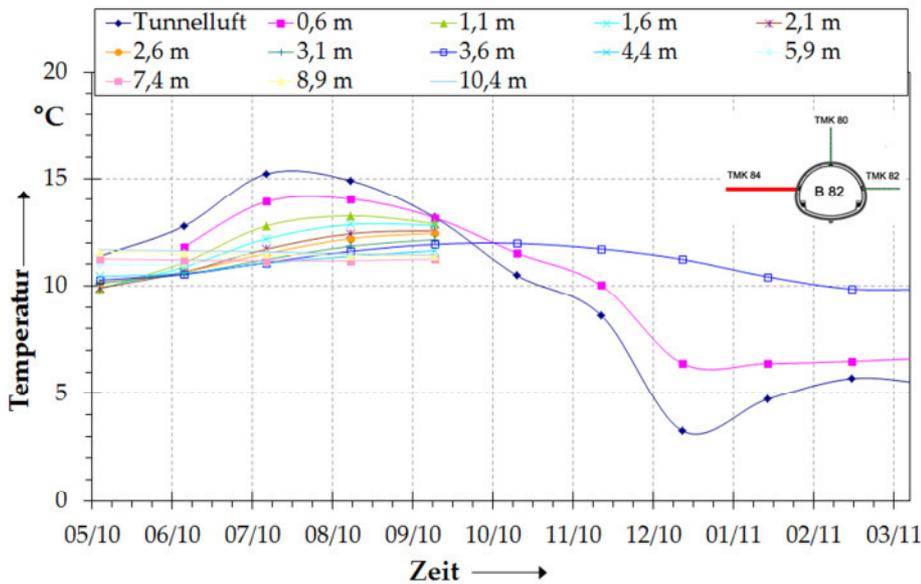
Anlage III.10: Temperatur-Tagesmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, südliche Thermistorenkette TMK 83 in Block 73, Mai bis Februar 2011 (TF₂). Ordinate gegenüber Monatsmittelwerten verändert.



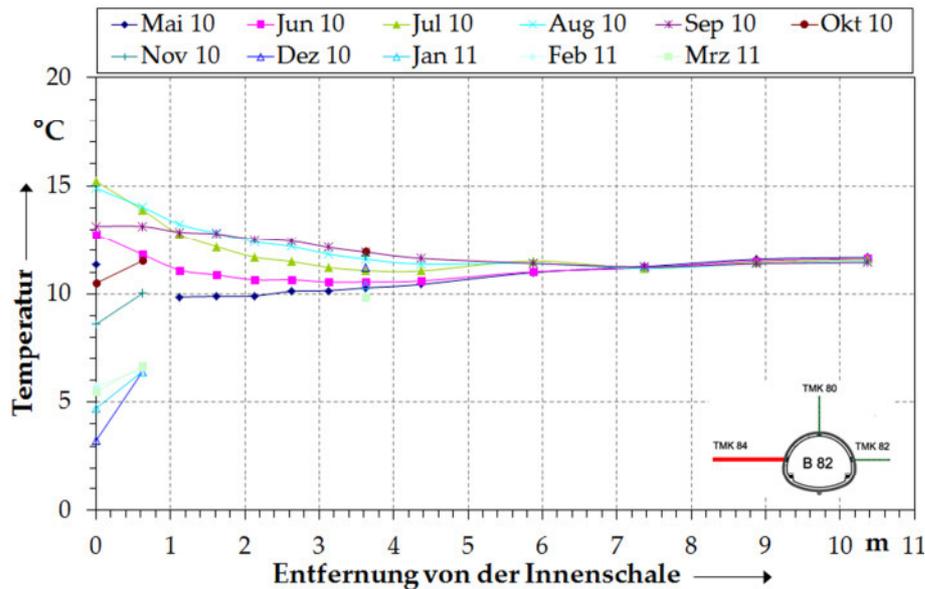
Anlage III.11: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 80 in Block 82, Mai bis Januar 2011 (TF₂).



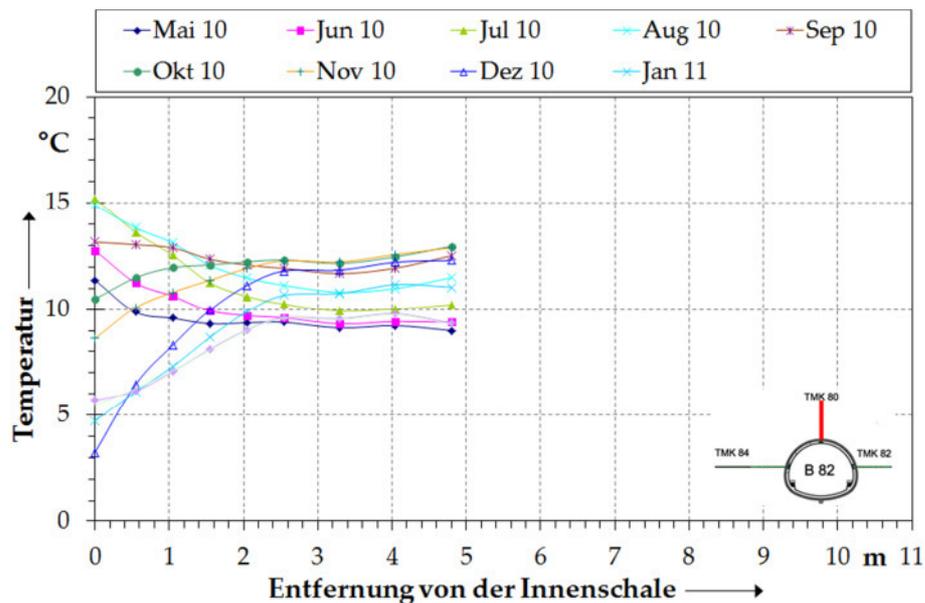
Anlage III.12: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 82 in Block 82, Mai bis März 2011 (TF₂).



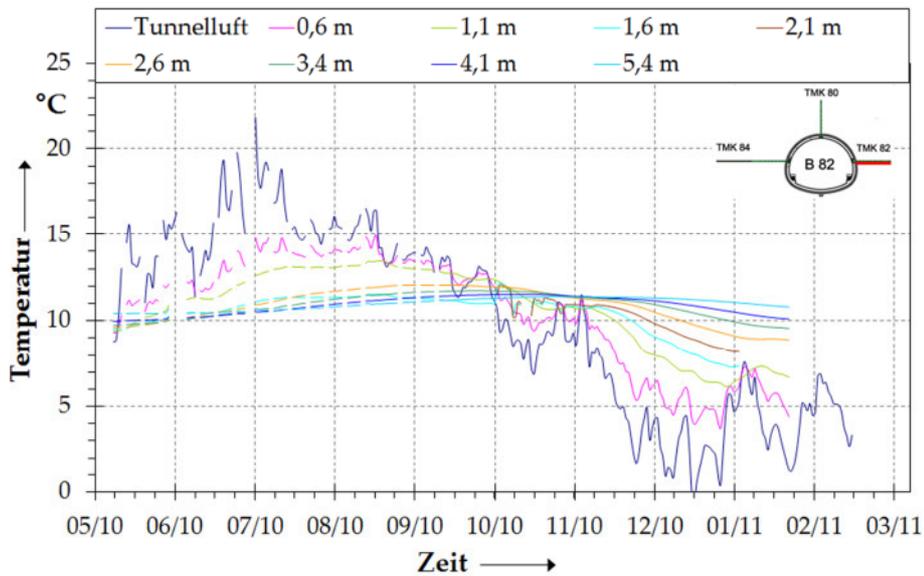
Anlage III.13: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, nördliche Thermistorenkette TMK 84 in Block 82, Mai bis September 2010 bzw. März 2011 (TF₂).



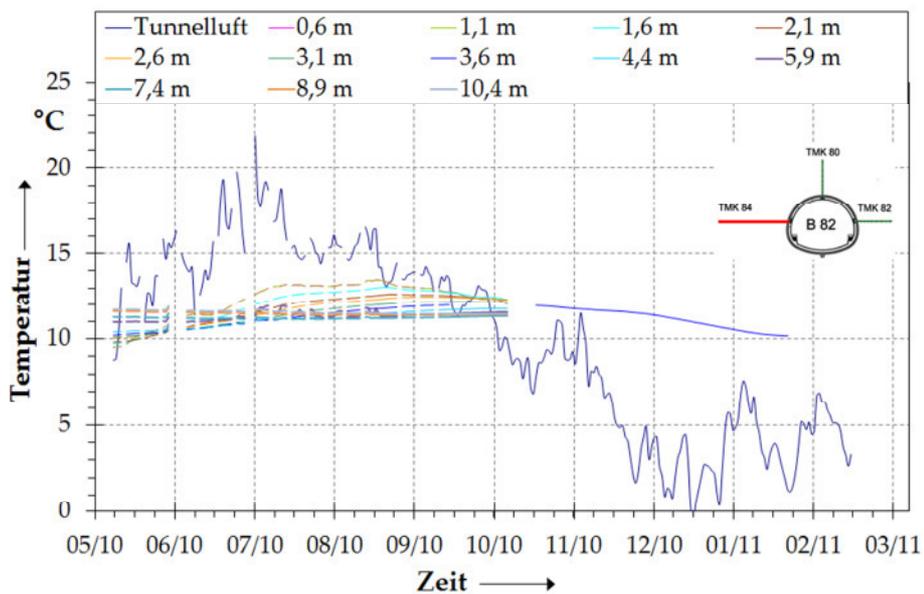
Anlage III.14: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, nördliche Thermistorenkette TMK 84 in Block 82, Mai bis September 2010 bzw. März 2011 (TF₂).



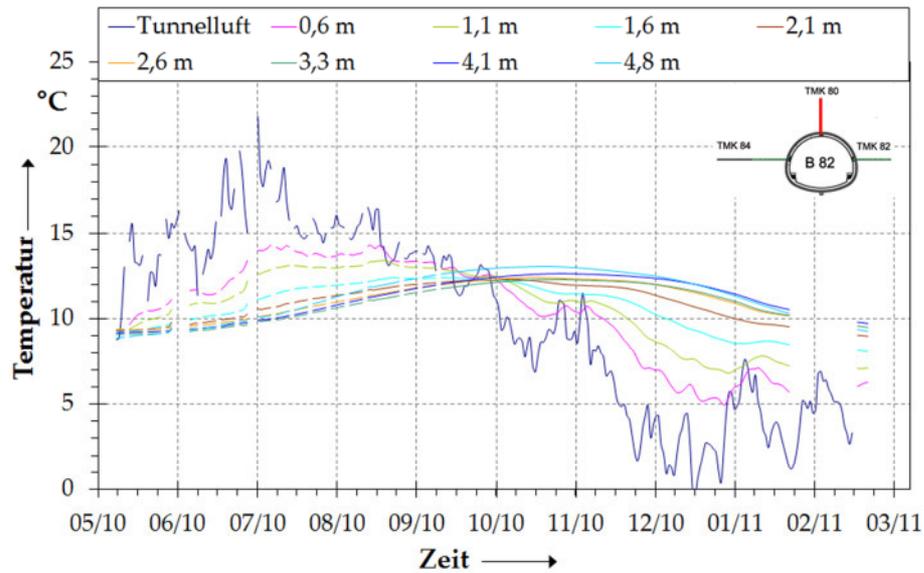
Anlage III.15: Temperatur-Monatsmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Entfernung von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 84 in Block 80, Mai bis März 2011 (TF₂). Über längere Zeit Datenverlust.



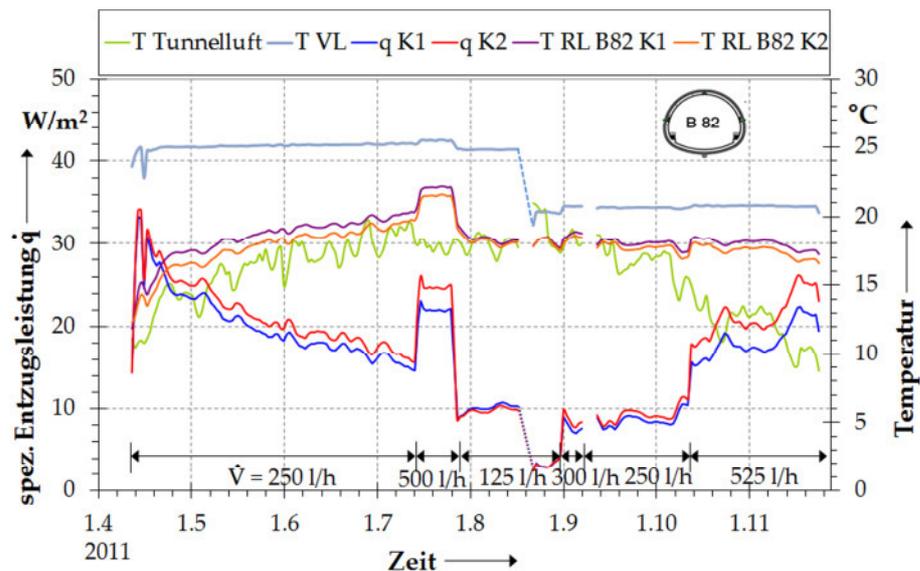
Anlage III.16: Temperatur-Tagesmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, südliche Thermistorenkette TMK 82 in Block 82, Mai bis Februar/März 2011 (TF₂).



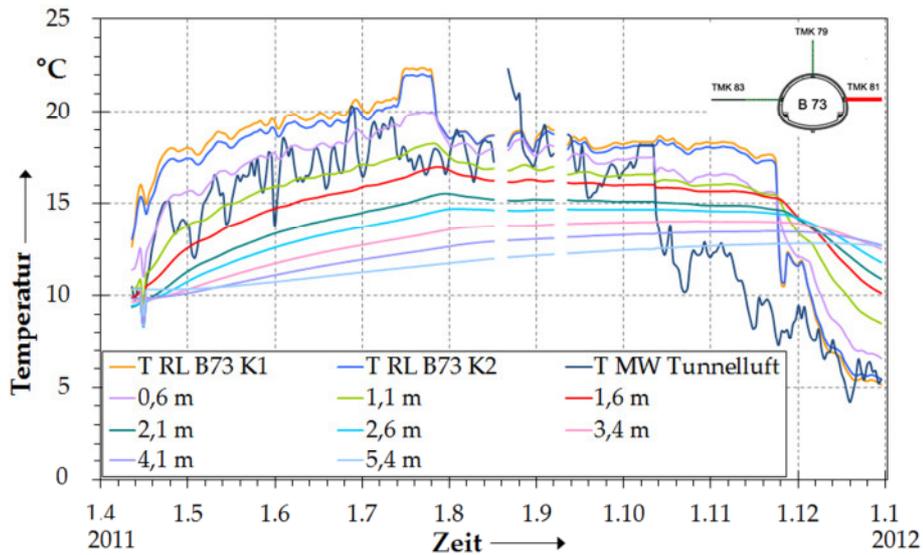
Anlage III.17: Temperatur-Tagesmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, nördliche Thermistorenkette TMK 84 in Block 82, Mai bis Februar/März 2011 (TF₂).



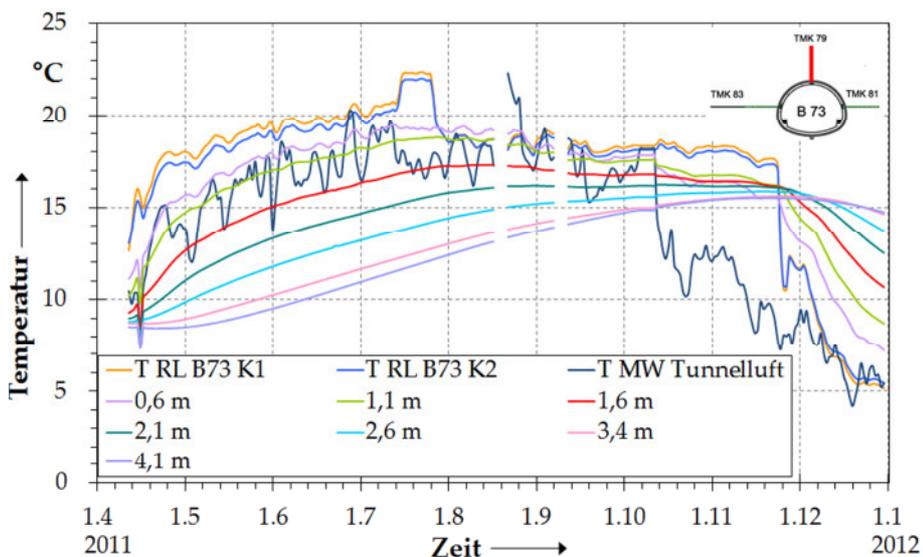
Anlage III.18: Temperatur-Tagesmittelwerte von Tunnelluft, Beton der Tunnelaußenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, vertikale Thermistorenkette TMK 80 in Block 82, Mai bis Februar/März 2011 (TF₂).



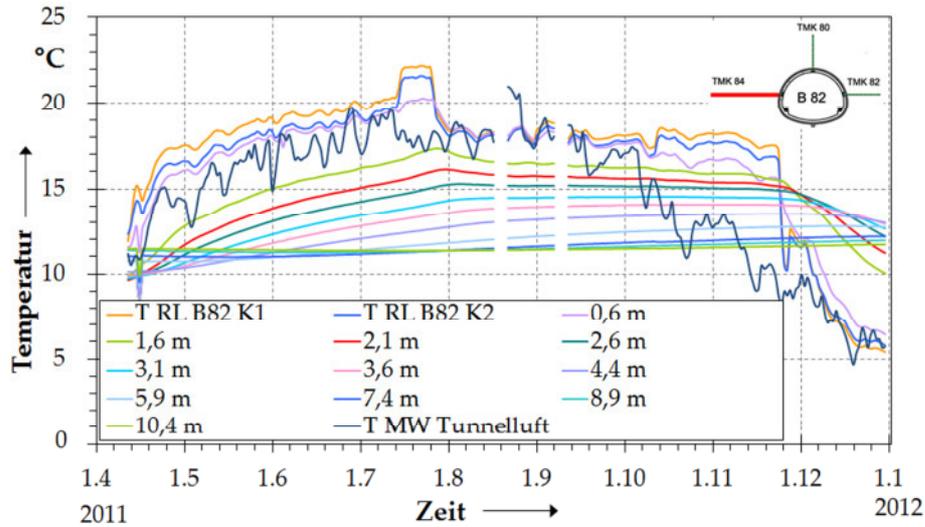
Anlage III.19: Block 82, Tagesmittelwerte der Tunnelluft, Vorlauftemperatur T VL, Rücklauftemperatur T RL B82 K1 und T RL B82 K2 sowie der spezifischen Entzugsleistung vs. Zeit. Angabe des Volumenstroms als mittlerer Wert pro Teilkreislauf.



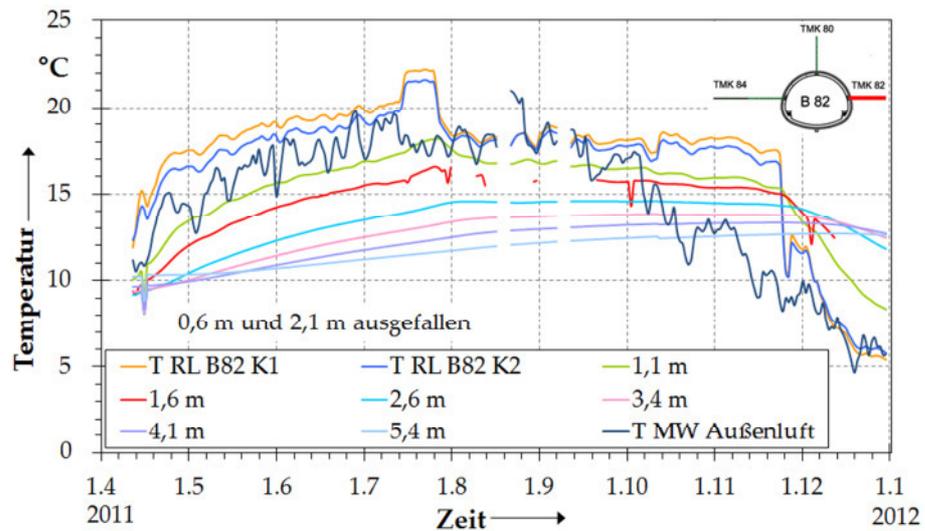
Anlage III.20: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnel-
schale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenscha-
le, TMK 81 in Block 73, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.



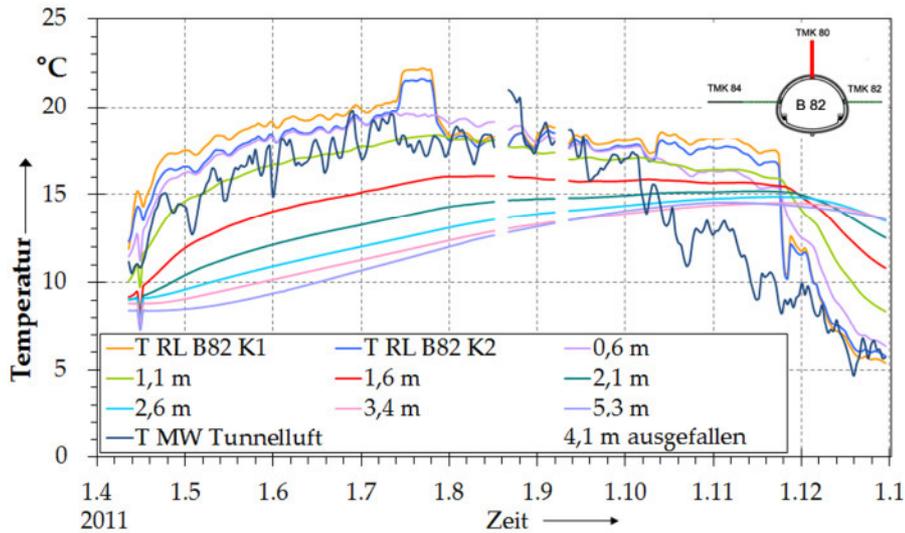
Anlage III.21: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnel-
schale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenscha-
le, TMK 79 in Block 73, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.



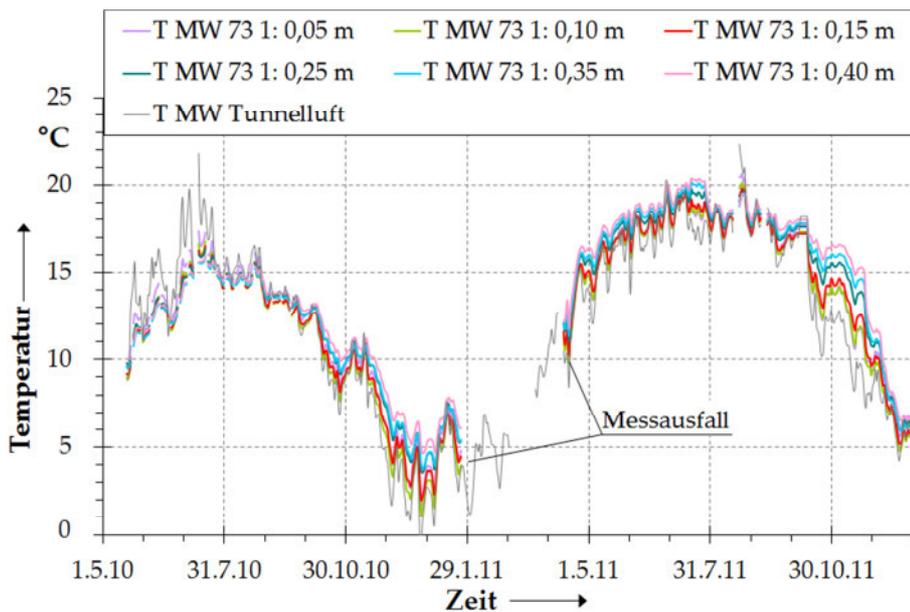
Anlage III.22: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnel-schale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenscha-le, TMK 84 in Block 82, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.



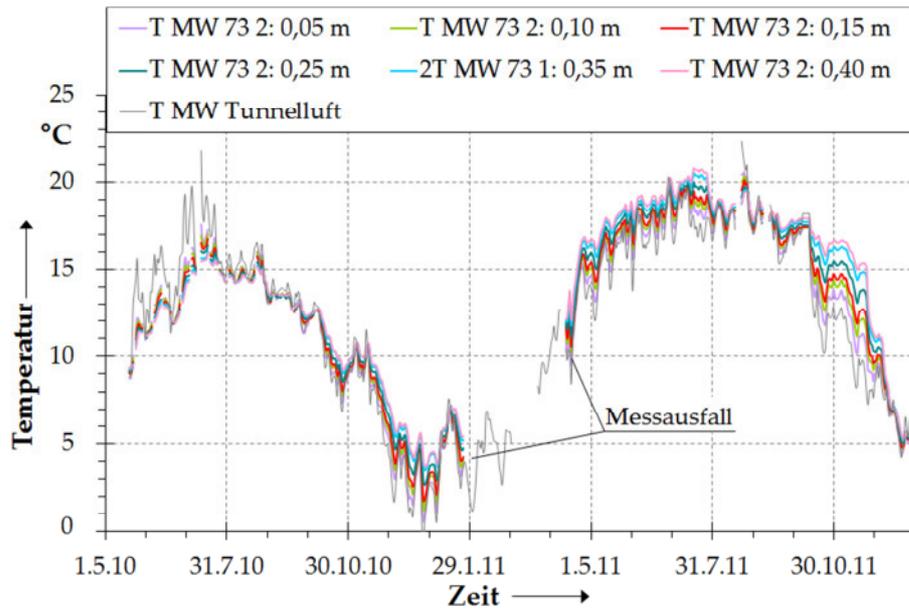
Anlage III.23: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnel-schale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenscha-le, TMK 82 in Block 82, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.



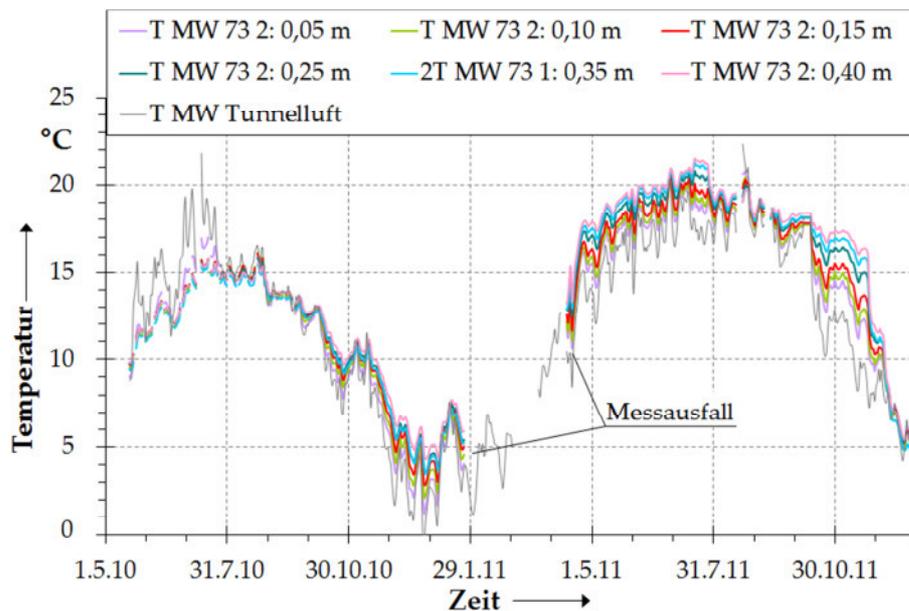
Anlage III.24: Tagesmittelwerte der Temperatur von Tunnelluft, Beton der Tunnelinnenschale und Untergrund vs. Zeit für verschiedene Abstände von der Tunnelinnenschale, TMK 80 in Block 82, April bis Dezember 2011. Betriebsphasen ① bis ⑦.



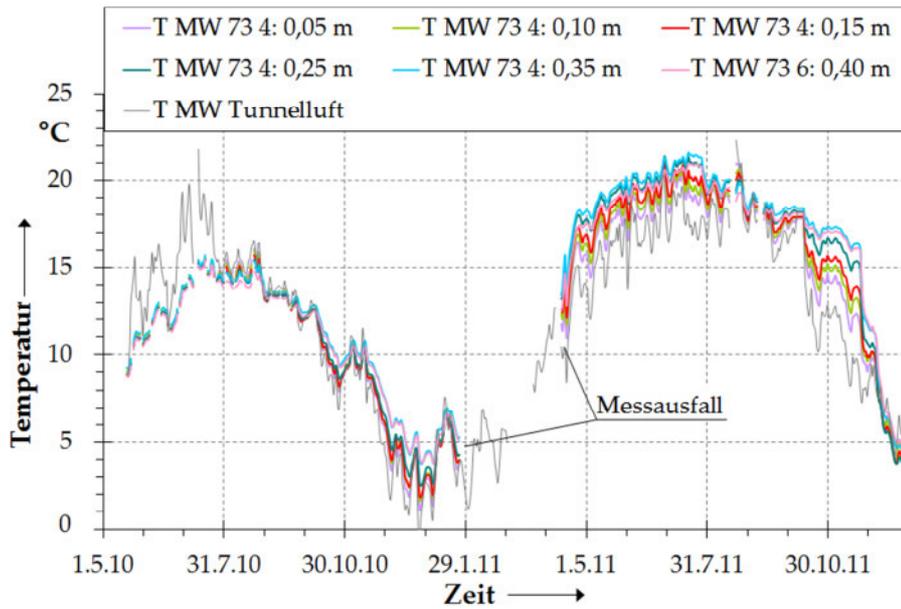
Anlage III.25: Tagesmittelwerte der Temperatur aus Messprofil 1 in der Tunnelinnenschale des Blocks 73. Meterangaben = Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale.



Anlage III.26: Tagesmittelwerte der Temperatur aus Messprofil 2 in der Tunnelinnenschale des Blocks 73. Meterangaben = Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale.



Anlage V.27: Tagesmittelwerte der Temperatur aus Messprofil 3 in der Tunnelinnenschale des Blocks 73. Meterangaben = Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale.



Anlage III.28: Tagesmittelwerte der Temperatur aus Messprofil 4 in der Tunnelinnenschale des Blocks 73. Meterangaben = Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale.

Anlage IV - Numerische Untersuchungen

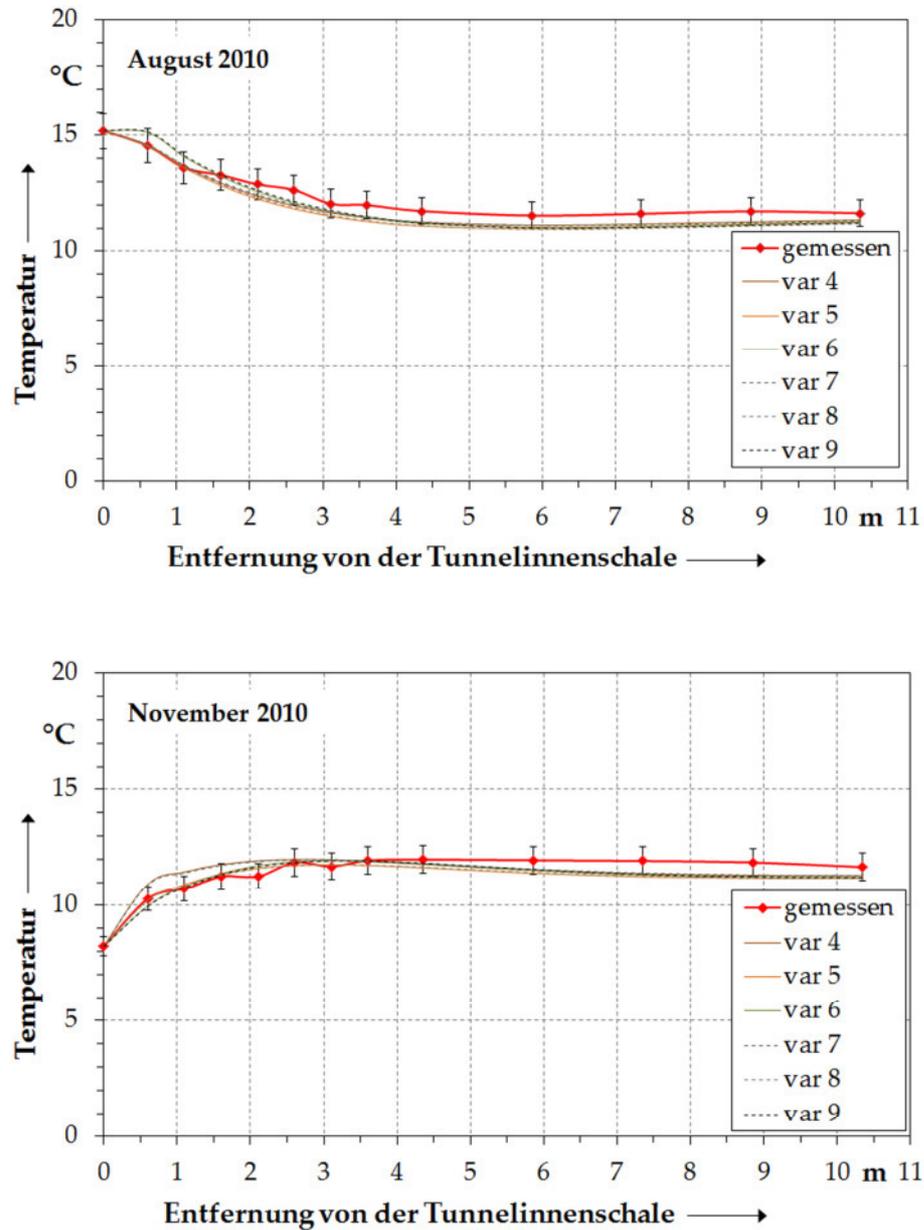


Abbildung IV.1: Temperatur im Baugrund (Monatsmittelwerte) vs. Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale, August 2010 und November 2010. Vergleich der gemessenen mit berechneten Varianten. Darstellung mit Fehlerindikatoren von 5% nach oben und unten. Block 73, TMK 83 (horizontal).

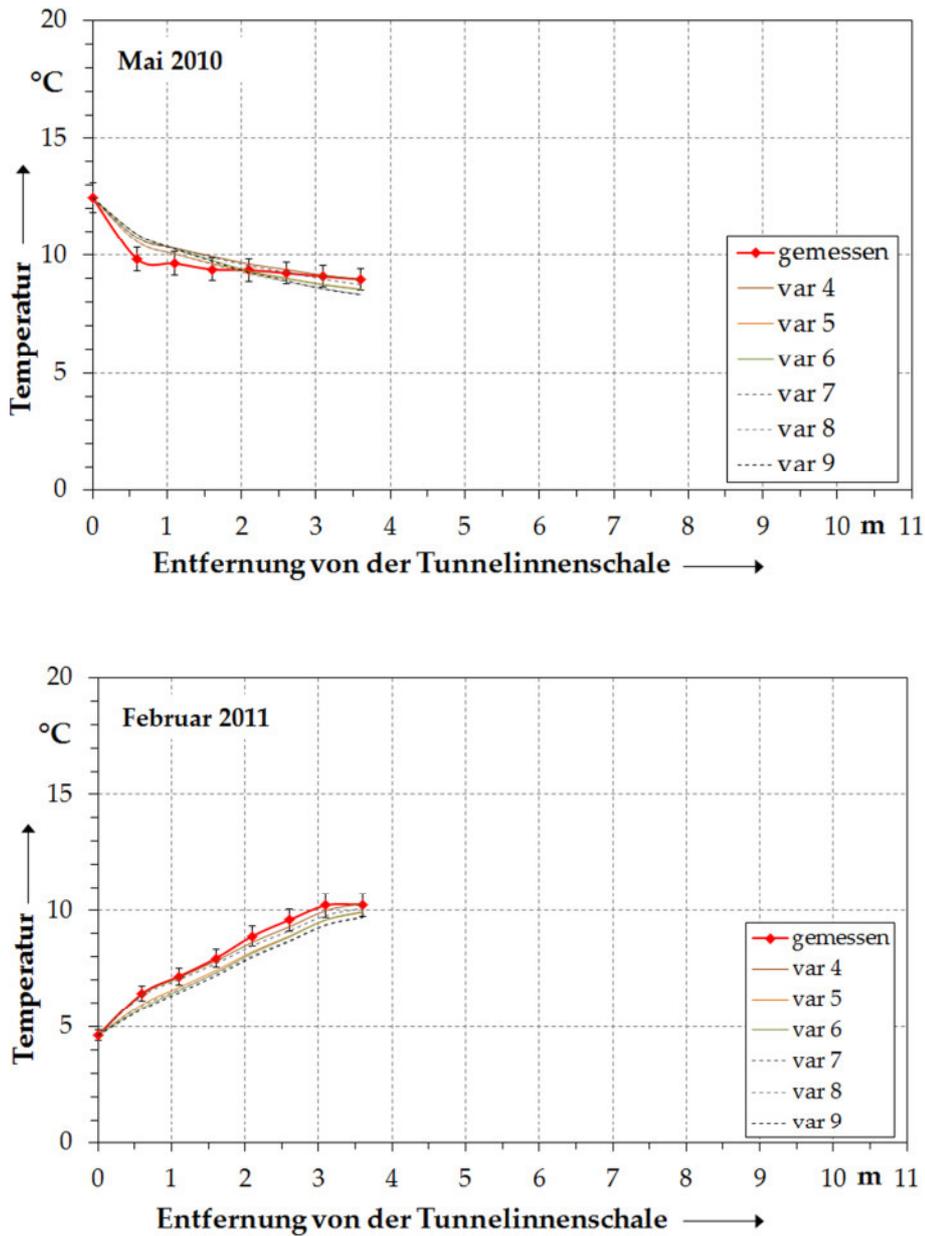


Abbildung IV.2: Temperatur im Baugrund (Monatsmittelwerte) vs. Entfernung von der Innenkante der Tunnelinnenschale, Mai 2010 und Februar 2011. Vergleich der gemessenen und berechneten Varianten. Darstellung mit Fehlerindikatoren von 5% nach oben und unten abgebildet. Block 73, TMK 79 (vertikal).

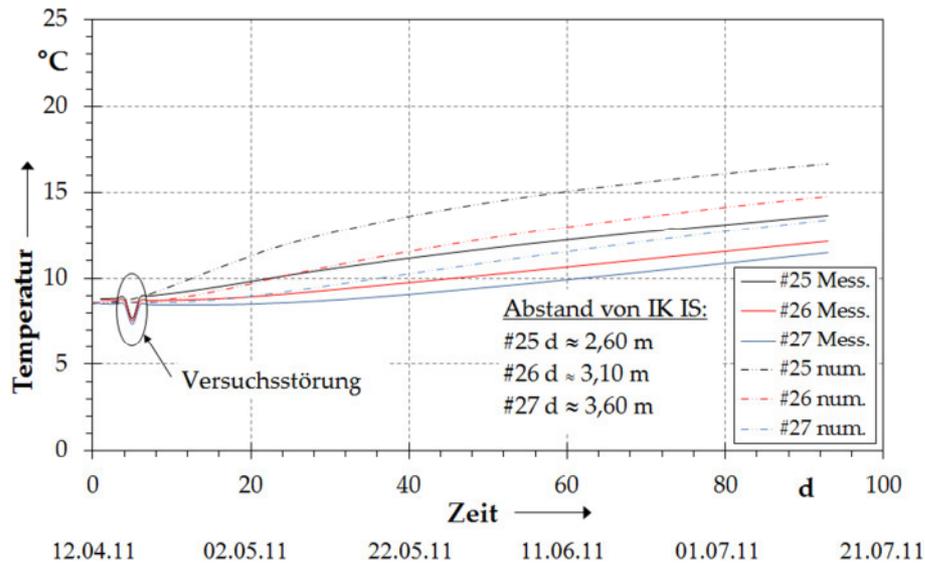


Abbildung IV.3: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Gebirgstemperaturen im TF₃ vs. Simulationszeit. Vertikale Thermistorenkette TMK 79. IK IS = Innenkante Tunnelinnenschale.

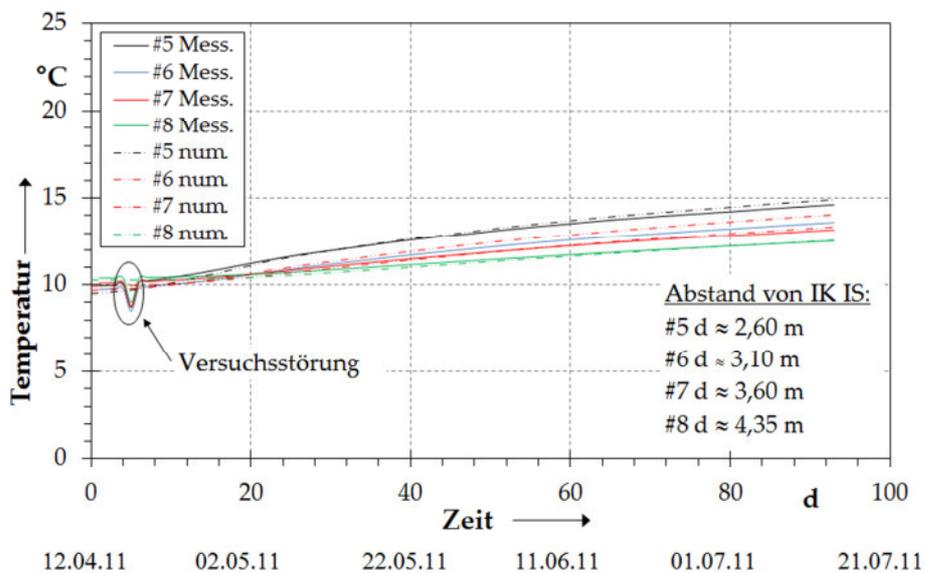


Abbildung IV.4: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Gebirgstemperaturen im TF₃ vs. Simulationszeit. Horizontale Thermistorenkette TMK 83.

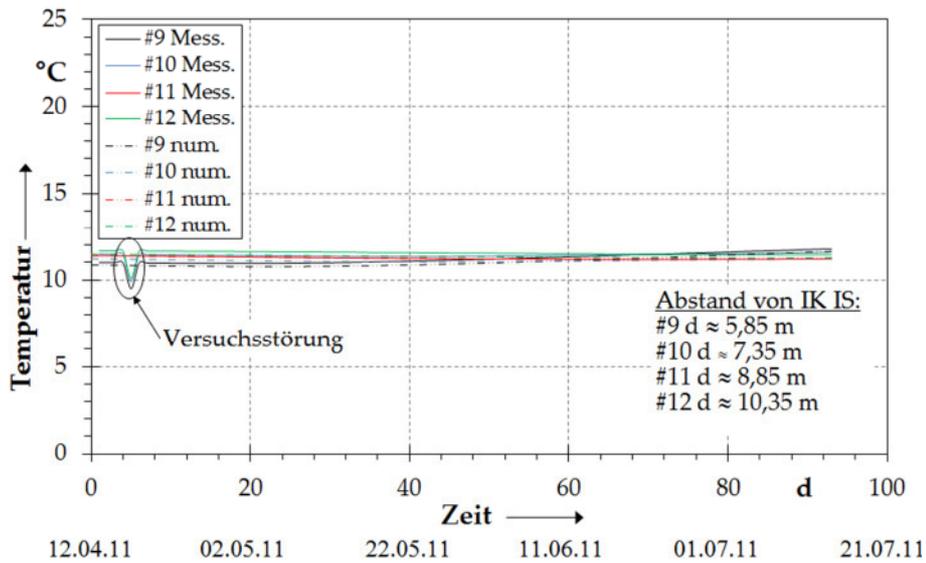


Abbildung IV.5: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Gebirgstemperaturen im TF₃ vs. Simulationszeit. Horizontale Thermistorenkette TMK 83.

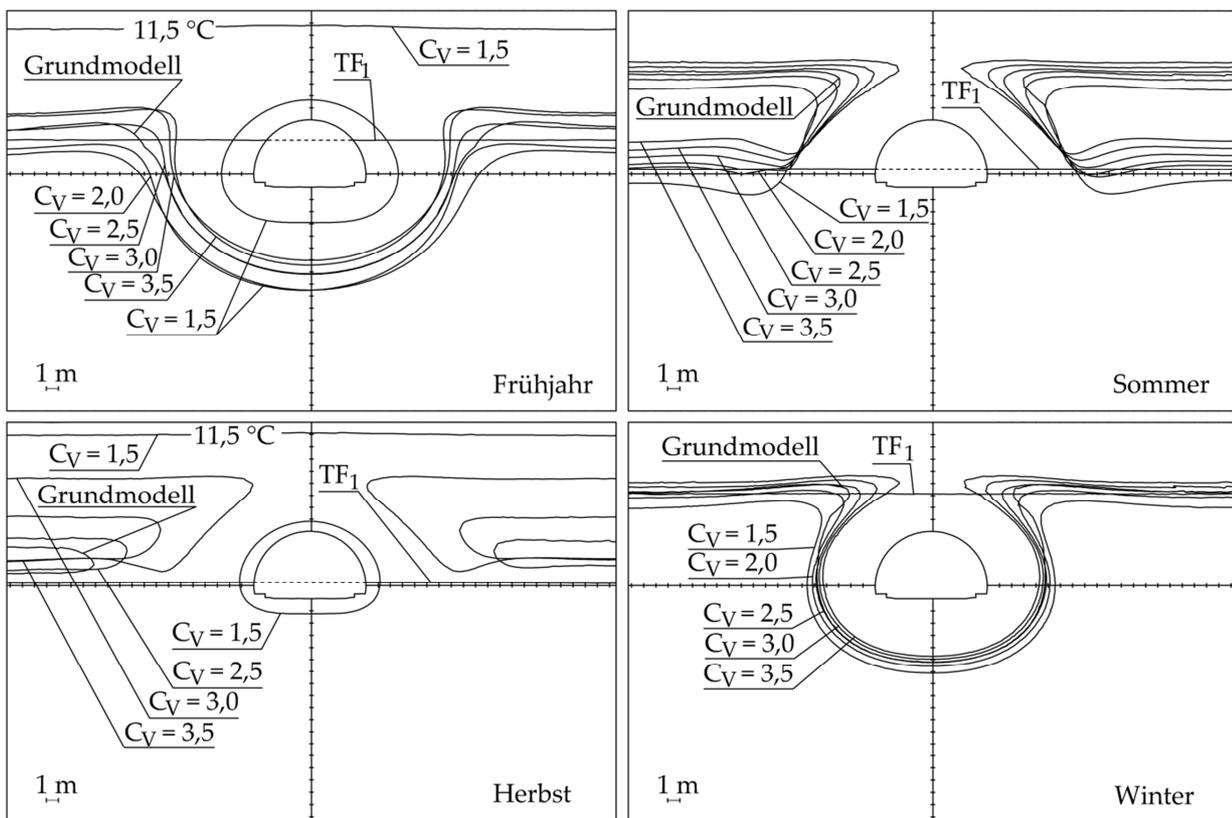


Abbildung IV.6: 11,5°C-Isotherme in Abhängigkeit der volumetrischen Wärmekapazitäten des Untergrundes am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

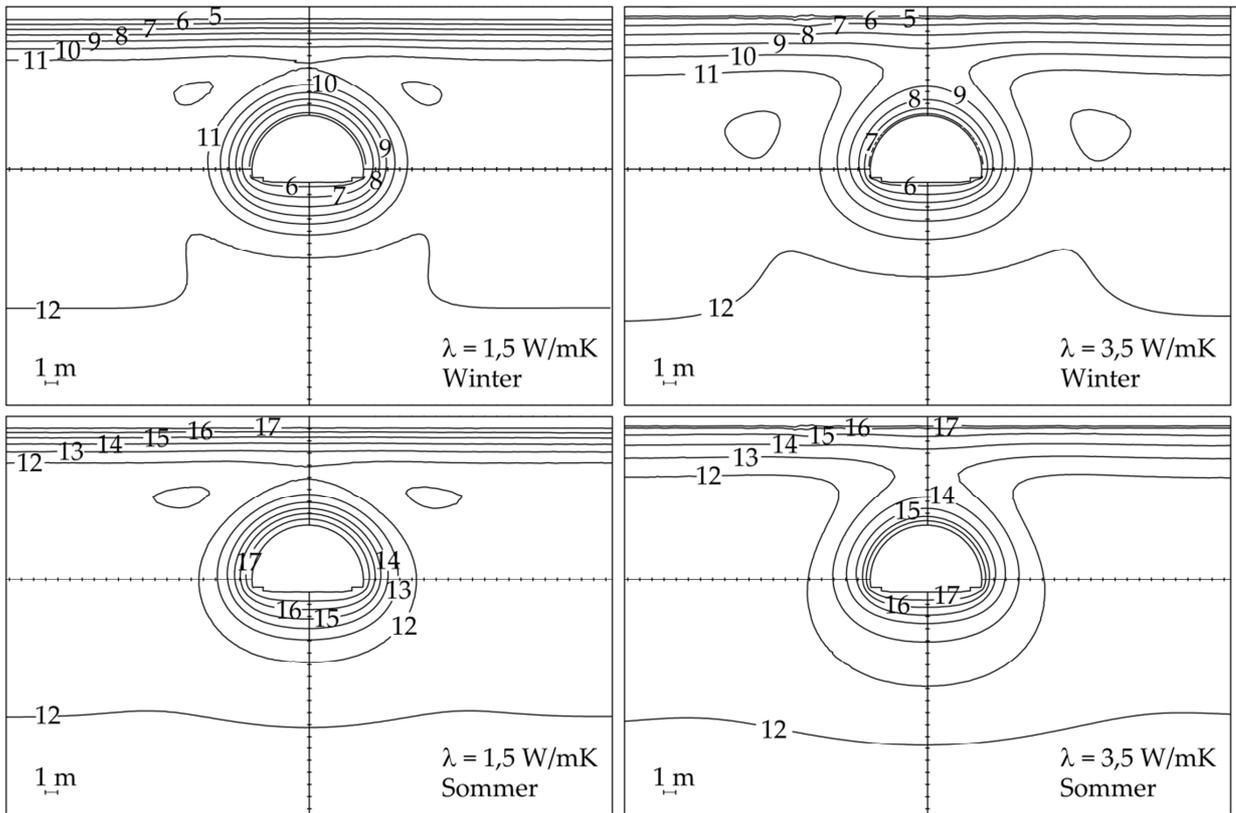


Abbildung IV.7: Isothermen in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Untergrundes am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

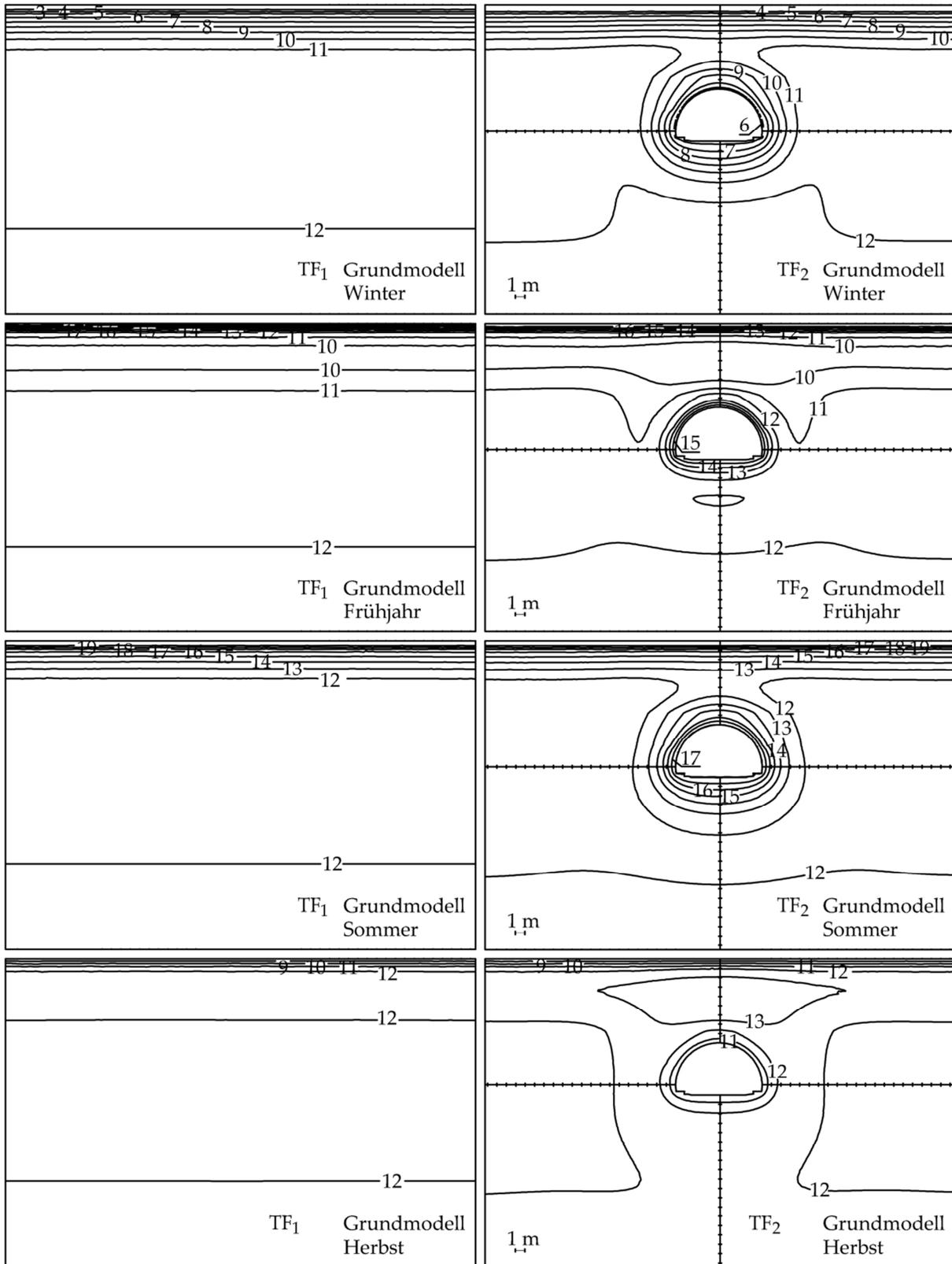
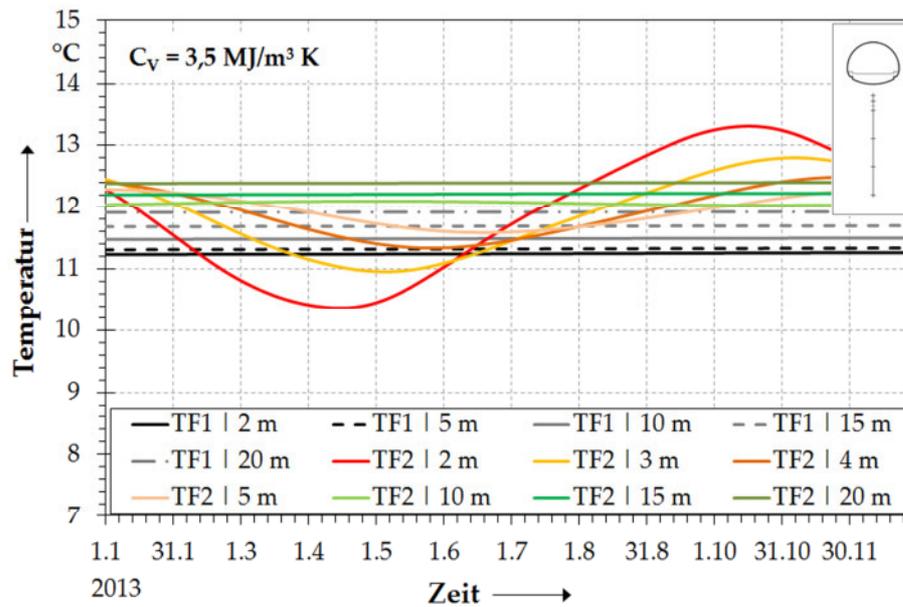
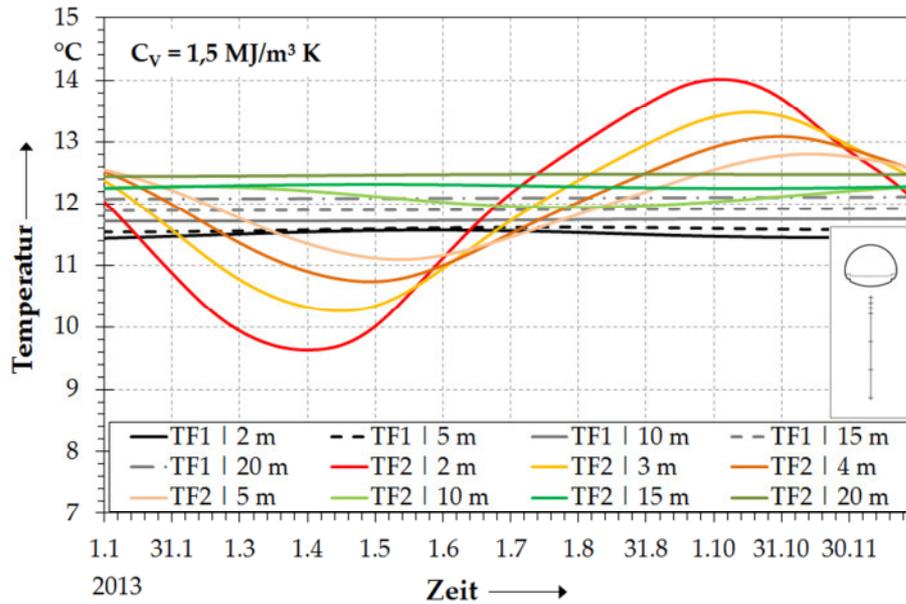


Abbildung IV.8: Isothermen des Grundmodells am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).



Anlage IV.9: Darstellung der zeitvarianten Veränderung des Temperaturfelds im Tunnelumfeld bei variierender volumenbezogener spezifischer Wärmekapazität. Oben $C_V = 1,5 \text{ MJ/m}^3 \text{ K}$, unten $C_V = 3,5 \text{ MJ/m}^3 \text{ K}$. Vertikale Messstrecken.

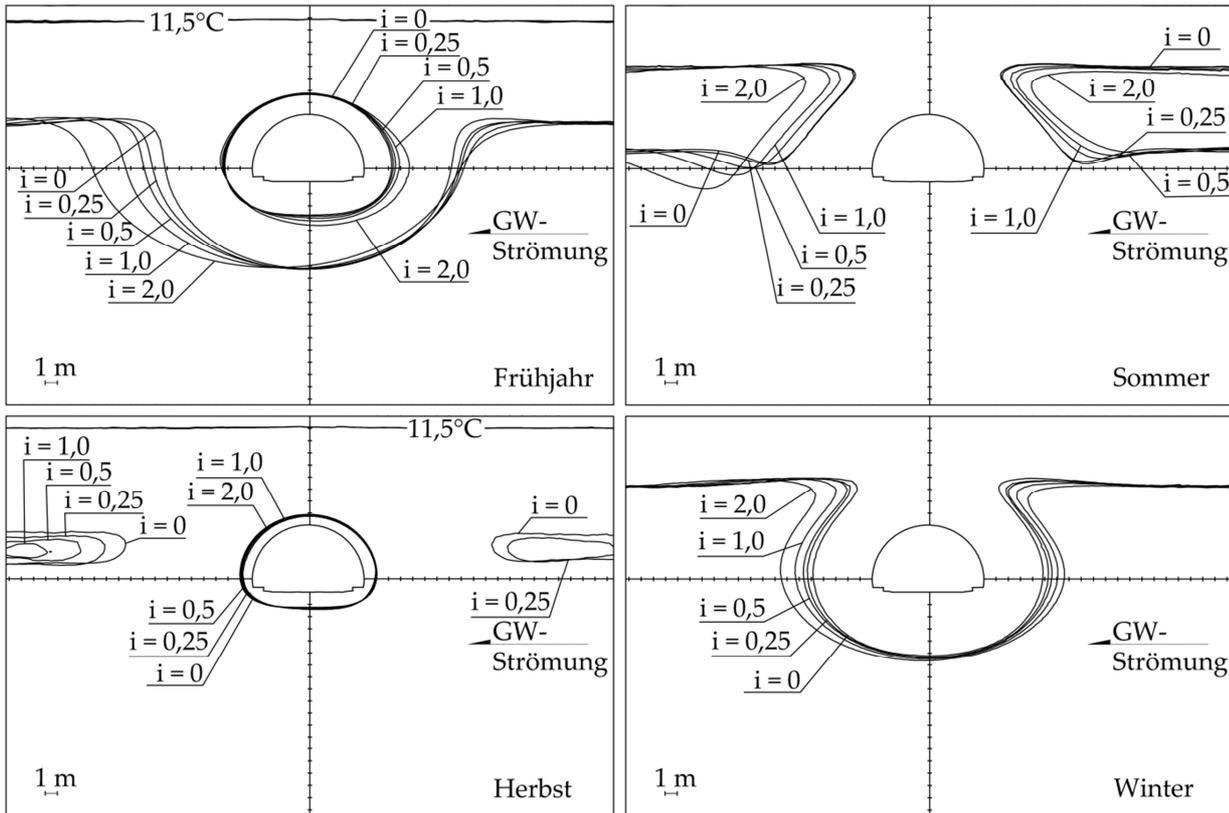


Abbildung IV.10: 11,5°C-Isotherme in Abhängigkeit des hydraulischen Gradienten bei $k_f = 10^{-5}$ m/s am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

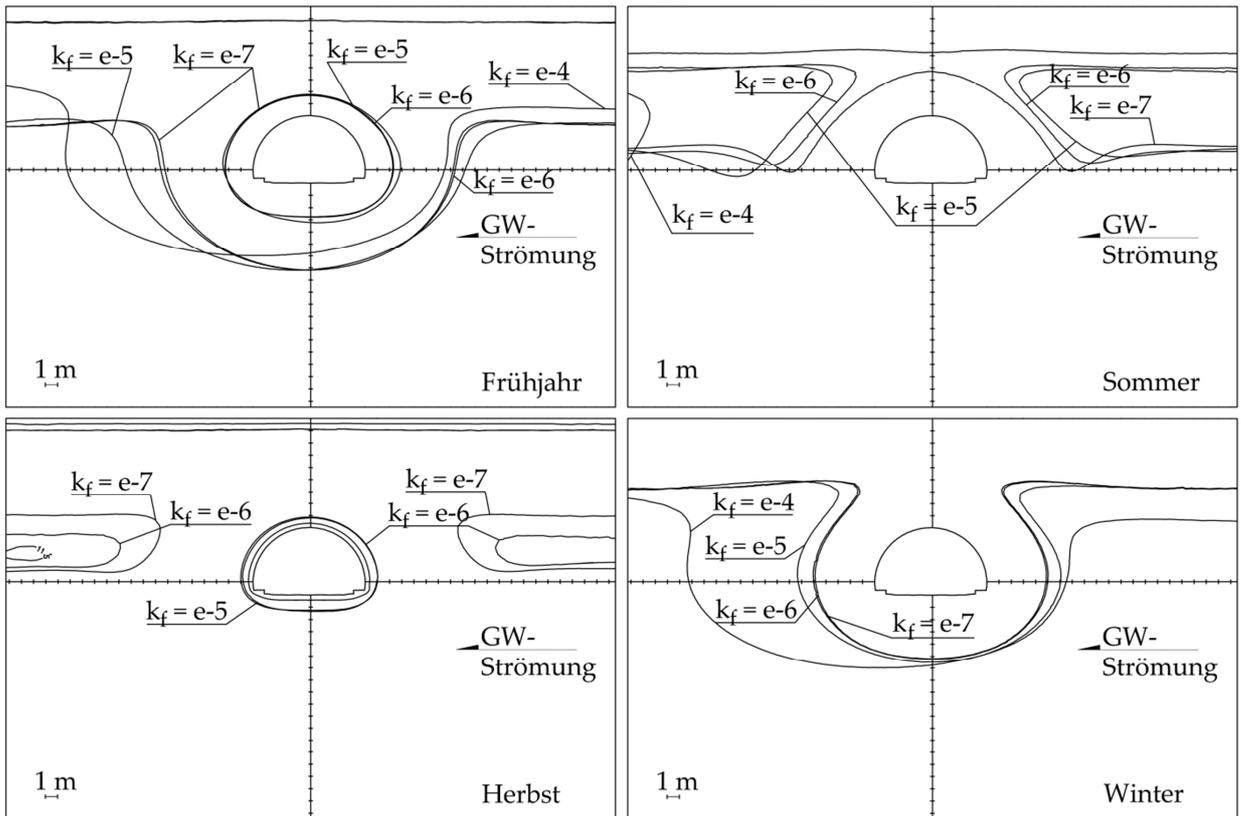


Abbildung IV.11: 11,5°C-Isotherme in Abhängigkeit des k_f – Wertes bei $i = 1\%$ am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

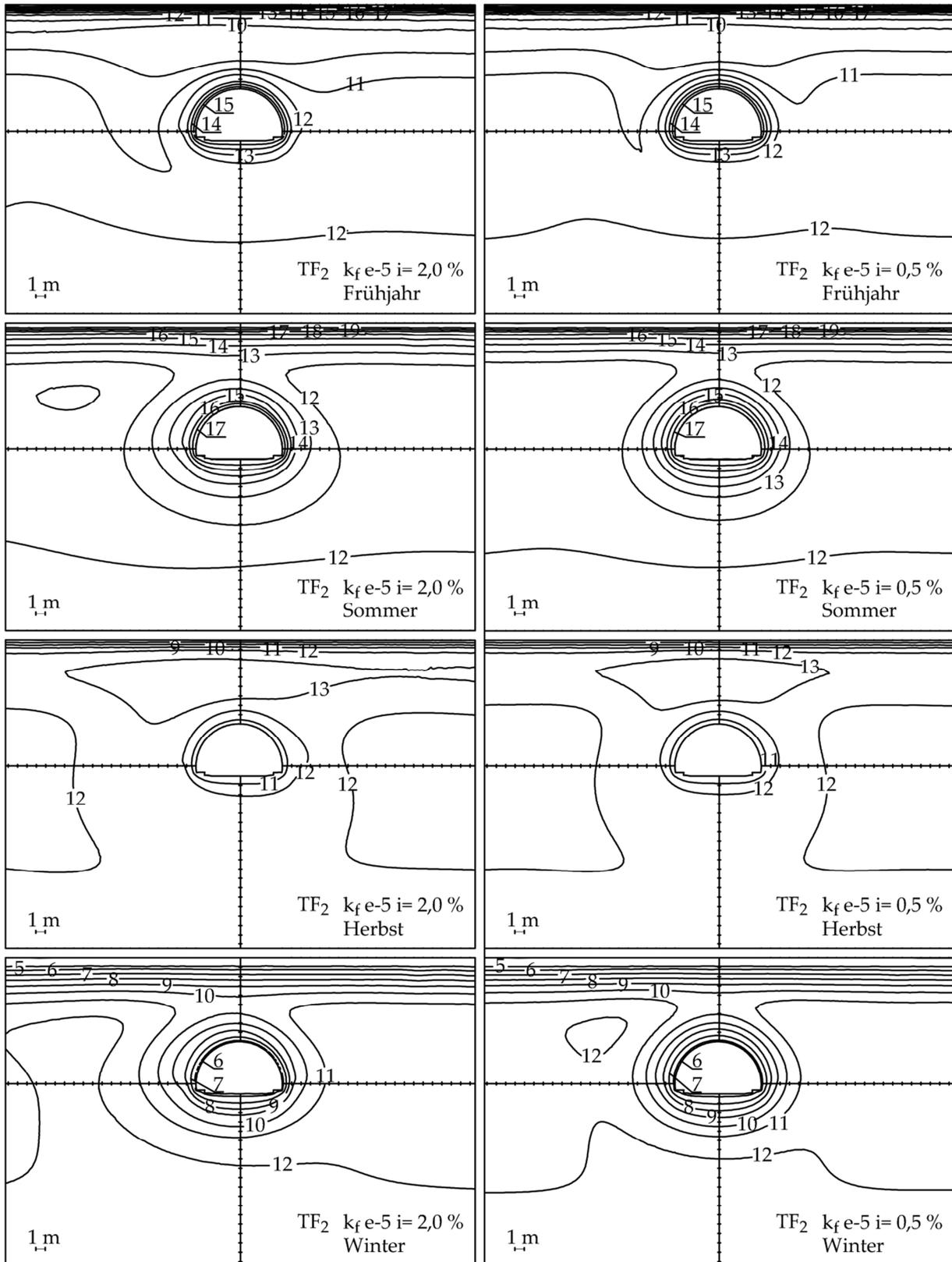


Abbildung IV.12: Vergleich der Isothermen für ein durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-5}$ m/s bei unterschiedlichen hydraulischen Gradienten von $i = 0,5\%$ und $i = 2,0\%$ am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

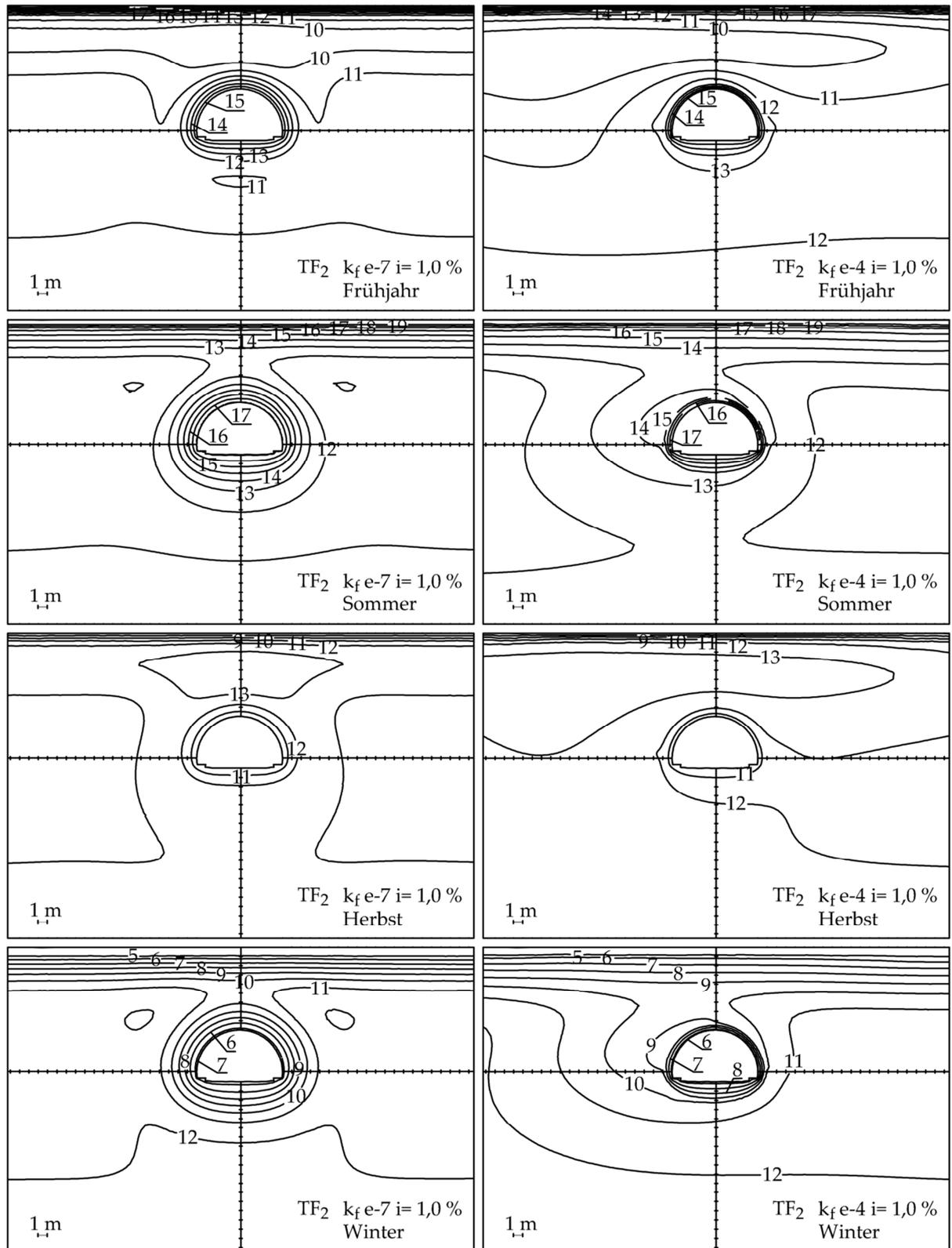


Abbildung IV.13: Vergleich der Isothermen für ein durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-4}$ m/s und für ein schwach durchlässiges Gebirge mit $k_f = 10^{-7}$ m/s bei einem einheitlichen hydraulischen Gradienten von $i = 1,0\%$ am Ende der meteorologischen Jahreszeiten. (Größe rund 50 m * 30 m).

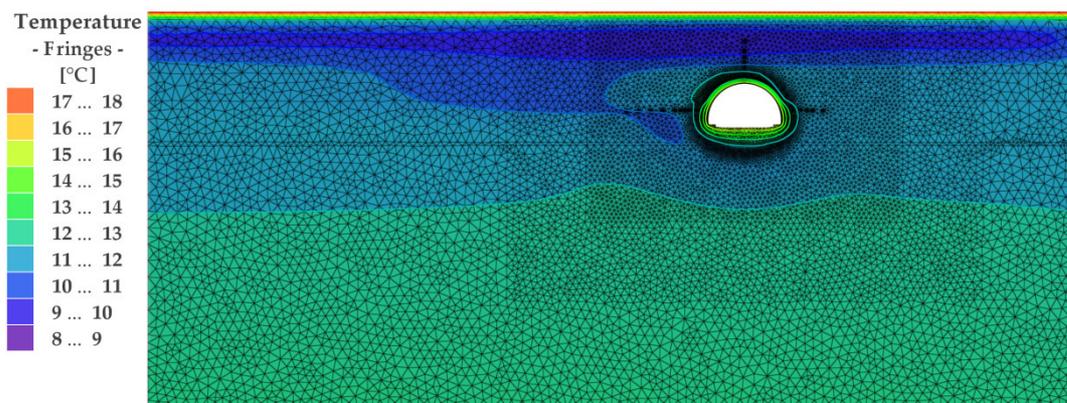
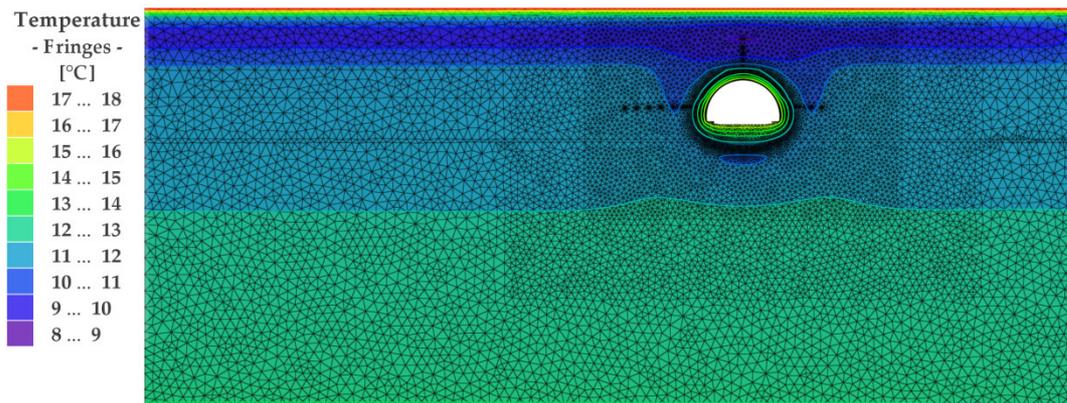


Abbildung IV.14: Temperaturfelder zum Zeitpunkt Ende Frühjahr für das Grundmodell mit HAS bei unterschiedlichen hydraulischen Gradienten. Oben $i = 0 \%$, unten $i = 1 \%$.

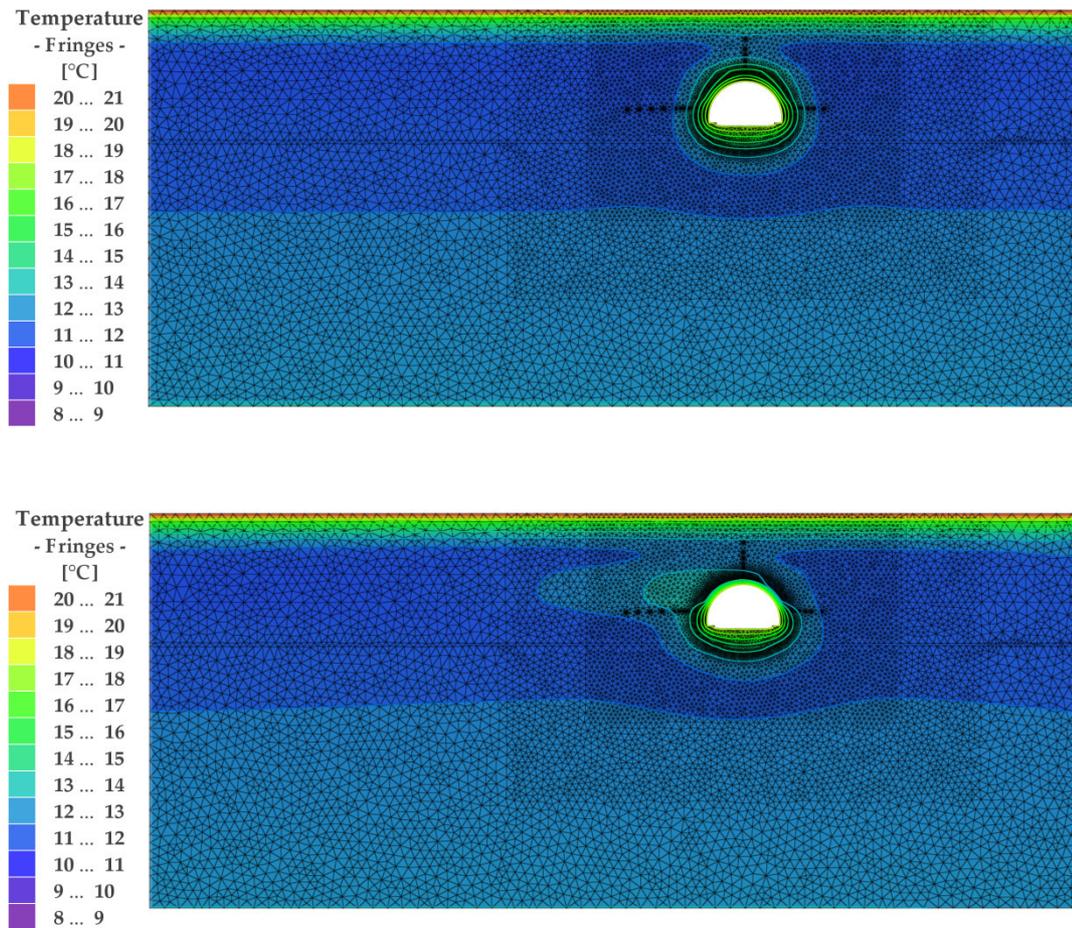


Abbildung IV.15: Temperaturfelder zum Zeitpunkt Ende Sommer für das Grundmodell mit HAS bei unterschiedlichen hydraulischen Gradienten. Oben $i = 0 \%$, unten $i = 1 \%$.

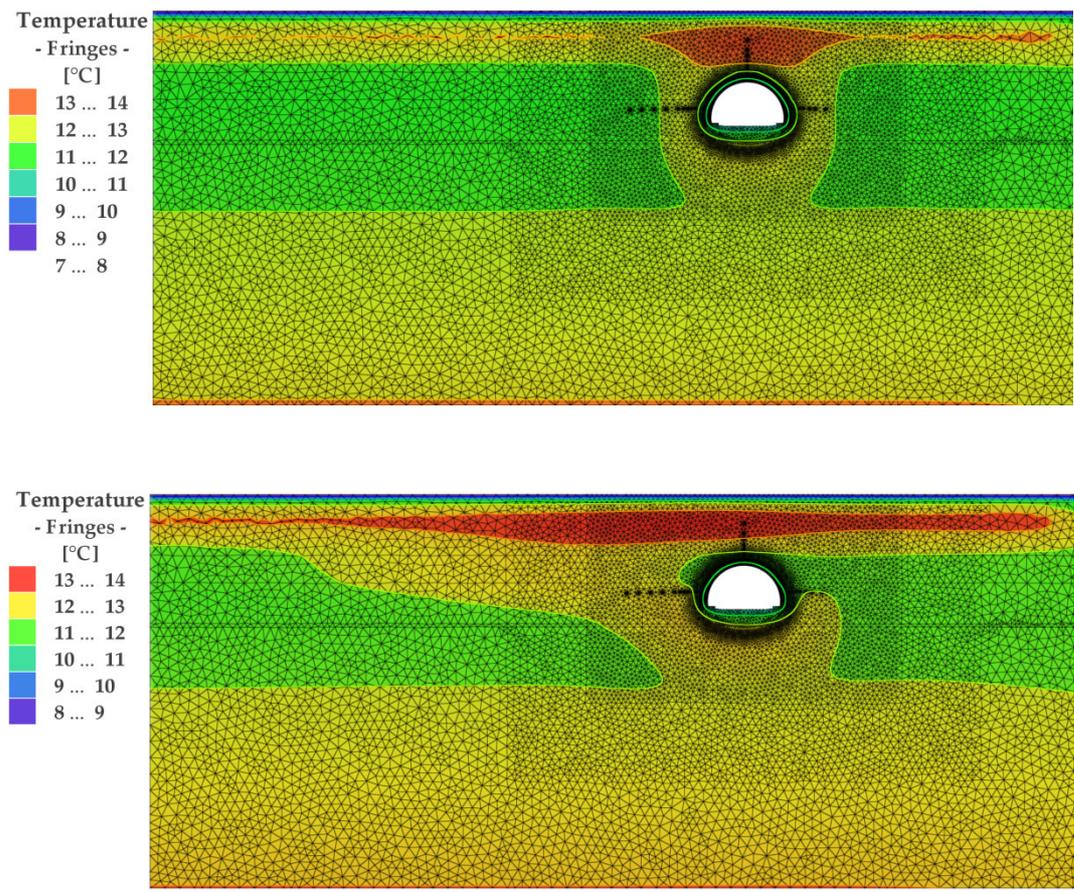


Abbildung IV.16: Temperaturfelder zum Zeitpunkt Ende Herbst für das Grundmodell mit HAS bei unterschiedlichen hydraulischen Gradienten. Oben $i = 0\%$, unten $i = 1\%$.

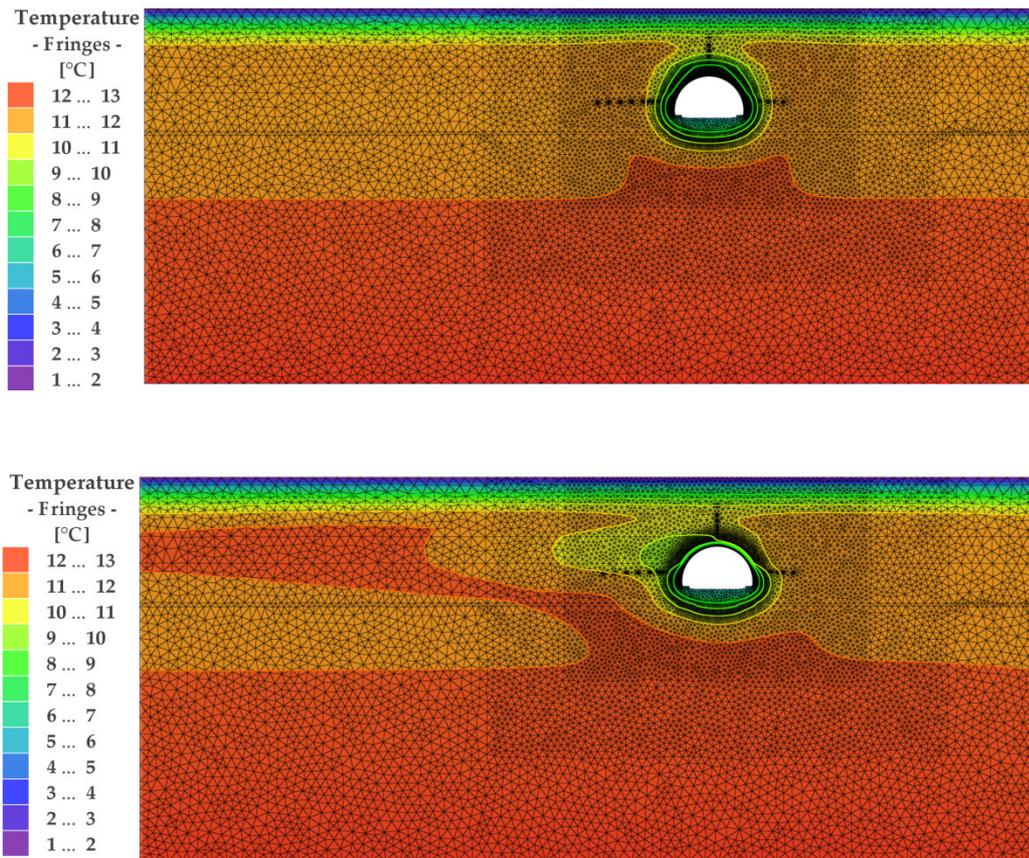


Abbildung IV.17: Temperaturfelder zum Zeitpunkt Ende Herbst für das Grundmodell mit HAS bei unterschiedlichen hydraulischen Gradienten. Oben $i = 0 \%$, unten $i = 1 \%$.

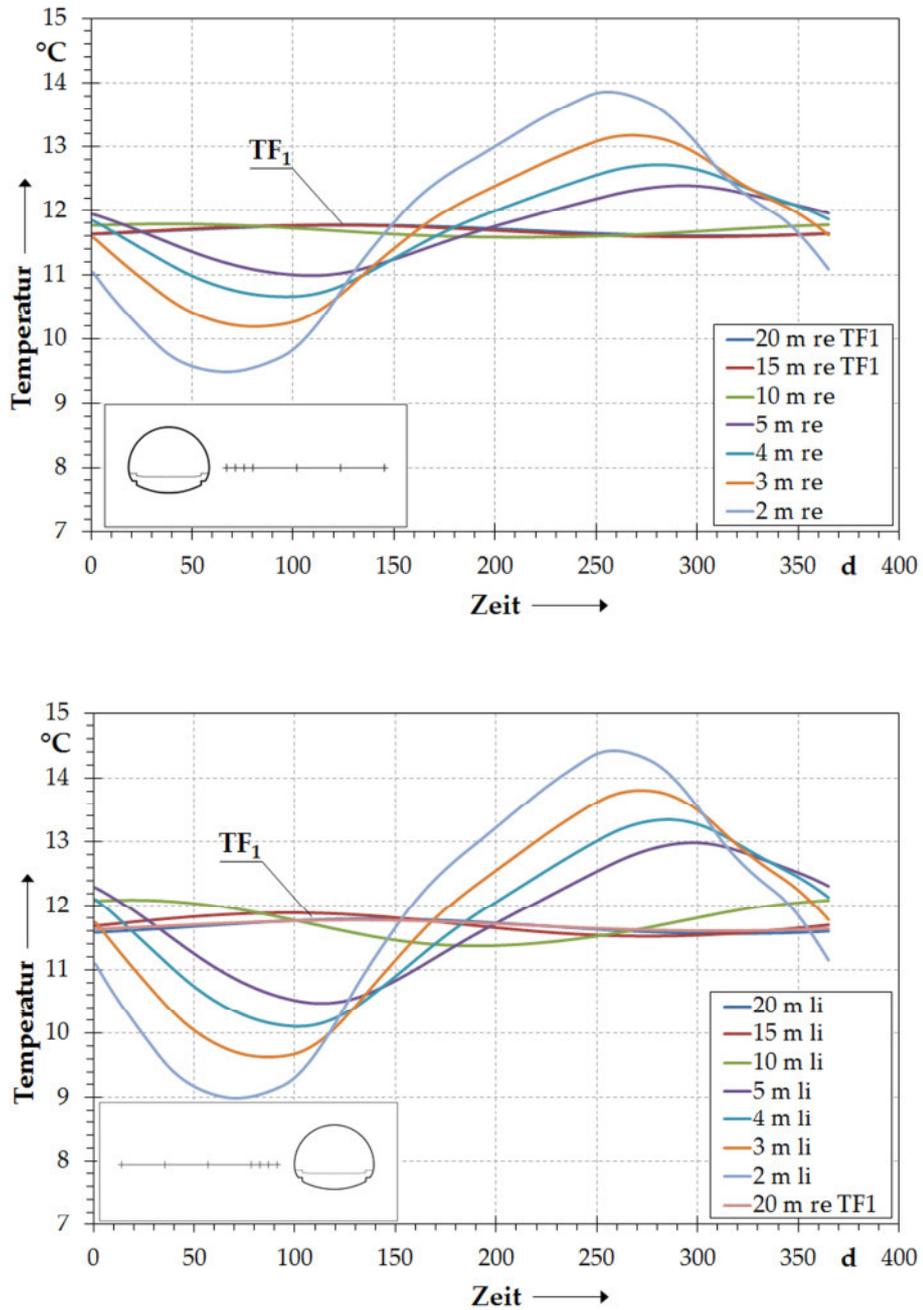


Abbildung IV.18: Darstellung der berechneten zeitvarianten Veränderung des Temperaturfelds im Umfeld des Tunnels, gemessen in Tunnelachse für $k_f = 10^{-5}$ m/s und $i = 1,0$ %. Oben rechte Messkette (Anstromseite), unten linke Messkette (Abstromseite).

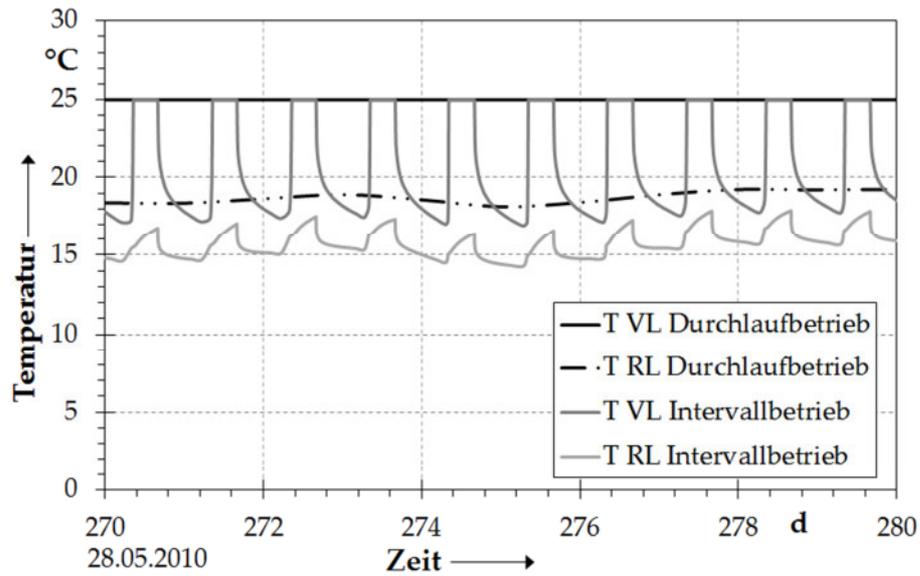


Abbildung IV.19: Rechenergebnis für den Fall 3. Intervallbetrieb mit konstanter Vorlauftemperatur für den Heizfall und den Kühlfall. Zum Vergleich ist die Vor- und Rücklauftemperatur von Fall 1 mit dargestellt. Aufgrund der starken Oszillation nur auszugsweise dargestellt.

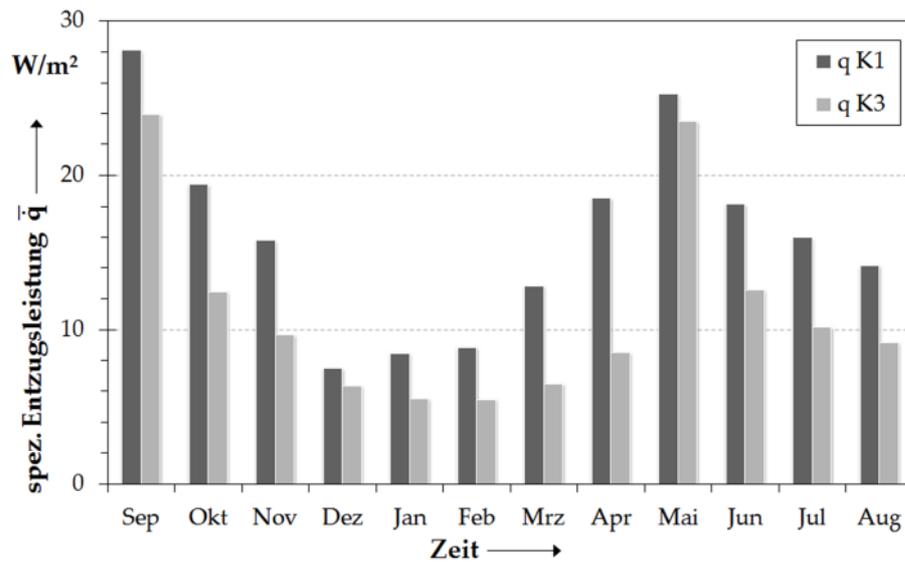


Abbildung IV.20: Vergleich der mittleren monatlichen spezifischen Entzugsleistung, berechnet für die Teilkreisläufe K1 und K3 (Absorbersystem in Sohle).

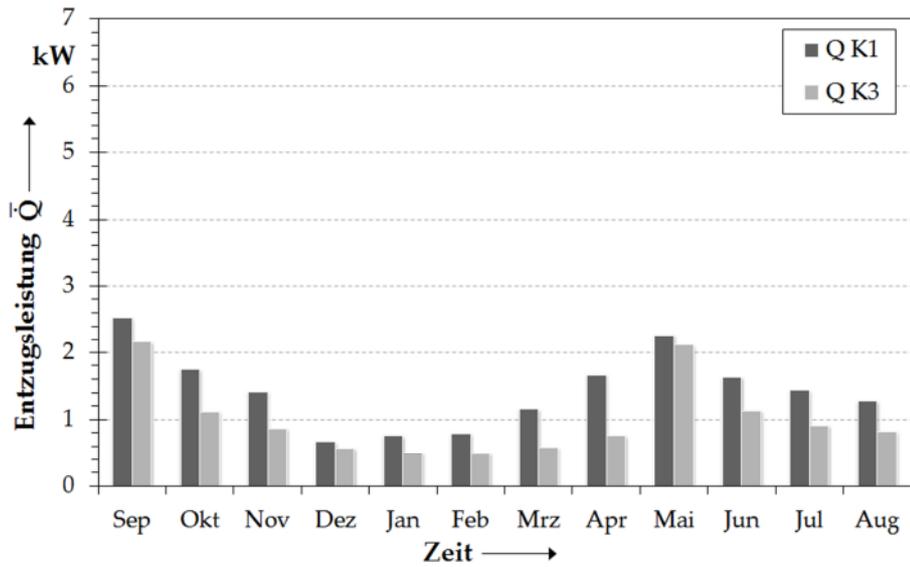


Abbildung IV.21: Vergleich der mittleren monatlichen Entzugsleistung, berechnet für die Teilkreisläufe K1 und K3 (Absorbersystem in Sohle).

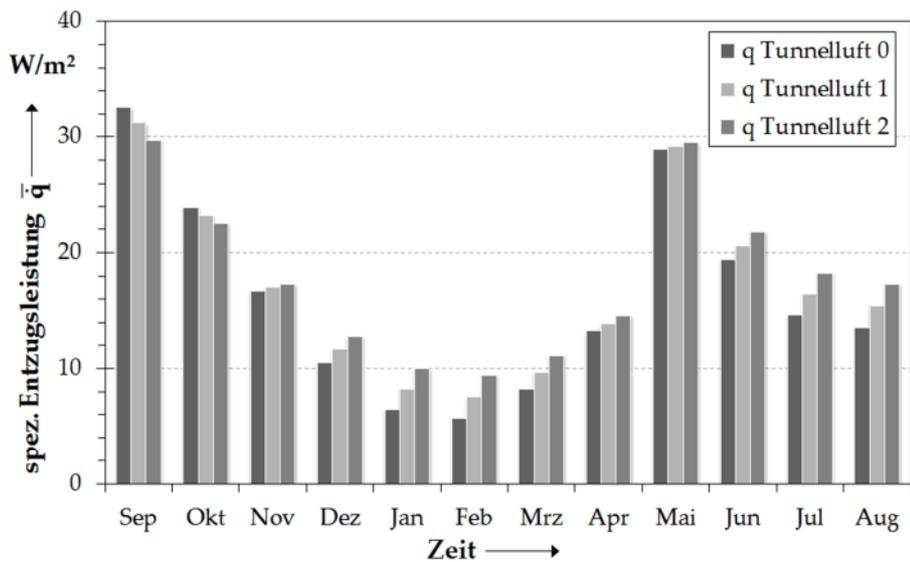


Abbildung IV.22: Vergleich der mittleren monatlichen spezifischen Entzugsleistung, berechnet für die Tunnelluftvarianten 0 bis 3.

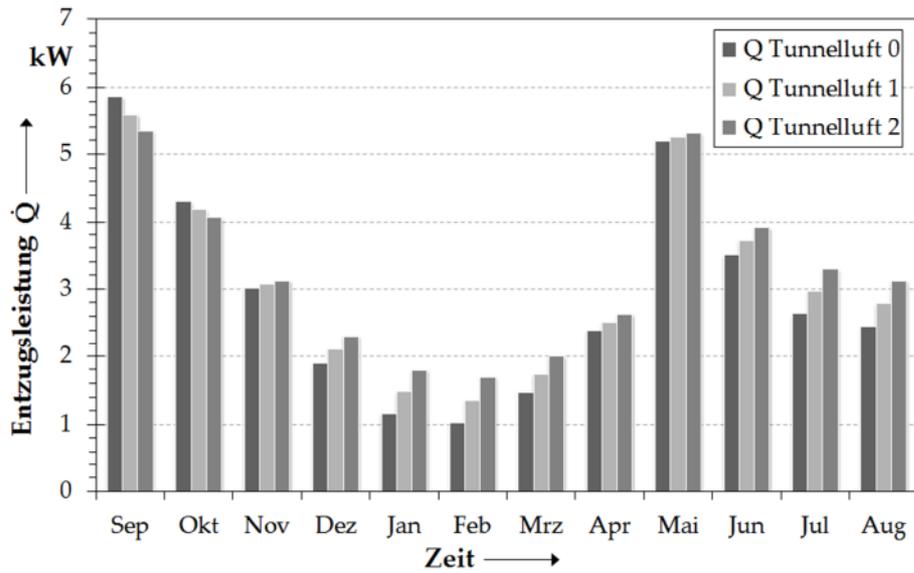


Abbildung IV.23: Vergleich der mittleren monatlichen Gesamtentzugsleistung, berechnet für die Tunnelluftvarianten 0 bis 3.

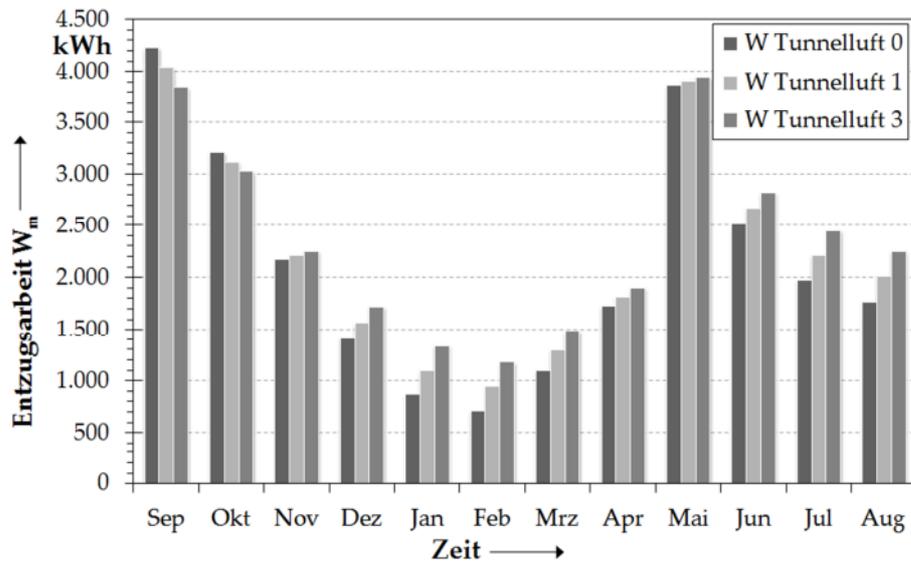


Abbildung IV.24: Vergleich der monatlichen Gesamtentzugsarbeit W_m , berechnet für die Tunnelluftvarianten 0 bis 3.

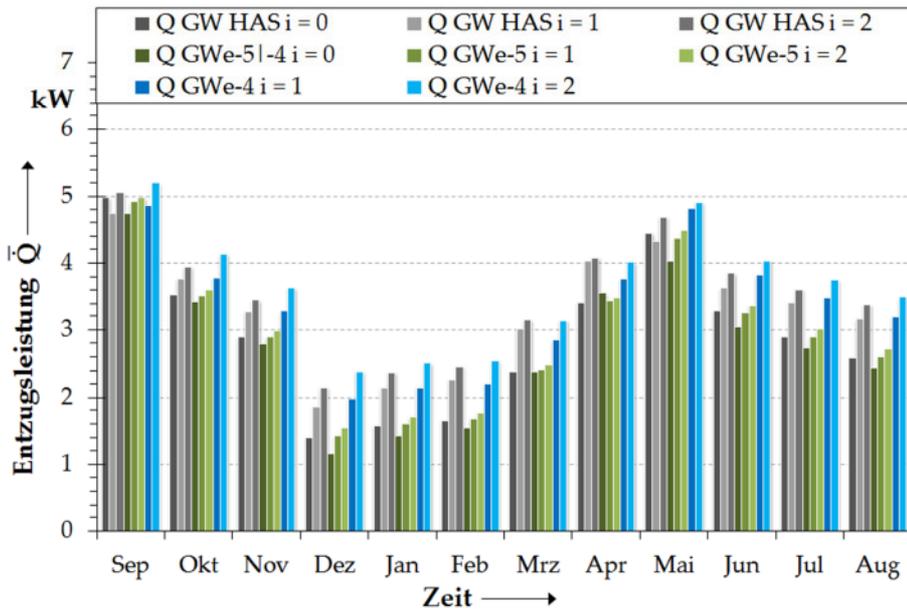


Abbildung IV.25: Vergleich der mittleren monatlichen Gesamtentzugsleistung \bar{Q} als Ergebnis der gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation.

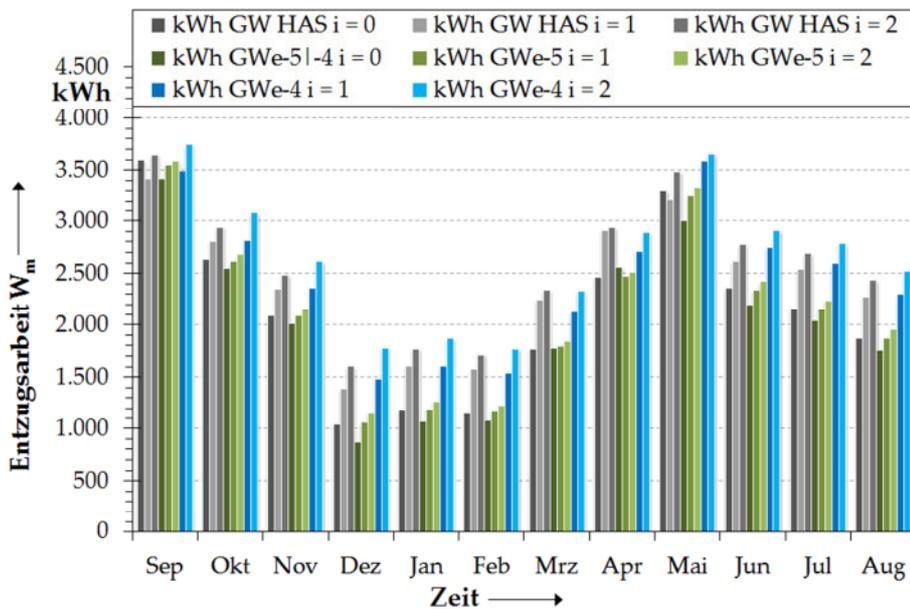


Abbildung IV.26: Vergleich der monatlichen Gesamtentzugsarbeit W_m als Ergebnis der gekoppelten Grundwasser- und Wärmetransportsimulation.

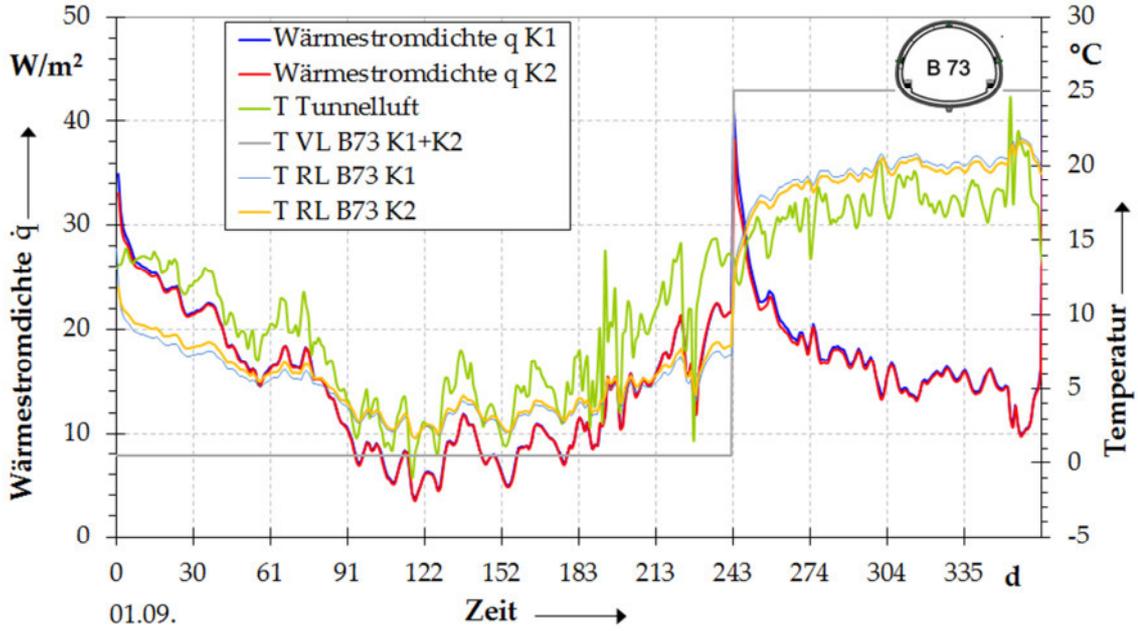


Abbildung VI.27: Rücklauf­temperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit.
 Fall 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$ für Heizen und Kühlen.
 Lastfall GWe-4 $i = 0$.

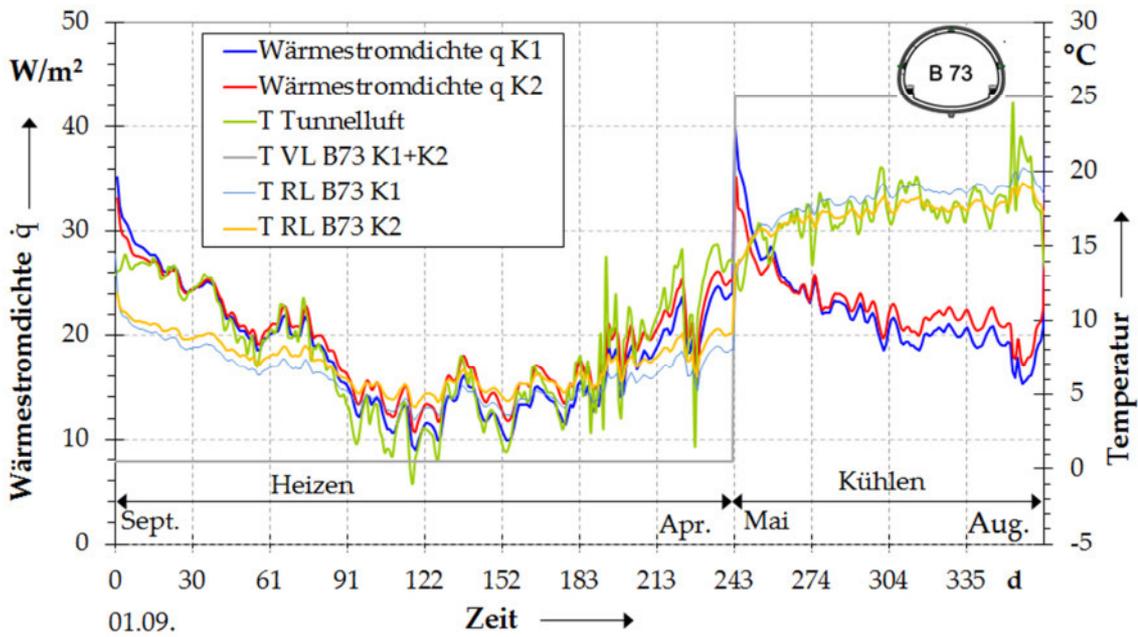
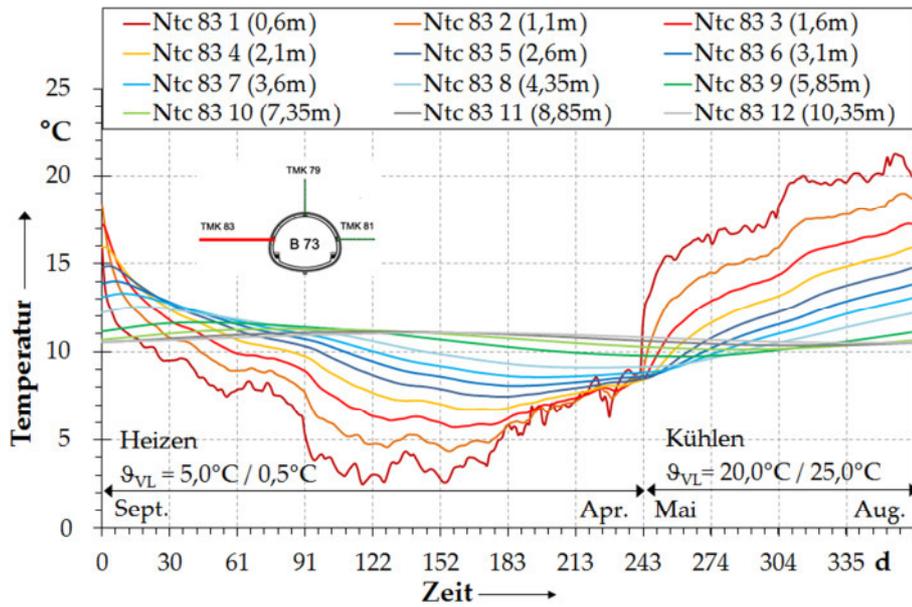
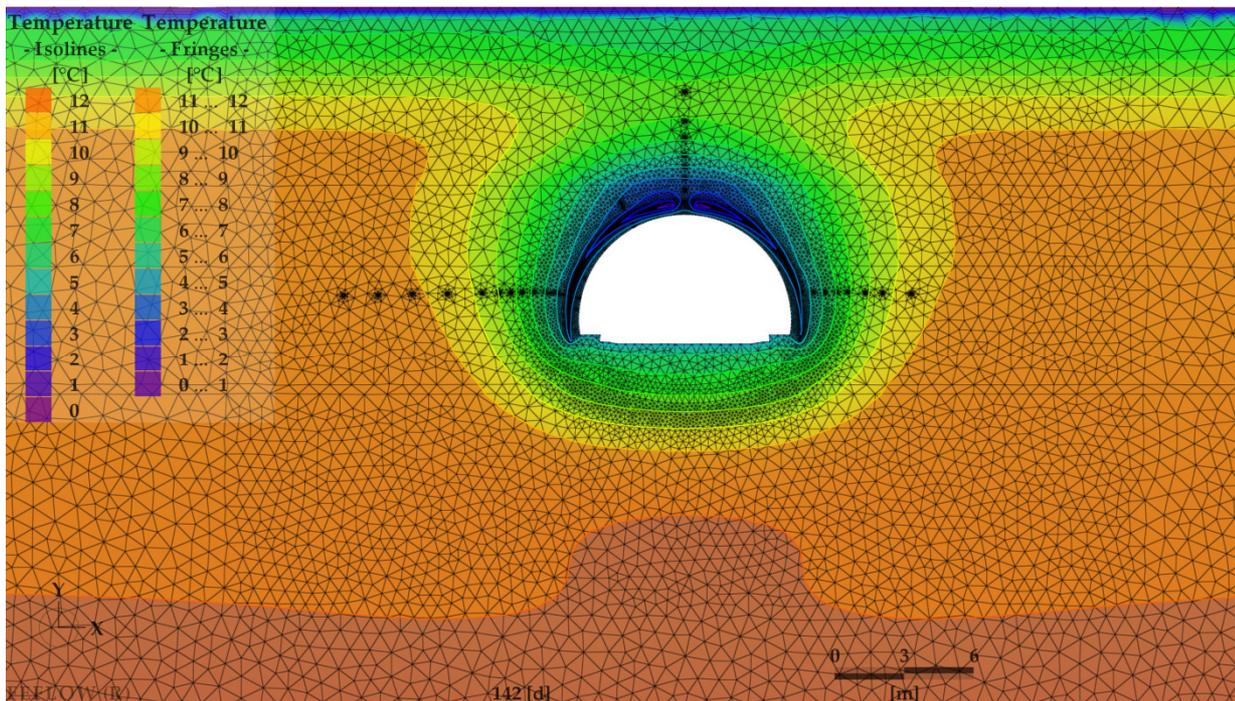


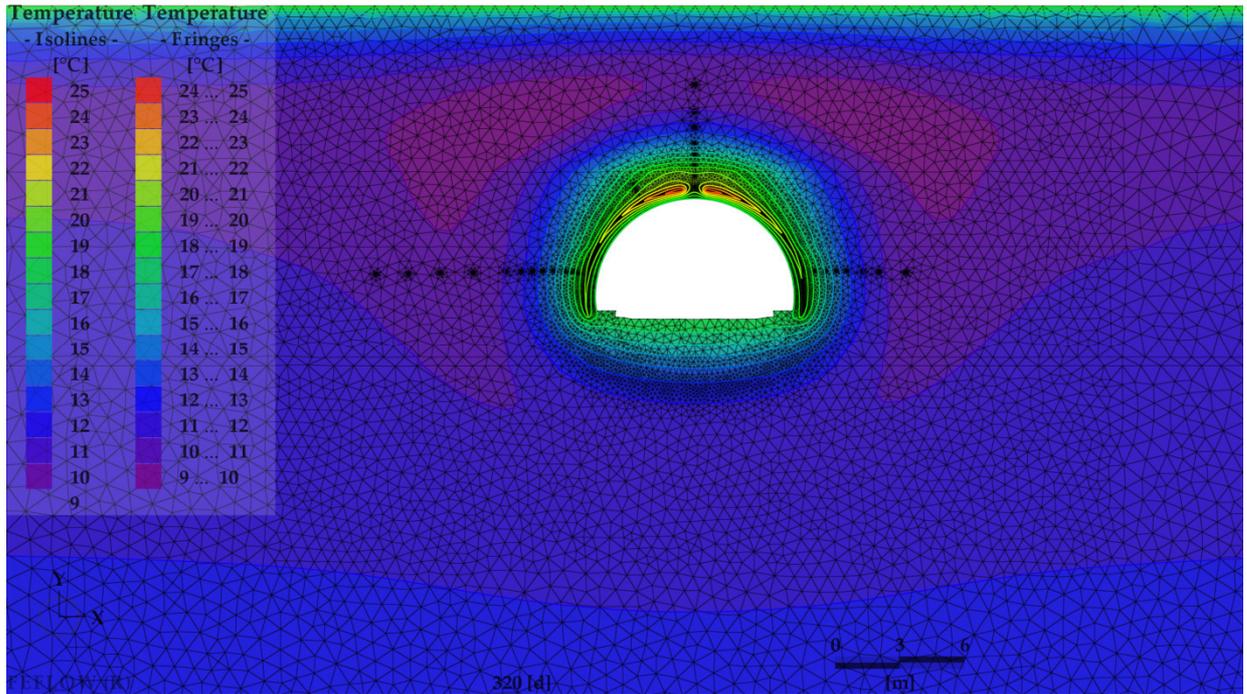
Abbildung IV.28: Rücklauf­temperatur ϑ_{RL} und spezifische Entzugsleistung \dot{q} vs. Zeit.
 Fall 1, Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konstant}$ für Heizen und Kühlen.
 Lastfall GWe-4 $i = 2$.



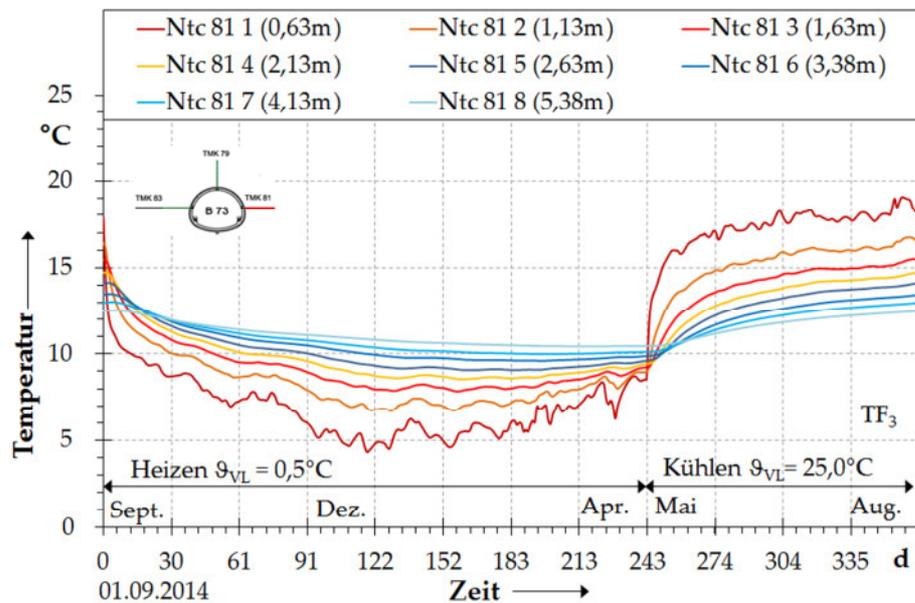
Anlage IV.29: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit gestaffelter Vorlauftemperatur (Fall 2).



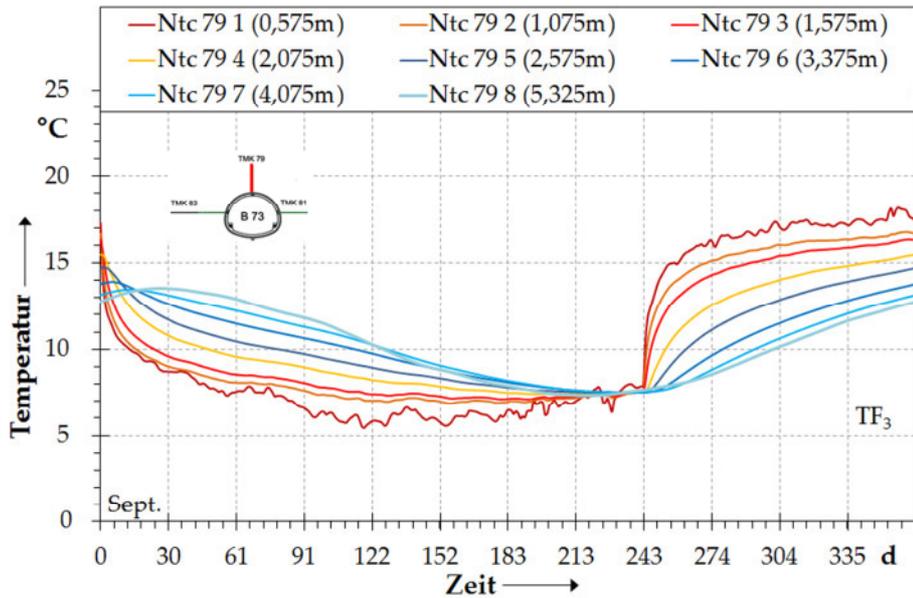
Anlage IV.30: Temperaturfeld TF_3 infolge Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$ (Fall 1). Momentaufnahme Heizmonat Januar.



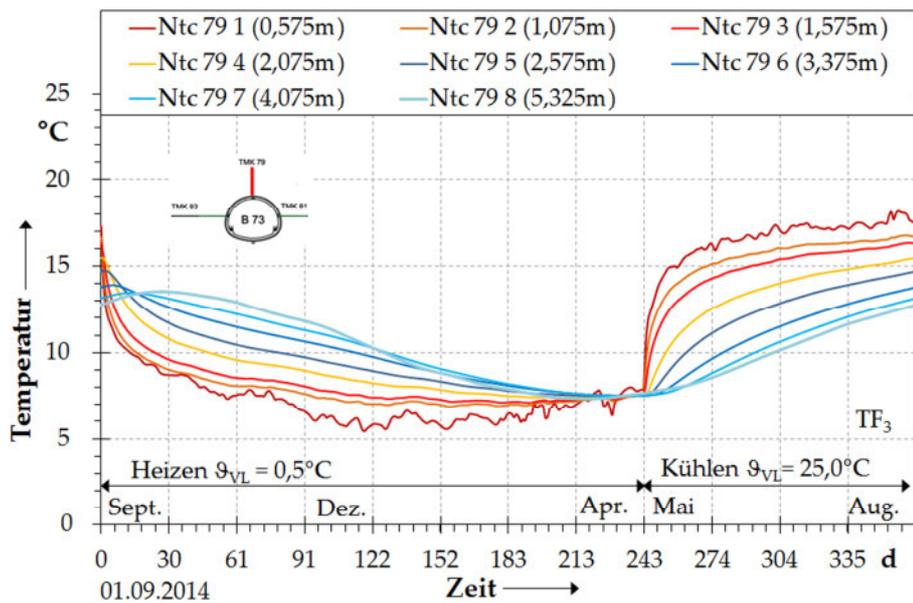
Anlage IV.31: Temperaturfeld TF_3 infolge Durchlaufbetrieb mit $\vartheta_{VL} = \text{konst.}$ (Fall 1).
Momentaufnahme Kühlbetrieb Juli.



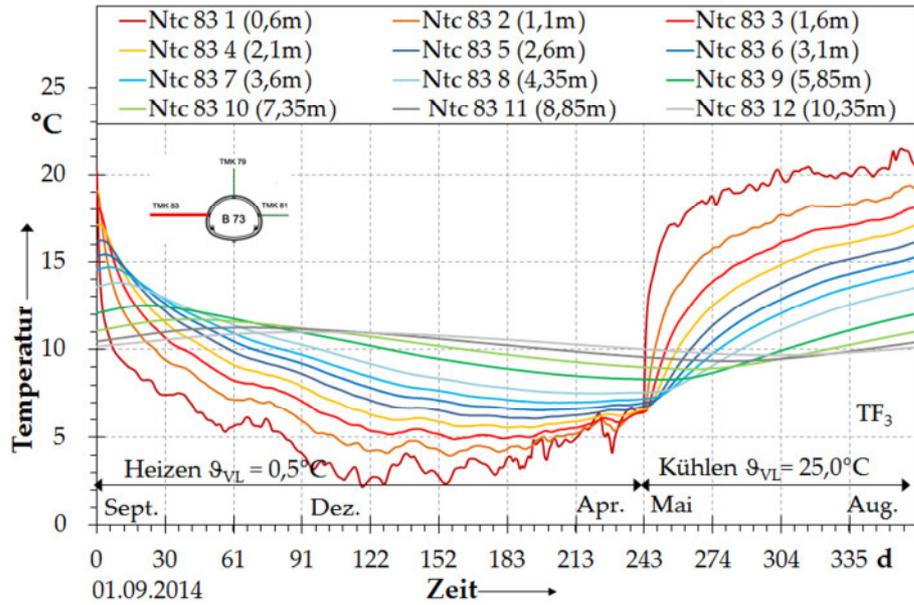
Anlage IV.32: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 81 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Grundmodell mit HAS, GW HAS $i = 1$.



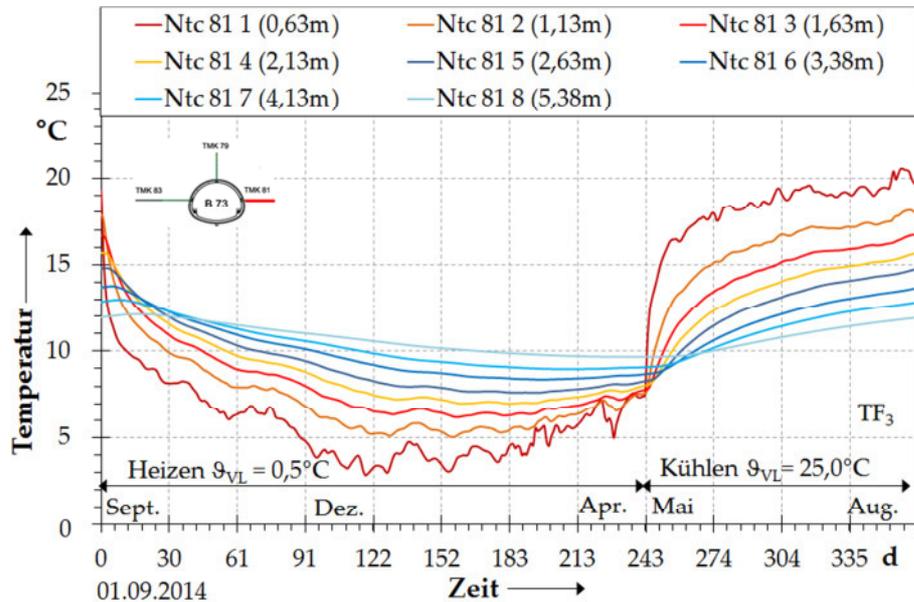
Anlage IV.33: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 79 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Grundmodell mit HAS, GW HAS $i=1$.



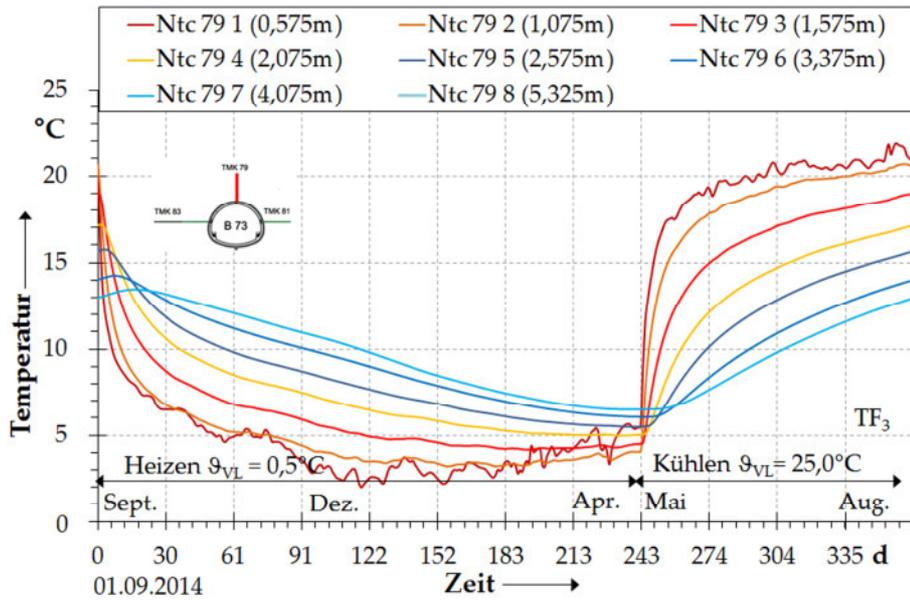
Anlage IV.34: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 79 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Durchlaufbetrieb gem. Fall 1 – ohne Grundwasserströmung.



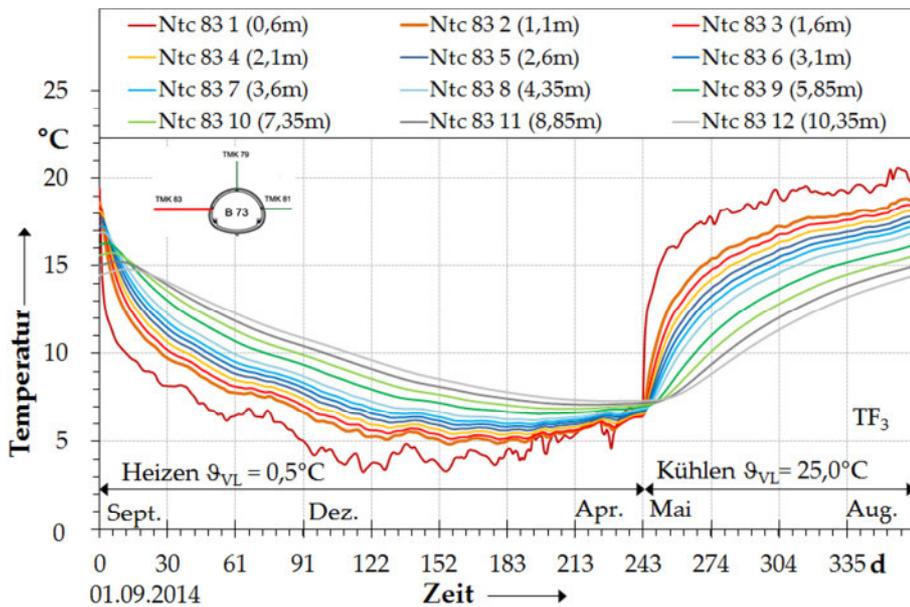
Anlage IV.35: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-5 i = 1.



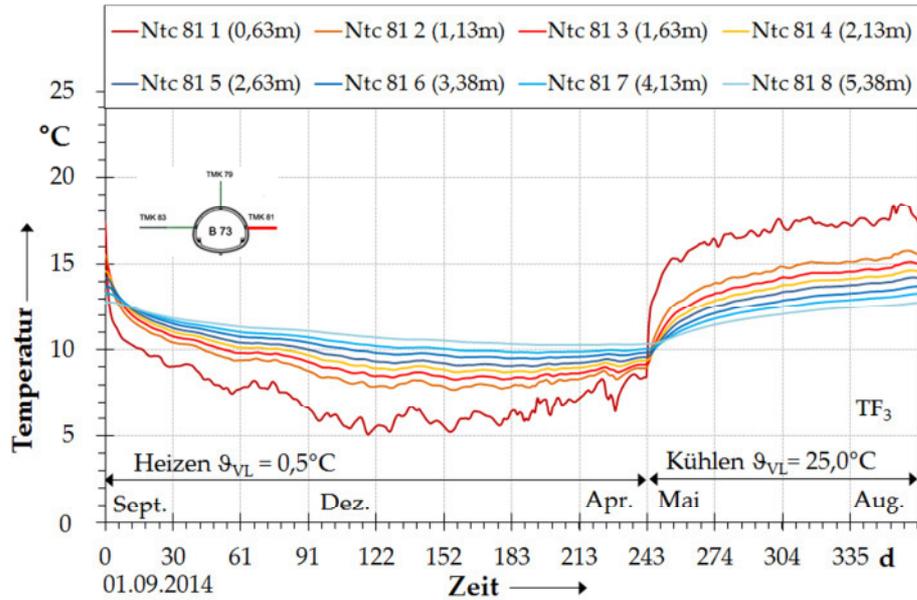
Anlage IV.36: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 81 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-5 i = 1.



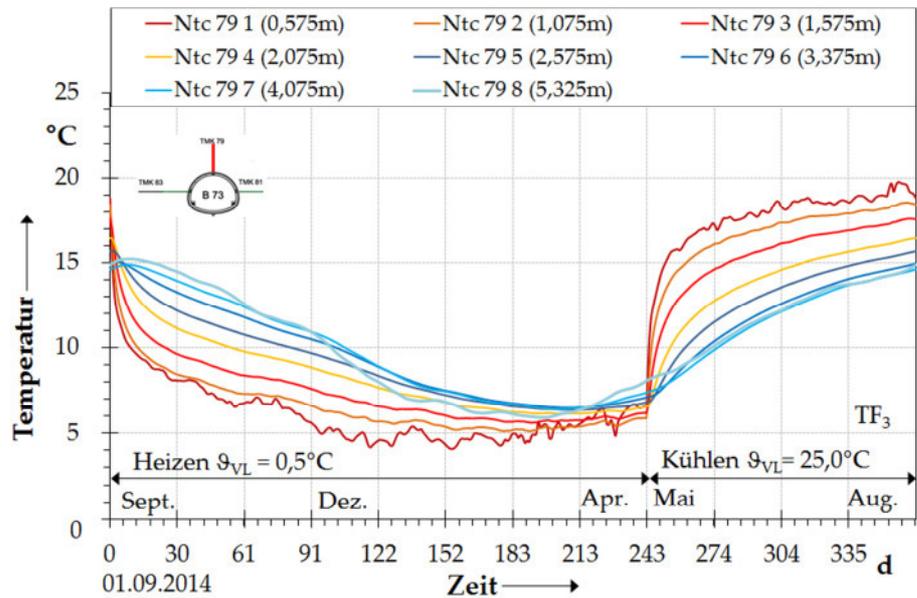
Anlage IV.37: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistor-messkette TMK 79 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-5 i = 1.



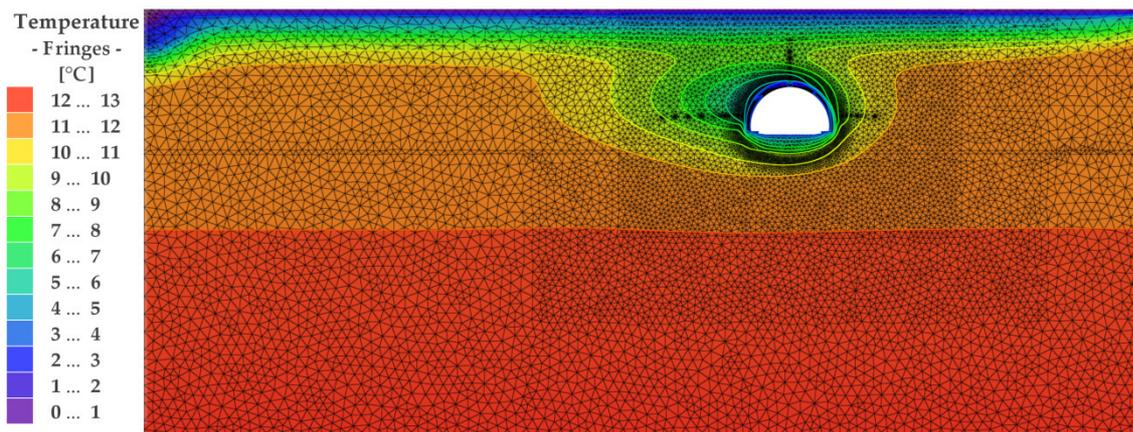
Anlage IV.38: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistor-messkette TMK 83 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-4 i = 1.



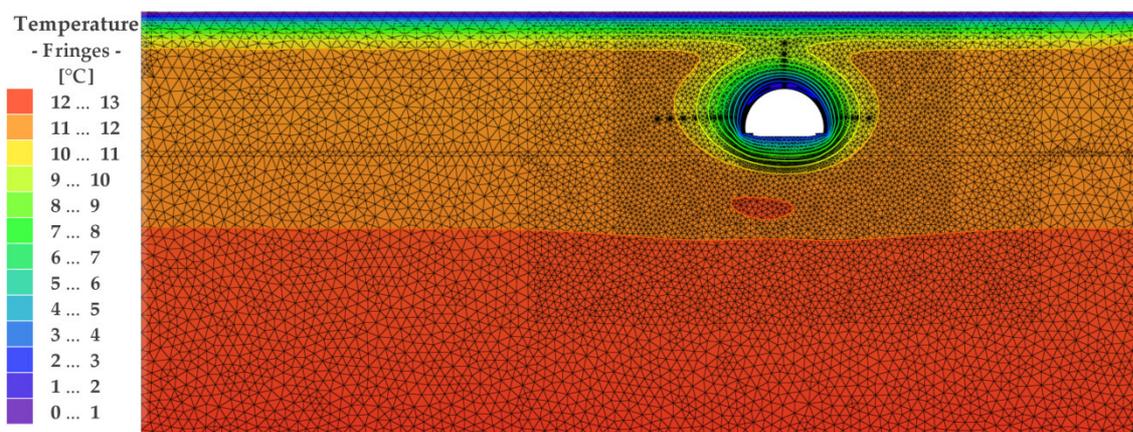
Anlage IV.39: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 81 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-4 i = 1.



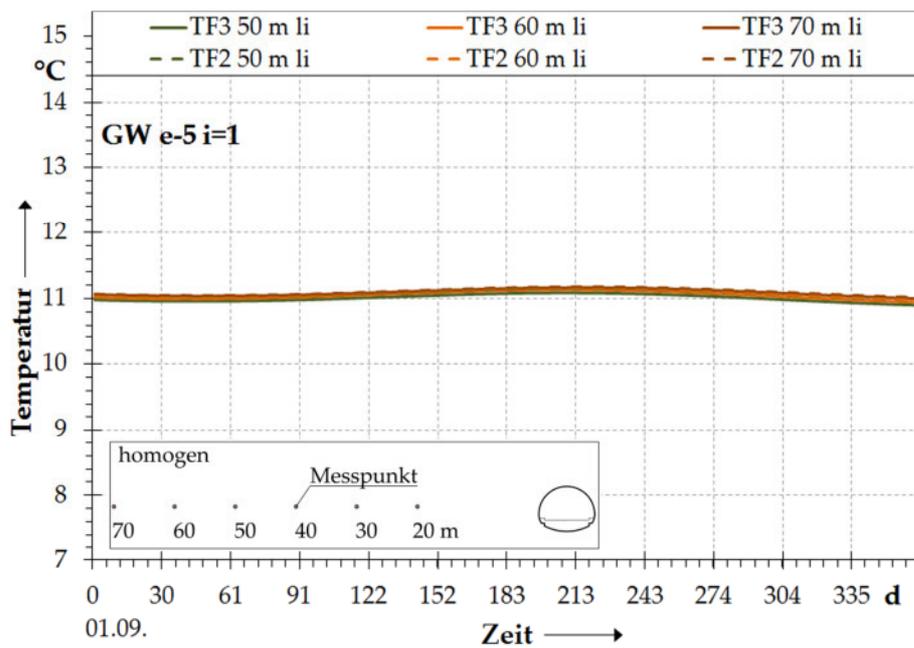
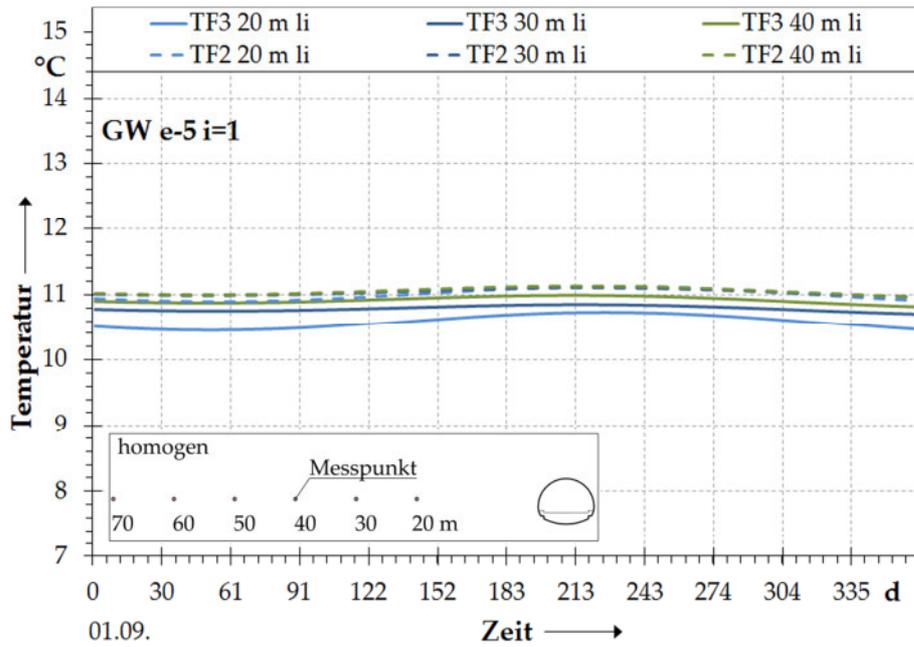
Anlage IV.40: Zeitlicher Temperaturverlauf in ausgewählten Punkten der Thermistorenmesskette TMK 79 im fünften Betriebsjahr bei Durchlaufbetrieb mit jeweils konstanter Vorlauftemperatur (Fall 1). Homogenmodell GW e-4 i = 1.



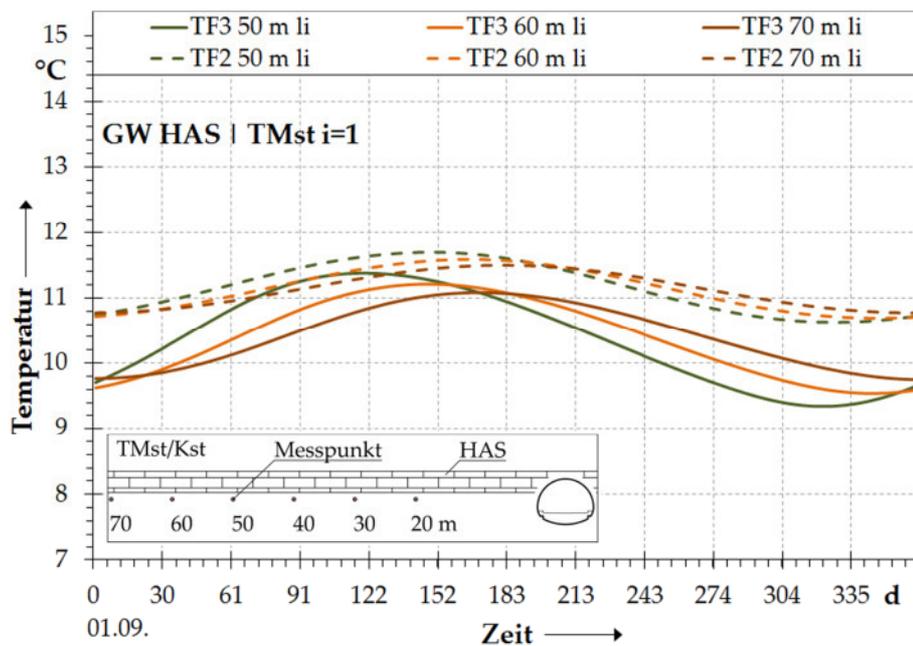
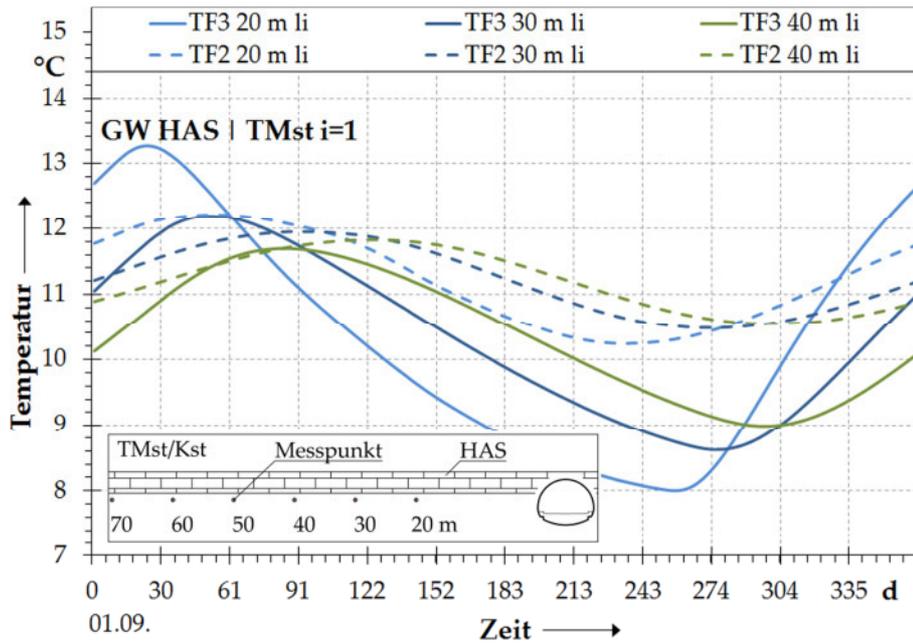
Anlage IV.41: Berechnetes tertiäres Temperaturfeld für das Kontinuumsmodell GWe-4 i=1. Momentaufnahme Heizbetrieb (Ende Dezember) im Durchlaufbetrieb gem. Fall 1.



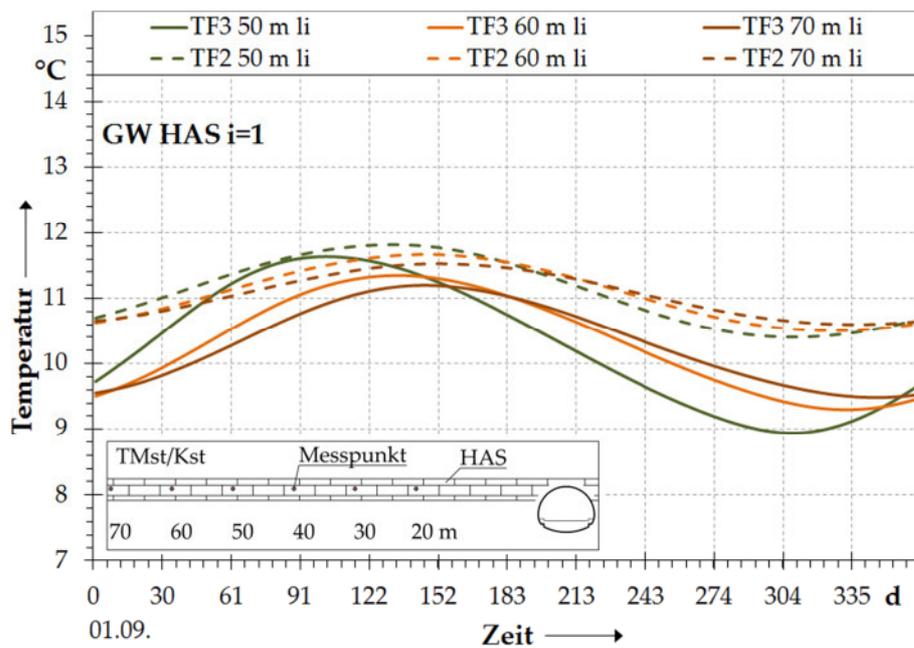
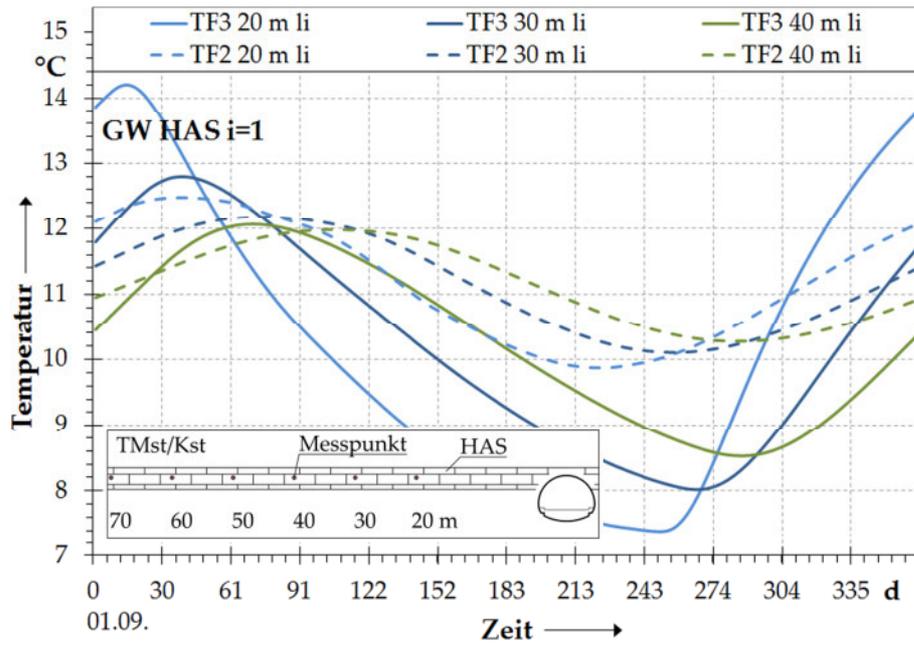
Anlage IV.42: Berechnetes tertiäres Temperaturfeld für das Kontinuumsmodell GWe-5 i=1. Momentaufnahme Heizbetrieb (Januar) im Durchlaufbetrieb gem. Fall 1.



Anlage IV.43: TF_3 und TF_2 im Vergleich, berechnete Temperatur im Fernfeld des Tunnels (Abstromseite) für das fünfte Betriebsjahr. Kontinuumsmodell GW e-5 i=1. Durchlaufbetrieb gem. Fall 1. Oben: 20 m bis 40 m Entfernung vom Tunnel, unten: 50 m bis 70 m Entfernung vom Tunnel.



Anlage IV.44: TF₃ und TF₂ im Vergleich, berechnete Temperatur im Fernfeld des Tunnels (Abstromseite) für das fünfte Betriebsjahr. Kontinuumsmodell GW HAS i=1. Durchlaufbetrieb gem. Fall 1. Oben: 20 m bis 40 m Entfernung vom Tunnel, unten: 50 m bis 70 m Entfernung vom Tunnel. Messebene liegt im Tonmergelstein unter HAS.



Anlage IV.45: TF₃ und TF₂ im Vergleich, berechnete Temperatur im Fernfeld des Tunnels (Abstromseite) für das fünfte Betriebsjahr. Kontinuumsmodell GW HAS i=1. Durchlaufbetrieb gem. Fall 1. Oben: 20 m bis 40 m Entfernung vom Tunnel, unten: 50 m bis 70 m Entfernung vom Tunnel. Messebene liegt im HAS.

Lebenslauf

Name	Marcus Schneider
Geburtstag	27.10.1966
Geburtsort	Worms
Nationalität	Deutsch
Familienstand	Verheiratet, zwei Kinder
Schule	
1975 – 1986	Eleonorengymnasium Worms, Abitur
Wehrdienst	
1986 – 1987	Mittenwald
Studium	
1987 – 1991	Johannes-Gutenberg-Universität Mainz, Studium der Geologie
1991 – 1994	Technische Hochschule Darmstadt, Studium der Angewandten Geologie mit Schwerpunkt Ingenieurgeologie.
1995 – bis dato	Mitarbeiter bei PSP Consulting Engineers GmbH für Grund-, Tunnel- und Ingenieurbau, München
2002	Beratender Ingenieur für Ingenieurgeologie, Hydrogeologie, Baugrunduntersuchungen und Geothermie
2005 – bis dato	Lehrbeauftragter für Ingenieurgeologie im Masterstudiengang Grundbau/Tunnelbau an der Hochschule für Technik, Stuttgart.
2008 – 2011	Wissenschaftlicher Mitarbeiter in Teilzeit am Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart

Mitteilungen des Instituts für Geotechnik der Universität Stuttgart

Mitteilungen des Baugrundinstitutes Stuttgart
(Institut für Grundbau und Bodenmechanik)
der Universität Stuttgart
Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. U. Smolczyk

- Nr. 01 Thamm, B. R. (1974) Anfangssetzungen und
Anfangsporenwasserüberdrücke
eines normalverdichteten wasser-
gesättigten Tones
- Nr. 02 Gußmann, P. (1975) Einheitliche Berechnung von
Grundbruch und Böschungsbruch
- Nr. 03 Feeser, V. (1975) Die Bedeutung des
Kalziumkarbonats für die
bodenphysikalischen
Eigenschaften vom Löß
- Nr. 04 Du Thin, K. (1976) Standsicherheit von Böschungen:
Programm-Dokumentation
- Nr. 05 Smolczyk, U. (1976) Messungen an Schleusen in der
Pertschi, O.
Hilmer, K. UDSSR. Schleusennorm der
UDSSR (SN 30365)

- Nr. 06 Hilmer, K. (1976) Erddruck auf Schleusenkammerwände
- Nr. 07 Laumans, Q. (1977) Verhalten einer ebenen, in Sand eingespannten Wand bei nicht-linearen Stoffeigenschaften des Bodens
- Nr. 08 Lächler, W. (1977) Beitrag zum Problem der Teilflächenpressung bei Beton am Beispiel der Pfahlkopfanschlüsse
- Nr. 09 Spotka, H. (1977) Einfluß der Bodenverdichtung mittels Oberflächenrüttelgeräten auf den Erd-druck einer Stützwand bei Sand
- Nr. 10 Schad, H. (1979) Nichtlineare Stoffgleichungen für Böden und ihre Verwendung bei der numerischen Analyse von Grundbau-aufgaben
- Nr. 11 Ulrich, G. (1980) Verschiebungs- und kraftgesteuerte Plattendruckversuche auf konsolidierenden Böden
Gußmann, P. Zum Modellgesetz der Konsolidation
- Nr. 12 Salden, D. (1980) Der Einfluß der Sohlenform auf die Traglast von Fundamenten

- Nr. 13 Seeger, H. (1980) Beitrag zur Ermittlung des horizontalen Bettungsmoduls von Böden durch Seitendruckversuche im Bohrloch
- Nr. 14 Schmidt, H.H. (1981) Beitrag zur Ermittlung des Erddrucks auf Stützwände bei nachgiebigem Baugrund
- Nr. 15 Smolczyk, U. (1981) Vorstudie über bauliche Alternativen für Durchgangsstraßen in Siedlungen
Schweikert, O.
- Nr. 16 Malcharek, K. (1981) Vergleich nationaler Richtlinien für die Berechnung von Fundamenten
Smolczyk, U.
- Nr. 17 Gruhle, H.D. (1981) Das Verhalten des Baugrundes unter Einwirkung vertikal gezogener Ankerplatten als räumliches Problem des Erdwiderstandes
- Nr. 18 Kobler, W. (1982) Untersuchungen über Böschungs- und Grundbruch bei begrenzten Lastflächen
- Nr. 19 Lutz, W. (1983) Tragfähigkeit des geschlitzten Baugrunds neben Linienlasten

- Nr. 20 Smoltczyk, U. (1983) Studienunterlagen
"Bodenmechanik und
Grundbau"; überarbeitete
Ausgabe 1993
- Nr. 21 Schweikert, O. (1984) Der Einfluß des
Böschungswinkels auf die
Berechnung des aktiven
Erddrucks
- Nr. 22 Vogt, N. (1984) Erdwiderstandsermittlung bei
monotonen und wiederholten
Wandbewegungen in Sand
- Nr. 23 Buchmaier, R. (1985) Zur Berechnung von Kon-
solidationsproblemen bei nicht-
linearem Stoffverhalten
- Nr. 24 Schad, H. (1985) Möglichkeiten der Böschungs-
Smoltczyk, U. sicherung bei kleinen Baugruben
- Schad, H. Sonderkonstruktionen der
Zoller, P. Böschungssicherung
- Nr. 25 Gußmann, P. (1986) Die Methode der Kinematischen
Elemente
- Nr. 26 Steinmann, B. (1985) Zum Verhalten bindiger Böden
bei monotoner einaxialer
Beanspruchung
- Nr. 27 Lee, S.D. (1987) Untersuchungen zur
Standsicherheit von Schlitzten im
Sand neben Einzelfundamenten
-

**Mitteilungen des
Instituts für Geotechnik der Universität Stuttgart
Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. U. Smolczyk**

- Nr. 28 Kolb, H. (1988) Ermittlung der Sohlreibung von Gründungskörpern unter horizontalem kinematischem Zwang
- Nr. 29 Ochmann, H. (1988) Ebene Grenzzustände von Erdböschungen im stochastischen Sicherheitskonzept
- Nr. 30 Breinlinger, F. (1989) Bodenmechanische Stoffgleichungen bei großen Deformationen sowie Be- und Entlastungsvorgängen
- Nr. 31 Smolczyk, U. (1989) Beitrag zur Bemessung von
Breilinger, F. Tunneln in offener Bauweise
Schad, H.
Wittlinger, M.
- Nr. 32 Gußmann, P. (1990) Beiträge zur Anwendung der
Schanz, T. KEM (Erddruck, Grundbuch,
Smolczyk, U. Standsicherheit von Böschungen)
Willand, E.
- Nr. 33 Gruhle, H.D. (1990) Der räumliche Erdwiderstand vor überwiegend horizontal belasteten Ankerplatten

- Nr. 34 Henne, J. (1995) Zur Bewehrung von verformten Bodenschichten durch Einsatz zugfester Geokunststoffe
- Nr. 35 Wittlinger, M. (1994) Ebene Verformungsuntersuchungen zur Weckung des Erdwiderstandes bindiger Böden
- Nr. 36 Schad, H. (1992) Zeit- und geschwindigkeitsabhängiges Materialverhalten in der Geotechnik – Experimentelle Erfassung und numerische Analyse
- Nr. 37 Belz, I. (1992) Zur Ermittlung dynamischer Bodenkennwerte in situ aus der Systemantwort des Erregers
- Nr. 38 Ma, J. (1994) Untersuchungen zur Standsicherheit der durch Stützscheiben stabilisierten Böschungen
- Nr. 39 Smoltczyk, U. (1994) Sonderheft: 25 Jahre Lehre und Forschung in der Geotechnik
- Nr. 40 Rilling, B. (1994) Untersuchungen zur Grenztragfähigkeit bindiger Schüttstoffe am Beispiel von Lößlehm

<p>Mitteilungen des Instituts für Geotechnik der Universität Stuttgart Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. P.A. Vermeer</p>
--

- | | | | |
|--------|---------------------|--------|--|
| Nr. 41 | Vermeer, P.A. | (1996) | Deponiebau und Geotechnik |
| Nr. 42 | Vermeer, P.A. | (1997) | Baugruben in Locker- und Festgestein |
| Nr. 43 | Brinkmann, C. | (1998) | Untersuchungen zum Verhalten von Dichtungsübergängen im Staudammbau |
| Nr. 44 | Fiechter-Scharr, I. | (1998) | Beeinflussung von Erdbaustoffen durch Beimischen eines organophilen Bentonits |
| Nr. 45 | Schanz, T. | (1998) | Zur Modellierung des mechanischen Verhaltens von Reibungsmaterialien |
| Nr. 46 | Akinrogunde, A.E. | (1999) | Propagation of Cement Grout in Rock Discontinuities Under Injection Conditions |
| Nr. 47 | Vogt-Breyer, C. | (1999) | Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten und zur Bemessung horizontaler Schraubanker |
| Nr. 48 | Vermeer, P.A. | (1999) | Neue Entwicklungen in der Geotechnik |

- Nr. 49 Marcher, T. (2002) Resultate eines Versuchsprogramms an Beaucaire Mergel
- Nr. 50 Marcher, T. (2003) Nichtlokale Modellierung der Entfestigung dichter Sande und steifer Tone
- Nr. 51 Ruse, N.M. (2004) Räumliche Betrachtung der Stand-sicherheit der Ortsbrust beim Tunnelvortrieb
- Nr. 52 Beutinger, P.H. (2005) Ein geotechnischer Beitrag zur Standsicherheit mobiler Baumaschinen
- Nr. 53 Wehnert, M. (2006) Ein Beitrag zur drainierten und undrainierten Analyse in der Geotechnik
- Nr. 54 Möller, S. C. (2006) Tunnel induced settlements and forces in linings
- Nr. 55 Benz, T. (2007) Small-Strain Stiffness of Soils and its Numerical Consequences
- Nr. 56 Abed, A. (2008) Numerical Modeling of Expansive Soil Behavior

- Nr. 57 Hintner, J. (2008) Analyse der Fundamentverschiebungen infolge vertikaler und geneigter Belastung
- Nr. 58 Russelli, C. (2008) Probabilistic Methods applied to the Bearing Capacity Problem
- Nr. 59 Peña Olarte, A.A. (2008) Influence of Particle Shape on the Global Mechanical Response of Granular Packings: Micromechanical Investigation of the Critical State in Soil Mechanics
- Nr. 60 Neher, H. P. (2008) Zeitabhängiges Materialverhalten und Anisotropie von weichen Böden – Theorie und Anwendung
- Nr. 61 Vermeer, P.A. (2008) Von der Forschung zur Praxis: Symposium zum 80. Geburtstag von Prof. U. Smolczyk
- Nr. 62 Satibi, S. (2009) Numerical Analysis and Design Criteria of Embankments on Floating Piles
- Nr. 63 Lächler, A. (2009) Bedeutung herstellungsbedingter Einflüsse auf das Trag- und Verformungsverhalten von Schlitzwänden

- Nr. 64 Möllmann, A. (2009) Probabilistische Untersuchung von Hochwasserschutzdeichen mit analytischen Verfahren und der Finite-Elemente-Methode

<p>Mitteilungen des Instituts für Geotechnik der Universität Stuttgart Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. habil. Ch. Moormann</p>

- Nr. 65 Moormann, Ch. (2011) 7. Stuttgarter Geotechnik-Symposium
- Nr. 66 Beuth, L. (2012) Formulation an Application of a Quasi-Static Material Point Method
- Nr. 67 Moormann, Ch.,
Huber, M.,
Proske, D. (2012) Proceedings of the 10th International Probabilistic Workshop
- Nr. 68 Schneider, M. (2013) Zur energetischen Nutzung von Tunnelbauwerken – Messungen und numerische Berechnungen am Beispiel Fasanenhoftunnel