

Lehrstuhl und Prüfamnt für
Grundbau, Bodenmechanik, Felsmechanik und Tunnelbau

Strömungsverhalten thermoplastischer Schmelzen in klüftigem Festgestein

Stefan Irgartinger

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen
der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Kurosch Thuro

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Norbert Vogt
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Karl Josef Witt
Bauhaus-Universität Weimar

Die Dissertation wurde am 04.06.2007 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen am 02.07.2007 angenommen.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl und Prüfamnt für Grundbau, Bodenmechanik, Felsmechanik und Tunnelbau der Technischen Universität München. Im Rahmen meiner Lehrtätigkeit habe ich hier eine vertiefte Ausbildung erfahren und durch das angegliederte Prüfamnt Praxiserfahrung sammeln können.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Norbert Vogt danke ich für die solide Ausbildung, die ich von ihm in den vergangenen Jahren erfahren durfte, und für die Freiheit, die er mir während der Bearbeitung des Themas gelassen hat.

Meinem Zweitprüfer Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Josef Witt sei gedankt für seine Hinweise und Anregungen, die geholfen haben, diese Arbeit abzurunden.

Besonders danken möchte ich Herrn Dr.-Ing. Klaus Weber, Züblin Spezialtiefbau GmbH, der nicht nur den Anstoß zu dieser Arbeit gab, sondern mich in den vergangenen Jahren auch stets intensiv betreut hat. Ich danke für die zahlreichen, intensiven fachlichen Diskussionen und vor allem für die Aufmunterung und Motivation in Zeiten des Zweifels – ohne Ihre Unterstützung wäre diese Arbeit nicht zu Stande gekommen.

Die Weiterentwicklung des Injektionsverfahrens und die Durchführung der Injektionsversuche wären ohne die Unterstützung der Firma Insond Spezialtiefbau GmbH nicht möglich gewesen. Der Geschäftsführung danke ich für die großzügige Bereitstellung der Injektionsmaschine zur Ausführung der Versuche. Während der zahlreichen arbeitsintensiven Tage im Werkhof der Firma Insond und auf den Baustellen habe ich besonders tatkräftige und ideelle Unterstützung von Christian Ott und Walter Trojer erfahren, für die ich sehr dankbar bin.

Einige Aspekte der vorliegenden Arbeit sind im Rahmen von Diplomarbeiten entstanden: Für die engagierte Mitarbeit danke ich Christoph Angerer, Steffen Hauptmüller und Stefanie Roth.

Meine Kollegen Dipl.-Ing. Emanuel Birle und Dipl.-Ing. Jennifer Kleih waren mir in den vergangenen Monaten in vielen Dingen eine hilfreiche Unterstützung – ich danke Euch herzlich für Euren Rat, Eure guten Ideen und für die Freundschaft, die uns verbindet.

Und mein herzlichster Dank gilt meiner lieben Frau Xandi – für Deine große Geduld, Deine Unterstützung und den Zuspruch, den Du mir stets gegeben hast.

Kurzzusammenfassung	IV
Summary	V
Bezeichnungen	VI
Lateinische Buchstaben	VI
Griechische Buchstaben	VIII
Indizes	IX
1 Einleitung	1
2 Stand der Injektionstechnik	3
2.1 Injektionsmittel	4
2.2 Injektionsstrategien	7
2.3 Abschätzung der Injektionsreichweite	10
2.4 Berücksichtigung der Injektionszeit	13
3 Injektion thermoplastischer Schmelzen	15
3.1 Allgemeines	15
3.2 Injektionsmittel und Anlagentechnik	15
3.3 Modellvorstellung des Injektionsvorganges	17
3.4 Abgrenzung zur industriellen Spritzgießtechnik	19
4 Theoretische Grundlagen des Wärmetransportes	21
4.1 Allgemeines	21
4.2 Wärmeleitung (Konduktion)	22
4.3 Wärmeübertragung (Konvektion)	27
4.4 Thermische Eigenschaften von Boden und Fels	29
5 Rheologisches und thermodynamisches Verhalten thermoplastischer Schmelzen	36
5.1 Allgemeines zu Thermoplasten	36
5.2 Fließverhalten in der Schmelze	40
5.3 Temperaturverteilung über den Querschnitt	45

5.4	Abkühlen aus der Schmelze	47
5.5	Werkstoffkenndaten des für Versuche verwendeten Injektionsmittels	48
6	Durchgeführte Injektionsversuche	52
6.1	Allgemeines	52
6.2	Vorversuche an Glasrohren	53
6.3	Injektion in eine idealisierte Felskluff	55
6.4	Ergebnisse der Injektionsversuche	61
6.5	Interpretation der Messergebnisse	79
6.6	Erfahrungen von Baustellenanwendungen bei Injektion in Lockergestein	80
7	Analytische Beschreibung des Injektionsvorgangs	85
7.1	Ableitung des analytischen Modells	85
7.2	getroffene Annahmen und Vereinfachungen	87
7.3	Analyse der Messdaten und der Berechnungsergebnisse	89
7.4	Diskussion der einzelnen Variablen	90
8	Numerische Simulation des Injektionsvorgangs	99
8.1	Kurze Einführung in die numerische Strömungssimulation	99
8.2	Implementierung der Werkstoffparameter	101
8.3	Entwicklung des numerischen Modells	103
8.4	Variation der Werkstoffparameter der Schmelze	114
8.5	Variation der Injektionsparameter	117
8.6	Anwendbarkeit numerischer Simulationsrechnungen für die Injektionspraxis	119
9	Wertung der Ergebnisse, praktische Anwendung und Ausblick	120
9.1	Ergebnisinterpretation und Wertung	120
9.2	Hinweise für die praktische Anwendung	121
9.3	Ausblick	124
10	Zusammenfassung und Ausblick	126
	Literaturverzeichnis	129
	Anhang	140

Kurzzusammenfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Strömungsverhalten thermoplastischer Schmelzen im klüftigen Festgestein.

Ein neuartiges Injektionsverfahren arbeitet auf Basis einer Thermoplastschmelze, die heiß und flüssig in den Baugrund injiziert wird. Durch Wärmeabgabe an den umgebenden Boden oder Fels erhöht sich die Viskosität des Injektionsmittels, bis die Erstarrungstemperatur erreicht wird. Dann findet ein Phasenwechsel von flüssig zu fest statt und das Injektionsmittel härtet lokal aus. Nach dieser neuartigen Injektionstechnologie erfolgt die Erhärtung des Injektionsmittels also auf Basis rein physikalischer Wärmetransportprozesse und ist bei üblichen Randbedingungen immer gewährleistet. Somit können auch schwierige Abdichtungsmaßnahmen gegen strömendes Grundwasser ausgeführt werden.

Zur Untersuchung des Fließ- und Abkühlverhaltens wurden vor allem Injektionsversuche in einen einzelnen Klüftkanal im Gneis ausgeführt. Über Temperaturmessungen konnte gezeigt werden, dass sich der umgebene Fels nur in einem begrenzten Bereich um den Injektionskanal herum signifikant erwärmt. Zudem wurde festgestellt, dass das Injektionsmittel im Außenbereich des Injektionskanals erstarrt und sich eine Kernströmung im Inneren ausbildet. Diese Randschichten wachsen im Laufe der Injektionszeit von außen nach innen zu. In Abhängigkeit der wärmetechnischen Parameter von Injektionsmittel und umgebendem Gestein, der Injektionstemperatur und der Verpressrate stellt sich ein überproportionaler Anstieg des Injektionsdrucks über die Injektionszeit ein.

Über ein gekoppeltes thermodynamisch-strömungsmechanisches, analytisches Berechnungsmodell konnte der Zusammenhang zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit in guter Näherung abgebildet werden. Da zur analytischen Berechnung der komplexen Wärmetransport- und Strömungsverhältnisse verschiedene Annahmen getroffen werden mussten, wurde der Injektionsvorgang zusätzlich in einem dreidimensionalen numerischen Strömungsmodell simuliert. Hierfür wurde der Injektionsvorgang als instationäre Zwei-Phasen-Anfangsströmung dargestellt. Die im Versuch gemessenen und über die analytische Näherung berechneten Temperaturverläufe im Fels und in der Injektionsschmelze konnten durch die Simulation gut abgebildet werden. Auch der grundlegende Zusammenhang zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit wurde durch die numerische Simulation sehr gut wieder gegeben.

Auf Basis des vertieften physikalischen Verständnisses werden Hinweise zur Injektionspraxis gegeben: Aufgrund der sich einstellenden erstarrten Randschichten birgt das Injektionsverfahren eine erhöhte Neigung zur Verdrängungsinjektion. Um im Herstellungsprozess Baugrundverformungen zu verhindern, wird eine modifizierte Form der GIN-Technologie nach LOMBARDI als Injektionsstrategie abgeleitet. Die Injektionsparameter Temperatur und Verpressrate eignen sich sehr gut, um den Injektionsvorgang aktiv zu steuern.

Summary

This doctoral thesis examines the flow of a thermoplastic melt into jointed rocks.

A new grouting technology is established injecting a hot and liquid thermoplastic melt into the subsoil. By heat loss into the surrounding rock or soil the dynamic viscosity of the grout increases just until the melt is cooled down to the freezing temperature. Now, the phase changes from liquid to solid state of aggregation and the melt locally gets solid. For this new grouting technology the hardening of the grout is based on a physical process of heat loss and can be guaranteed under almost every circumstance. So, even very difficult grouting processes for sealing works against groundwater current can be handled successfully.

The melt flow and the interaction between fluid- and thermodynamics were investigated by grouting experiments into a small joint in gneiss stone. By measuring the temperature distribution in the surrounding rock it could be shown that the temperature increases significantly only in a very limited volume around the joint. It was shown as well that the melt solidifies at first in the outer regions of the joint so that an internal flow channel is formed. These frozen layers are growing from the outer regions to the flow's inner parts during the grouting period. During the grouting period a disproportionately high pressure increase occurs, which depends on the thermal properties of the materials, the grouting temperature, and the chosen volume rate.

The relation between grouting time and effective grouting pressure was analysed analytically by a coupled thermo-fluid-dynamic model. To do so, the very complex heat transport and fluid flow processes had to be simplified in several ways. Although a good accordance between measurement and analytical calculation was achieved, the grouting process was simulated numerically as well. For this purpose a two-phase flow in initial stage was modelled three dimensionally. The numerically simulated temperatures in the rock and in the melt corresponded satisfactorily with the measurements and the analytical calculation. As well the essential relationship between effective pressure and grouting time was reproduced in good accordance.

These elementary physical expertises are the basis for several recommendations to the grouting process: Due to the frozen layers of the melt the penetration into pore space is limited and the process may cause displacement grouting. To avoid soil deformation the GIN grouting strategy by LOMBARDI is modified. The grouting parameters temperature and volume rate suit well for an active control of the grouting process.

Bezeichnungen

Um Verwechslungen zwischen den in der Strömungsmechanik und den in der Wärmelehre üblichen Bezeichnungen zu vermeiden, wurden in dieser Arbeit die folgenden Bezeichnungen gewählt: Alle Volumina werden mit V , alle Volumenströme, also Durchflüsse, werden mit \dot{V} bezeichnet. Geschwindigkeiten erhalten die Bezeichnung w . Wärmemengen heißen Q und Wärmeströme \dot{Q} . Temperaturen in [$^{\circ}\text{C}$] werden mit T bezeichnet; Absoluttemperaturen ϑ oder Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta$ haben die Einheit Kelvin [K].

Lateinische Buchstaben

Symbol	Benennung	Einheit
a	halbe Kluftweite	m
a	Temperaturleitfähigkeit	m^2/s
a_T	Temperaturverschiebungsfaktor	-
A	Fläche	m^2
b	Wärmeeindringfähigkeit	$\text{kg}/(\text{K}\cdot\text{s}^2)$
b	Breite des Fließquerschnitts / Kluftbreite	m
B	Kehrwert der char. Schergeschwindigkeit	s
c	spezifische Wärmekapazität	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}) = \text{m}^2/(\text{s}^2\cdot\text{K})$
C	Konstante	
d	Materialdicke	m
d_w	wirksamer Porendurchmesser	mm
d_{85}	Korndurchmesser des Zements bei 85 % Massendurchgang	mm
D_{15}	Korndurchmesser des Bodens bei 15 % Massendurchgang	mm
E	Fließaktivierungsenergie	J/mol
l_0	Stagnationsgradient	-
h	Enthalpie	kJ/kg

L	Länge	m
k	Durchlässigkeitsbeiwert	m/s
1/k	Wärmedurchgangskoeffizient	(K·m ²)/W
K	Viskosität bei Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma} = 1$	Pa·s
m	Masse	kg
n	Porosität	-
n	Geradensteigung	-
N	Verhältnis von Massendurchgängen der Sieblinie	-
Nu	Nusselt-Zahl	-
p	Druck	N/m ² = Pa
Ph	Phasenübergangszahl	-
\dot{q}	Wärmestromdichte	W/m ²
\dot{Q}	Wärmestrom	J/s = W
Q	Wärmemenge	J
r	Zylinderkoordinate	m
r	Radius des Injektionskanals	m
r ₀	Bohrlochradius	m
R	Reichweite der Injektion	m
R	molare Gaskonstante	R = 8,314 J/(kg·K)
s	Dicke der erstarrten Schicht	m
s _v	Schwindung	-
S	Quellterm (engl.: source)	
S _r	Sättigungsgrad	-
t	Zeit	s
T	Temperatur	°C
U	Umfang	m

v	spezifisches Volumen	m^3/kg
V	Volumen	m^3
\dot{V}	Volumenstrom	m^3/s
w	Geschwindigkeit	m/s
w	Wassergehalt eines Bodens	-
\vec{w}	Geschwindigkeitsvektor	
\dot{W}	Wärmequelle	W/s
x, y, z	Ortskoordinaten	m

Griechische Buchstaben

Symbol	Benennung	Einheit
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{W}/(\text{K}\cdot\text{m}^2)$
δ	Kronecker – Delta	
δ_T	Dicke der Temperaturgrenzschicht	m
γ	Wichte	N/m^3
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit; Strömungsgradient	$1/\text{s}$
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}) =$ $\text{kg}\cdot\text{m}/(\text{s}^3\cdot\text{K})$
η	dynamische Viskosität	$(\text{N}\cdot\text{s})/\text{m}^2 = \text{Pa}\cdot\text{s}$
σ	Standardabweichung	
τ	Schubspannung	N/m^2
$\bar{\tau}$	Spannungstensor	
τ_0	Fließgrenze	N/m^2
ν	kinematische Viskosität	m^2/s
ρ	Dichte	kg/m^3
ϑ	Absoluttemperatur; Temperaturdifferenz	K

Indizes

Symbol	Benennung
0	Ausgangszustand
a	air, gasförmig
d	dry, trocken
e	effektiv, auf das gesamte Bodenvolumen bezogen
eff	effektiv (bezogen auf den Druck an der Injektionsstelle)
eq	äquivalent
E	Erstarrung
f	fluid, flüssig
g	Glasübergang
k	Kristallisation
m	Schmelze (melt) ODER gemittelt
s	solid, fest ODER Sprung
w	Wasser

1 Einleitung

Aufgrund der engen Bebauungsdichte in innerstädtischen Bereichen und wegen der Forderung der Gesellschaft, aus Gründen des Emissionsschutzes Verkehrswege unter die Geländeoberfläche zu verlegen, wird immer häufiger und immer weiter in die Tiefe gebaut. Da vor allem in den Städten das „erste und zweite Untergeschoss“ durch Tiefgaragen, Kanäle, bestehende Verkehrstunnel o. ä. oft belegt sind, wird in Zukunft das „dritte und vierte Untergeschoss“ genutzt werden. Diese Bauwerke liegen fast immer in Grundwasser führenden Schichten, so dass die Anforderungen an die Dichtigkeit von Bauwerken in der Bauphase und im Endzustand stetig ansteigen.

Bei der Herstellung von in das Grundwasser einbindenden Tunneln oder Baugruben kommt es leider immer wieder zu Schädstellen und Leckagen. Je nach Durchlässigkeit des anstehenden Baugrundes bzw. je nach Klüftigkeit des anstehenden Gebirges und herrschendem Grundwasserdruck strömt dann das Wasser mit teilweise sehr hohen Fließgeschwindigkeiten durch die Fehlstelle. Neben den anfallenden mitunter sehr großen Wassermengen wird oft Feinmaterial aus dem Boden ausgetragen, so dass größere Hohlräume im Boden entstehen können. Um Schäden an der angrenzenden Bebauung durch Erosion und Hohlraumbildung zu verhindern, muss in kürzester Zeit eine wirksame Abdichtung erzielt werden, wenn eine Flutung des Bauwerks verhindert werden soll. In der Regel werden hierfür Injektionen aus dem Inneren des Bauwerks oder von der Geländeoberfläche aus vorgenommen. Abdichtungsinjektionen gegen strömendes Wasser stellen dabei eine hohe Anforderung an die Injektionstechnik dar und Ausführungsfehler können mitunter weit reichende Folgen haben.

Wegen der hohen Strömungsgeschwindigkeiten des Wassers besteht die Gefahr, dass die verfestigenden Stoffe ausgetragen oder derart verdünnt werden, dass eine Erhärtung und eine wirksame Abdichtung nicht mehr erreicht werden kann. Deshalb müssen sehr schnell härtende Injektionsmittel verwendet werden: In der Regel werden Polyurethan-Schäume oder Zwei-Komponenten-Systeme aus Wasserglas und Chlorcalcium (JOOSTEN-Verfahren) oder Wasserglas und Zement zur Anwendung gebracht.

Die erfolgreiche Anwendung dieser Verfahren bleibt erfahrenen Fachfirmen vorbehalten und ist auch dann nicht garantiert.

Bei derartig kritischen Arbeiten treten die Belange des Grundwasser- und Umweltschutzes oft in den Hintergrund. Zum einen liegen für die Injektionsmittel teilweise wenige aussagekräftige Untersuchungen zur Grundwassergefährdung vor. Zum anderen muss davon ausgegangen werden, dass Injektionsmittel teilweise noch vor der Erhärtung und Immobilisierung durch das Grundwasser ausgetragen werden. Und zu guter Letzt zeigt die Baustellenpraxis, dass bei Sanierungen nicht sparsam mit Injektionsmitteln umgegangen wird. Eine negative Grundwasserbeeinflussung kann durch derartige Abdichtungsinjektionen nicht ausgeschlossen werden.

Die vorliegende Arbeit widmet sich einem neuartigen Injektionsverfahren, das in der Lage ist, Abdichtungsinjektionen schnell und wirkungsvoll durchzuführen und die eingangs angesprochen Probleme bei Injektionen gegen strömendes Wasser zu minimieren.

Das Injektionsverfahren beschreitet einen vollkommen neuartigen Weg, da es auf Basis einer heißen Thermoplastschmelze arbeitet. Der heiße Kunststoff wird bei einer Temperatur zwischen 100 °C und 200 °C in den Boden injiziert. Aufgrund von Wärmeabgabe an die Umgebung erhärtet der Thermoplast im Baugrund – eine chemische Reaktion findet im Gegensatz zu anderen Injektionsmitteln nicht statt.

Die verwendeten Thermoplaste, deren Eigenschaften später näher beschrieben werden, unterscheiden sich voneinander hauptsächlich durch ihre mechanischen Eigenschaften im festen (erstarrten) und im flüssigen Zustand. Sie sind wasserunlöslich und enthalten keine Weichmacher, so dass eine Migration Grundwassergefährdender Stoffe aus dem Injektionskörper weitgehend ausgeschlossen werden kann. Zusätzlich werden die Materialien auf ihre Lebensmittelechtheit geprüft, so dass auch Injektionen im Bereich besonders schützenswerter Wässer, z. B. im Mineralwasserbereich, bedenkenlos möglich sind.

Da die Injektionskunststoffe nur aufgeschmolzen werden müssen, können Fehlmischungen, die u. U. bei Mehrkomponentensystemen zu einer weiteren Grundwasserbelastung führen könnten, ausgeschlossen werden.

Die Injektion thermoplastischer Schmelzen stellt neue Anforderungen an die Injektionstechnik und an die Injektionsstrategie. Der zielgerichtete Einsatz der Injektionstechnik erfordert jedoch die Klärung der bisher lediglich empirisch festgestellten Zusammenhänge und deren systematische Aufarbeitung. Im Rahmen dieser Arbeit werden deshalb die strömungsmechanischen und thermodynamischen Grundlagen aufbereitet, um das Fließverhalten der Schmelze in einem Kluftkanal zu beschreiben. Auf dieser Basis wird eine Modellvorstellung entwickelt und ein analytisches Modell zur Ermittlung der Injektionsreichweite aufgestellt. Durch Injektionsversuche und numerische Simulationen können die theoretischen Betrachtungen validiert werden.

Anhand der theoretischen Überlegungen und den Erfahrungen bereits ausgeführter Abdichtungsinjektionen mit thermoplastischen Schmelzen werden Injektionsstrategien entwickelt, um mit dem neuen Verfahren Schadstellen sicher und effizient abdichten zu können.

2 Stand der Injektionstechnik

Injektionen in Lockergestein oder klüftigem Fels sind seit Langem in der Bautechnik als wichtiges Verfahren zur Verfestigung und Abdichtung etabliert.

Die erste Injektion erfolgte im Jahre 1802 durch CHARLES BÉRINGY: Um die weitere Auskolkung im Untergrund einer Schleuse zu verhindern, wurde eine Suspension aus Wasser und Puzzolan-Zement in Alluvialböden verpresst (z.B. KUTZNER, 1991).

Erste Anwendungsgebiete ergaben sich im Berg- und Wasserbau, wobei die Erfindung des Portlandzementes die Entwicklung begünstigte. Ende des 19. Jahrhunderts wurden in England erste Klufteinjektionen zur Abdichtung eines Stauraumes unternommen.

Da die Mahlfineinheit der Zemente zu dieser Zeit beschränkt war, konnten im Lockergestein lediglich Mittel- bis Grobkiese injiziert werden. JOOSTEN führte 1926 die Chemikalinjektion in Deutschland ein, was zu einem sprunghaften Entwicklungsschub führte: Denn von nun an war es möglich, auch feinkörnigere Lockergesteine zu injizieren. Durch den Bau von Talsperren im Alpenraum wurde die Injektionstechnik in Felsklüfte kontinuierlich weiter entwickelt. Die Entwicklung rationeller Injektionstechnik fand zu weiten Teilen auf großen Dammbaustellen statt. Auf wissenschaftlicher Seite begann man, sich mit den Fließvorgängen der Injektionsmittel in der Kluft zu beschäftigen; die Entwicklungen aus der Baupraxis beliefen sich auf die Kombination verschiedener Injektionsmittel (MITCHELL, 1981). Zur Verdämmung sehr weiter Klüfte wurden Schaumsysteme entwickelt (KUTZNER, 1991), zur Sanierung porösen Massenbetons oder als Abdichtungsschleier kamen vermehrt Lösungen und Harze zum Einsatz. Mit zunehmender Mahlfineinheit der Zemente bis hin zu den heute verfügbaren Ultra-Feinstzementen konnte der Einsatzbereich von Zementinjektionen bis in den Bereich von Mittelsanden erweitert werden.

Trotz der für die Spezialtiefbautechnik vergleichsweise langen Entwicklungsgeschichte ist die Theorie der Injektionen noch immer nicht abschließend geklärt. KÜHLING / WIDMANN (1994) beschreiben den Wissensstand folgendermaßen: „Trotz der großen Injektionserfolge wird oftmals noch nach der Methode trial and error verfahren; die theoretischen Grundlagen für den Erfolg, verglichen mit anderen Ingenieurwissenschaften, stecken hier noch in den Anfängen.“ WIDMANN (1996) sieht eine der Aufgaben der von ihm geleiteten Kommission darin, „die Injektionen von der Schwarzen Magie hin zur Wissenschaft“ zu bringen.

Doch auch zehn Jahre später hat sich an diesem Stand nicht viel geändert: Die Injektionstechnik wird noch immer primär von den praktischen Erfahrungen und der Kreativität der Ausführenden geprägt.

Im Folgenden soll nur ein kurzer Überblick über den derzeitigen Stand der Injektionstechnik gegeben werden. Zur Vertiefung wird auf weiterführende Literatur verwiesen, z.B. CAMBEFORT (1969), NONVEILLER (1989), DONEL (1990) oder KUTZNER (1991). Einen guten Überblick bieten auch die Aufsätze von MITCHELL (1981), IDEL (1996), SEMPRICH / STADLER (2001) oder LOMBARDI (2003).

2.1 Injektionsmittel

Als Injektionsmittel stehen Suspensionen, Pasten und Lösungen auf Basis von Zementen, Natriumsilikaten oder anderen chemischen Komponenten zur Verfügung. Je nach Ausgangsstoff eignen sich die Injektionsmittel für unterschiedliche Anwendungen. Bild 2.1 gibt einen Überblick über die Penetrierbarkeit heutiger Injektionsmittel in Lockergestein.

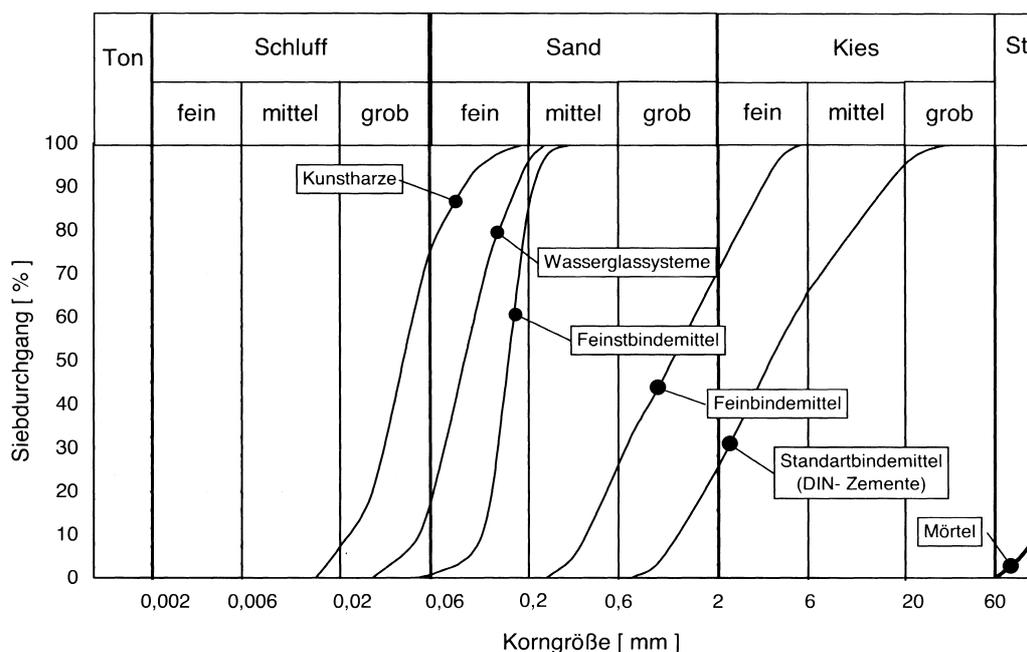


Bild 2.1: untere Anwendungsgrenzen verschiedener Injektionsmittel (aus TAUSCH, 2002)

2.1.1 Injektionen auf Zementbasis

Zementsuspensionen sind das am häufigsten verwendete Injektionsmittel und können als stabile und instabile Mischungen beschrieben werden. Instabile Suspensionen werden aus Wasser und Zement bei w/z – Werten zwischen 0,5 und 2,5 angemischt. Je geringer der Zementanteil und je gröber die Mahlfineinheit des Zementes ist, desto eher stellt sich eine Sedimentation der Zementkörner ein. Mischungen mit w/z – Werten unter 1,0 neigen kaum zur Sedimentation, aufgrund der höheren Viskosität vermindert sich aber die Fließfähigkeit, so dass sie teilweise mit chemischen Additiven verflüssigt werden (LOMBARDI, 1993).

Um die Sedimentation zu verhindern, werden bei der Herstellung stabiler Suspensionen zwischen 1 % und 4 % Bentonit (bezogen auf die Zementmasse) beigegeben. Aufgrund der Quellfähigkeit des Bentonits wird die Sedimentation weitgehend verhindert; Bentonitgehalte unter 1,5 % wirken sich nur geringfügig negativ auf die Festigkeitsentwicklung des Zements aus (DONEL, 1990). Allerdings steigen Viskosität und Fließgrenze der Suspension an (KUTZNER, 1991).

Die Festlegung der richtigen Suspensionsrezeptur (Wasser / Bindemittelwert, Stabilisierung) hängt von den Gegebenheiten der jeweiligen Bauaufgabe ab und erfordert ein hohes Maß an Erfahrung.

Die Injizierbarkeit von Böden oder Felsklüften mit Zementsuspensionen wird meist anhand empirischer Kriterien beurteilt. In der Regel wird hierfür ein repräsentativer Korndurchmesser des anstehenden

henden Bodens mit einem Korndurchmesser des Zementes verglichen. MITCHELL (1981) gibt beispielsweise an:

$$N = \frac{D_{15}}{d_{85}} \quad \begin{array}{l} N > 24, \text{ Boden ist injizierbar} \\ N < 11, \text{ Boden ist nicht injizierbar} \end{array} \quad (2.1)$$

Dabei ist D_{15} der Korndurchmesser bei 15 % Massendurchgang des Bodens und d_{85} der Siebdurchgang bei 85 % Massendurchgang des Zementes. Nach KUTZNER (1991) ist die Injizierbarkeit erst ab $N > 40$ gegeben. Andere Injektionskriterien nach DONEL (1990) oder NONVEILLER (1989) sind ähnlich aufgebaut, beziehen sich allerdings auf die Korndurchmesser bei anderen Massendurchgängen.

Injektionskriterien für Felsklüfte sehen ebenso stets die Größe des Zementkorns in Abhängigkeit von der Kluftweite. Eine Übersicht der gängigen Ansätze kann MITTAG (2000) entnommen werden.

Nach Untersuchungen von SCHULER (2000) kann die maßgebende Korngröße des Zements auch in Bezug zur effektiven Porenöffnung gesehen werden. Bei Ermittlung der Porenengstellenverteilung wird im Gegensatz zu den erst genannten Injektionskriterien die Lagerungsdichte des Bodens berücksichtigt, so dass die Injizierbarkeit realitätsnäher erfasst werden kann.

Durch die Entwicklung von Feinstzementen konnte die Anwendungsgrenze der Zementinjektionen bis in den Bereich der Mittel- bis Feinsande ausgeweitet werden. Bei Verwendung dieser Injektionsmittel wirkt sich zunehmend das Phänomen der Tiefenfiltration aus, welches Gegenstand einiger jüngerer Forschungsvorhaben war (MITTAG, 2000; BRAUNS, 2002; SCHULZE, 2002; TAUSCH, 2002; KUK, 2004a UND 2004b).

Das Fließverhalten stabilisierter Zementsuspensionen kann nach der Theorie von BINGHAM beschrieben werden: Nach Überwindung einer Anfangsschubspannung oder Fließgrenze τ_0 verhalten sich Scherspannung und Schergefälle proportional (siehe auch [Bild 5.5](#)):

$$\tau = \tau_0 + \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.2)$$

mit der Viskosität η als Proportionalitätskonstante. Für eine gute Verarbeitbarkeit der Suspension sollte $\eta = 0,5 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ nicht übersteigen (DONEL, 1990), die Fließgrenze kann bis zu $\tau_0 = 10 \text{ Pa}$ betragen.

Es hat sich allerdings gezeigt, dass die Viskosität während des Injektionsvorgangs nicht konstant ist. Einerseits ist es möglich, dass sich die Suspension während des Injizierens mit feinen Bodenpartikeln anreichert und die Viskosität somit steigt (LANDRY, 2000). Bei Verwendung von Feinstzementen führen die Filtrationseffekte zu einem Abfallen der Viskosität. MITTAG (2002) hat zudem ein strukturviskoses Verhalten der Feinstbindemittelsuspensionen feststellen können.

Suspensionen auf Zementbasis weisen eine lange Abbindezeit auf. Für den Bauprozess wirkt sich dies günstig aus, da auch größere Chargen angemischt werden können, ohne dass die Gefahr einer frühzeitigen Erhärtung besteht. Es muss allerdings gewährleistet sein, dass die Suspension in den injizierten Bodenvolumina verbleibt und nicht abfließt oder durch Grundwasserströmung ausgespült wird. Dies führt regelmäßig zu Problemen, so dass oft aus der Betontechnologie bekannte Abbindebeschleuniger zugegeben werden. Häufig wird bis zu 5 % (bezogen auf das Zementge-

wicht) Natriumsilikat (Wasserglas) beigemischt, wodurch sich die Abbindezeit auf unter eine halbe Stunde reduzieren lässt.

2.1.2 Injektionen mit Lösungen auf Basis von Natriumsilikaten

Natriumsilikate ($\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{SiO}_2 \cdot x\text{H}_2\text{O}$) werden gemeinhin als Wasserglas bezeichnet und bilden den Ausgangsstoff für Silikatgele. Die Gelbildung erfolgt, wenn geeignetes Wasserglas zusammen mit einem organischen oder anorganischen Härter vermischt werden. Die Reaktion beider Lösung ist eine Zeitfunktion; das Mischungsverhältnis und der Neutralisationsgrad des Härters bestimmen die Zeitspanne zwischen Anmischung und Verarbeitungsende. Diese wird als Kippzeit bezeichnet und liegt in der Regel zwischen 30 und 90 Minuten.

Es werden Hart- und Weichgele unterschieden: Erstere dienen vorrangig der Verfestigung und zeichnen sich durch größere Mischungsanteile von Wasserglas und Härter aus. Weichgele werden in der Regel zur Abdichtung verwendet, hier werden zwischen 15 % und 20 % Wasserglas mit bis zu 5 % Härter in rund 80 % Wasser gelöst (KUTZNER, 1991). Je nach Art des Härters und Mischungsverhältnisses ergeben sich verschiedene Abhängigkeiten hinsichtlich Festigkeit, Kippzeit, Viskosität und Dichtigkeit. Eine ausführliche Beschreibung der unterschiedlichen Einflüsse gibt DONEL (1990).

Bei der chemischen Reaktion zwischen Wasserglas und den unterschiedlichen Reaktiven entstehen stets ein Kieselsäure-Gel (SiO_2) und weitere chemische Nebenprodukte. Temporär kommt es zu einem Anstieg des pH-Wertes des anstehenden Bodens und Grundwassers. Anfang der 1990er Jahre sah man hinsichtlich der chemischen Reaktionen im Boden eine Gefährdung des Grundwassers und versagte entsprechende Baugenehmigungen im Zusammenhang mit anstehenden großen Baugruben in Berlin. In der Folge führte dies bundesweit zur Skepsis und weitgehend zur Verhinderung der Ausführung von Silikatinjektionen. In den folgenden Jahren wurde die Diskussion um die Umweltverträglichkeit des Verfahrens intensiv geführt und neuere Forschungen belegen, dass eine lang anhaltende Beeinträchtigung der Grundwasserqualität nicht gegeben ist (BRAUNS, 2001).

Mit Wasserglaslösungen können im Lockergestein Fein- bis Mittelsande injiziert werden, im Festgestein wird dieses Verfahren eher selten angewendet (IDEL, 1996). Rheologisch kann das Fließverhalten der Lösung nach dem Ansatz von NEWTON erfasst werden, das heißt, die Lösung besitzt keine Fließgrenze, die zu Beginn des Fließvorganges überwunden werden muss (siehe [Bild 5.5](#)). Die Anfangsviskositäten liegen bei etwa $5 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ (KUTZNER, 1991).

MÜLLER-KIRCHENBAUER (1968 und 1969) stellt einen Ansatz zur Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit der Viskosität des Injektionsmittels vor. In der Arbeit von STETZLER-KAUFMANN (1983) werden die Wärmeabgabe des Injektionsmittels während der Reaktion und der Temperatureinfluss auf die Alterung silikat-injizierter Böden theoretisch betrachtet. Das mechanische Verhalten chemisch verfestigter Böden, vor allem hinsichtlich der Kriecheigenschaften, wird von KOENZEN (1975), STETZLER-KAUFMANN (1983) und SCHUBERT (1985) betrachtet.

Werden konzentriertes Wasserglas und Chlorcalcium miteinander vermischt, so reagieren beide Stoffe schlagartig. Diese Besonderheit wird sich beim so genannten JOOSTEN-Verfahren zu Nutze gemacht: Hier werden beide Stoffe in getrennten Injektionslanzen nacheinander verpresst und reagieren an Ort und Stelle, so dass nur geringe Fließwege erreicht werden können.

2.1.3 Injektionen mit weiteren chemischen Mitteln

Unter weiteren chemischen Mitteln werden Gele, Harze oder Schäume verstanden. Gele basieren meist auf Acrylamiden, werden aber wegen ihrer Toxizität nur noch selten verwendet. Harze bestehen in der Regel aus Phenoplasten oder Aminoplasten und härten für sich oder mit Reaktionsmitteln aufgrund von Polyaddition, Polymerisation oder Polykondensation aus (KÜHLING / WIDMANN, 1994). Harze werden meist als Zweikomponenten-Systeme vertrieben und benötigen zur Aushärtung eine basische Umgebung (KUTZNER, 1991).

Die im Bauwesen am häufigsten verwendeten Schäume basieren auf Polyurethan (PU), das bei Reaktion Gas freisetzt. Somit entsteht zusätzlicher Druck und das Injektionsmittel kann auch in engste Porenkanäle vordringen.

Die genannten Injektionsmittel weisen nur eine untergeordnete Rolle auf, wobei sie regelmäßig bei Sonderanwendungen zum Einsatz kommen (DONEL, 1990). Aufgrund der geringen Viskositäten können die Mittel auch in die Poren eines Feinsandes bis Schluffes vordringen; Kluftweiten bis 0,01 mm sind noch injizierbar (IDEL, 1996). Ein weiterer Vorteil liegt darin, dass vor allem PU-Schäume auch gegen strömendes Wasser verwendet werden können, so dass sie häufig zur Abdichtung von Schadstellen verwendet werden. Wenn starke Grundwasserströmung vorherrscht, kommt es aber oft zu einem Ausspülen des noch nicht vollends ausgehärteten Schaums.

NONVEILLER (1989) weist darauf hin, dass der Injektionserfolg bei Verwendung von chemischen Injektionsmitteln in hohem Maße von den örtlichen Gegebenheiten und der Erfahrung der Injektoren abhängt.

2.2 Injektionsstrategien

Der Erfolg einer Injektionsmaßnahme ist nicht nur von der Wahl eines geeigneten Injektionsmittels abhängig, sondern im Wesentlichen von der richtigen Arbeitsweise. Das Zusammenspiel zwischen Injektionsdruck, Injektionsmenge und Verpressrate mit dem gewählten Injektionsmittel haben entscheidenden Einfluss auf die Vorgänge im Boden oder Fels.

Die Wahl der geeigneten Injektionsstrategie hängt vom Ziel der Injektionsmaßnahme ab. In DIN EN 12715 (Okt. 2000) „Injektionen“ werden die folgenden Begriffe definiert:

- Eindringinjektion: verformungsfreies Verdrängen von Wasser oder Gas aus Poren oder Klüften durch Injektionsgut
- Verdrängungsinjektion: Einbringen von Injektionsgut mit dem Ziel, den Boden zu verdichten, zu verformen oder zu verdrängen
- Hydraulische Rissbildung: Aufbrechen des Untergrundes durch hohen Druck (auch als cracking oder fracturing bezeichnet).

Im Folgenden soll nur auf Eindringinjektionen eingegangen werden.

Als Injektionsdruck versteht sich der an der Injektionsstelle wirksame Druck. In der Baustellenpraxis wird oft fälschlicherweise der Maschinendruck verwendet, ohne dass Leitungsverluste oder hydrostatische Druckänderungen berücksichtigt werden.

Als Abbruchkriterium einer Injektionsmaßnahme wird oft der Injektionsdruck angesetzt. Die Wahl eines maximalen Injektionsdrucks richtet sich in aller Regel nach dem vorhandenen Spannungszustand im Baugrund.

Bei Felsinjektionen ist die Lage und Richtung der Klüfte von entscheidender Bedeutung. Bei nahezu oberflächen-paralleler Schichtung kann die vorhandene Überlagerungsspannung in erster Näherung als maximaler Injektionsdruck angesetzt werden. Erst bei höherem Druck ist mit Verformungen zu rechnen. In allen anderen Fällen muss der Primärspannungszustand im Bereich der geplanten Injektionsstellen vorab ermittelt werden. Hydraulische Rissbildung in Klüften oder Festgestein geringer Zugfestigkeit ist zu vermeiden. In der Praxis wird bei Kluftinjektionen oft mit zu hohem Injektionsdruck gearbeitet, so dass immer wieder auf das Erfordernis eines drucksensiblen Vorgehens hingewiesen wird (STADLER, 1993; LOMBARDI, 2003).

Die Druckverhältnisse bei Eindringinjektionen im Lockergestein werden von CAMBEFORT (1969) ausführlich dargelegt: Zu Beginn einer Injektion dürfen ohne Gefahr vergleichbar hohe effektive Injektionsdrücke auftreten, da zu diesem Zeitpunkt noch geringe Mengen injiziert wurden, über die die wirksamen Spannungen in den Boden übertragen werden können. Sobald ein größeres Suspensionsvolumen verpresst wurde und der Injektionsdruck größer wird als die kleinere Hauptspannung, besteht die Gefahr hydraulischer Rissbildung und daraus resultierender Baugrundverformung. Bei homogener Schichtung ist in aller Regel die horizontale Hauptspannung die kleinere, so dass bei zu hohem Druck im Boden bevorzugt vertikale Risse auftreten können. Der maximale Injektionsdruck muss je nach den geotechnischen Gegebenheiten und der Tiefenlage der Injektionsmaßnahme für jedes Bauvorhaben differenziert festgelegt werden.

Bei erfolgreicher Injektion im Fest- und Lockergestein wird der Injektionsdruck bei konstanter Verpressrate im zeitlichen Verlauf der Einpressarbeiten ansteigen.

Es ist zusätzlich sinnvoll, das maximal zu injizierende Volumen pro Injektionsstelle und Einzelinjektionsvorgang zu begrenzen. Diese Strategie wird häufig bei Imprägnierungsinjektionen angewendet, bei denen der Porenraum des anstehenden Bodens nicht vollständig mit Injektionsgut aufgefüllt werden soll. Die maximale Verpressmenge richtet sich nach einer Reichweitenabschätzung im anstehenden Baugrund. Bei diesem Vorgehen ist die zusätzliche Definition eines Maximaldrucks zwingend erforderlich, um Verdrängungsinjektionen oder hydraulische Rissbildung zu vermeiden.

Im Rahmen der Qualitätssicherung ist es inzwischen gängige Praxis, sowohl den Injektionsdruck als auch die Injektionsmenge während der Arbeiten Computer-gestützt aufzuzeichnen. Somit lassen sich Rückschlüsse auf die injizierten Volumina und mögliche Baugrundverformungen erzielen.

LOMBARDI (1993 und 2003) stellt eine Injektionsstrategie für Kluftinjektionen vor, bei der die Kombination aus Injektionsdruck und injiziertem Volumen als Injektionskriterium dient. Bei Annahme konstanten Drucks innerhalb der injizierten Kluft, kann die injizierte Energie definiert werden zu

$$\text{injizierte Energie} = p \cdot V = \text{GIN} \quad (2.3)$$

Während der Injektion wird die Grouting Intensity Number betrachtet: Zu Beginn der Injektion ist hoher Druck unschädlich, weil wenig Volumen injiziert wurde, über das der Druck in das Gebirge übertragen werden kann. Es sind dann nur geringe Flächen von der Ausbreitung betroffen, auf denen sich der Druck zu einer wirksamen Kraft aufintegriert. Ein größeres Injektionsvolumen kann verformungsfrei nur unter geringerem Druck eingebracht werden. Zur Vermeidung von Verformun-

gen wird während der Injektion die injizierte Energie betrachtet – wird ein Grenzwert überschritten, so ist die Injektion zu beenden. Die GIN-Kurve stellt sich im Injektionsdiagramm (siehe Bild 2.2) als Hyperbel dar.

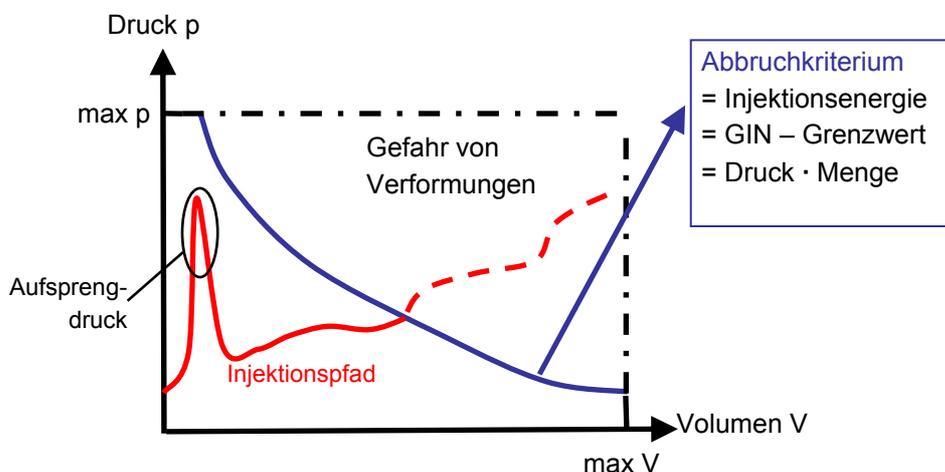


Bild 2.2: GIN-Prinzip nach LOMBARDI (1993)

Die Wahl der geeigneten GIN stellt sich allerdings als schwierig dar (LOMBARDI 1996, 1997 und 2003) und verbleibt hauptsächlich im Bereich von Erfahrungswerten. Trotz erfolgreicher Anwendung der GIN-Strategie im Festgestein sind keine Anwendungen im Lockergestein dokumentiert. BRANTBERGER (2000) stellt eine Modifikation der GIN-Technologie für Sicherungsinjektionen im Tunnelbau vor.

Die Wahl der Verpressrate hat Einfluss auf die Geschwindigkeit des Druckanstiegs während der Injektion. Im Sinne eines drucksensiblen Injizierens sind die Verpressraten deshalb gering zu wählen. Bei hohen Fließgeschwindigkeiten des Injektionsmittels im Poren- oder Kluftraum stellt sich ein erhöhter aufzubringender Injektionsdruck ein, so dass der Maximaldruck schneller erreicht wird. Diese Aspekte stehen aber im Widerspruch zu den Belangen der Ausführungspraxis, wo eine Verkürzung der teuren Arbeitszeiten angestrebt wird.

2.3 Abschätzung der Injektionsreichweite

Die Abschätzung von Injektionsreichweiten auf Basis von gewählten Injektionsparametern stellt sich wegen der Heterogenität und Komplexität des Poren- oder Kluftraumes als äußerst schwierig dar. Während Injektionsdruck, Injektionsmenge und Viskosität des Verpressmittels exakt ermittelbare Größen sind, kann die Hohlraumgeometrie des zu injizierenden Mediums nach aktuellem Stand der Technik vorab nicht erfasst werden. Deshalb werden hier – teilweise sehr stark – vereinfachende Annahmen getroffen.

2.3.1 Injektion in eine ebene Kluft

Das Fließen innerhalb einer Kluft mit ebenen Trennflächen und einer halben Kluftöffnungsweite a [m], die deutlich kleiner als die Abmessungen der Trennfläche ist, kann mit den Gesetzen der Hydraulik für NEWTON'sche Flüssigkeiten gut beschrieben werden. LOUIS (1967) beschäftigte sich intensiv mit laminarem und turbulentem Fließen von Wasser innerhalb einer Kluft mit variierender Rauigkeit und Öffnungsweite. Die Verzweigung einzelner Klüfte konnte aber nicht berücksichtigt werden.

Aufbauend auf den Ergebnissen von LOUIS gibt LOMBARDI (1985) für die Strömung eines NEWTON'schen Fluids in einer ebenen Kluft an:

$$p = \frac{3 \cdot \dot{V} \cdot \eta \cdot R}{2 \cdot a^3} \quad (2.4)$$

worin a die halbe Kluftweite [m] und p der an der Injektionsstelle anstehende Druck [Pa] bedeuten. Zusammen mit der Kontinuitätsbedingung ergibt sich:

$$p(t) = \frac{3 \cdot \dot{V}^2 \cdot \eta \cdot t}{4 \cdot a^4} \quad (2.5)$$

Nach Gleichung (2.5) ist der Druck bei konstanter Viskosität und Verpressrate linear proportional zur Injektionszeit. Dieser Ansatz ist aber nur in einem eng begrenzten Druckbereich anwendbar, da bei herkömmlichen Injektionspumpen die Verpressrate mit steigendem Injektionsdruck abfällt. Über die Injektionsdauer wird der Injektionsdruck monoton ansteigen, während die Verpressrate abfällt. Bild 2.3 zeigt schematisch den Verlauf von effektivem Injektionsdruck und verpresster Menge über die Injektionszeit. Ein charakteristischer Verlauf einer Pumpenkennlinie, d.h. der Zusammenhang zwischen Verpressrate und Injektionsdruck, ist in Bild 2.4 dargestellt.

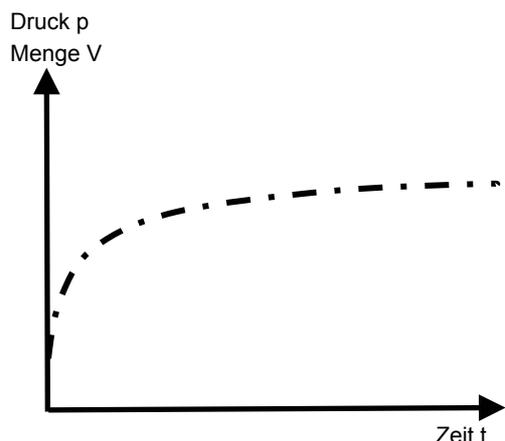


Bild 2.3: Verlauf von Injektionsdruck und Verpressmenge über die Zeit (nach LOMBARDI, 1985)

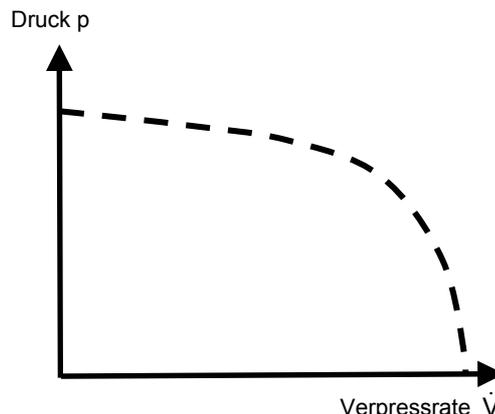


Bild 2.4: mögliche Kennlinie für herkömmliche Injektionspumpen (schematisch)

Für BINGHAM'sche Flüssigkeiten ergibt sich die maximale Injektionsreichweite aus einer Gleichgewichtsbetrachtung (siehe KUTZNER, 1991 oder GUSTAFSON, 2006):

$$R = \frac{a \cdot p_{\text{eff}}}{\tau_0} + r_0 \tag{2.6}$$

mit r_0 [m] als Radius des Bohrlochs.

Die maximale Reichweite der Injektion ist demnach nur von der Fließgrenze τ_0 der Suspension und dem effektiven Injektionsdruck abhängig – das eigentliche Strömungsverhalten der Suspension wird hiermit nicht beschrieben.

Hier setzen die Arbeiten von LOMBARDI (1985 und 1987), MITTAG (2000) und GUSTAFSON (2005 und 2006) an, die für BINGHAM'sche Flüssigkeiten von einer Pfropfenströmung ausgehen, siehe Bild 2.5: Die Schubspannungsverteilung zwischen einzelnen Flüssigkeitsschichten nimmt in Richtung zur Mittelachse des Fließquerschnitts ab, so dass hier mitunter $\tau < \tau_0$ gilt. Das heißt, hier bildet sich ein Pfropfen, der durch die anstehende Druckdifferenz nur mehr vorangetrieben wird. Sinkt über den gesamten Fließquerschnitt die Schubspannung unter die Fließgrenze, so stagniert die Strömung.

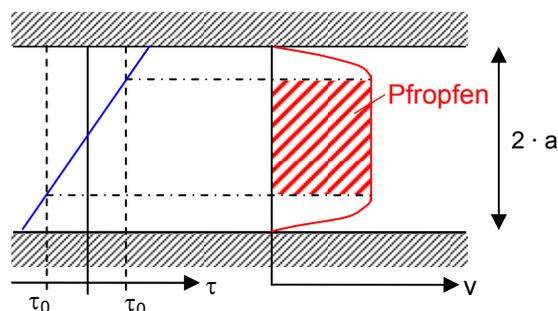


Bild 2.5: Pfropfenströmung für BINGHAM'sche Flüssigkeiten nach LOMBARDI (1985) und PLAJER (1970)

Die Erweiterung der theoretischen Ansätze auf ein komplexes Kluftsystem scheitert daran, dass eine allgemeingültige Darstellung des dreidimensionalen Klufttraumes nicht möglich ist (WIDMANN, 1996). Die hierzu in der Literatur zu findenden Ansätze (z.B. DONEL, 1990 oder LOMBARDI, 1985) beziehen sich deshalb auf spezielle Einzelfälle.

2.3.2 Injektion in den Porenraum eines Bodens

Die Ermittlung der Reichweite einer Poreninjektion stellt sich als noch schwieriger dar, da vorab ein repräsentativer Porendurchmesser festgelegt werden muss. Grundlegende Untersuchungen zum Injektionsvorgang wurden von MÜLLER-KIRCHENBAUER (1968 und 1969) angestellt.

Wie durch unterschiedliche Versuche mehrfach gezeigt wurde, ergeben sich bei punktförmiger Injektionsquelle in einem homogen isotropen Boden kugelförmige Körper. Für NEWTON'sche Flüssigkeiten gibt DONEL (1990) für den Injektionsdruck an:

$$p = \frac{\dot{V} \cdot \gamma_f \cdot \eta_f}{4 \cdot \pi \cdot R \cdot k_w \cdot \eta_w} \quad (2.7)$$

Der Index f steht für die Injektionsflüssigkeit, der Index w für Wasser. Dem maßgeblichen Einfluss der Lagerungsdichte des Bodens wird hier durch Ansatz des Durchlässigkeitsbeiwerts bei Durchströmung mit Wasser k_w [m/s] Rechnung getragen. Dieser Ansatz wird in der Literatur oft aufgegriffen (z.B. IDEL, 1996; LANDRY, 2000; SEMPRICH / STADLER, 2001).

Unter Ansatz des Stagnationsgefälles l_0 nach WIDMANN (1996)

$$l_0 = \frac{16 \cdot \tau_0}{3 \cdot d_w \cdot \gamma_f} \quad (2.8)$$

ergibt sich für BINGHAM'sche Flüssigkeiten die Injektionsreichweite nach dem Ansatz von MÜLLER-KIRCHENBAUER (1968) unter Annahme einer punktförmigen Injektionsquelle zu:

$$R = \frac{3 \cdot d_w \cdot \gamma_f \cdot p_{\text{eff}}}{16 \cdot \tau_0 \cdot \gamma_w} + r_0 \quad (2.9)$$

worin d_w der wirksame Porendurchmesser des Bodens ist.

Dieser Ansatz, wie auch der von LUBER (2004), basiert wiederum auf Gleichgewichtsbetrachtungen und nicht auf strömungsmechanischen Ansätzen.

Eine differenzierte rheologische Abbildung der Porenströmung BINGHAM'scher Flüssigkeiten gibt MITTAG (2000):

$$p_{\text{eff}} = \frac{2 \cdot \dot{V} \cdot \eta}{n \cdot \pi \cdot r_{\text{eq}}^2} \cdot \left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{R} \right) + \frac{8 \cdot \tau_0}{3 \cdot r_{\text{eq}}} \cdot (R - r_0) \quad (2.10)$$

Hierin ist r_{eq} der äquivalente Porenradius und n die Porosität des Bodens. Der erste Summand berücksichtigt die Viskosität des strömenden Mediums, der zweite Summand die Fließgrenze.

Die Darstellung der theoretischen Ansätze zur Ermittlung der Injektionsreichweiten zeigt, dass sowohl die rheologische Beschreibung des Fließverhaltens der eingesetzten Injektionsmittel, als auch

die Abbildung des Poren- oder Klufttraumes erheblichen Einfluss auf die Injektionsdaten Druck und Reichweite haben. Da sie allenfalls näherungsweise bekannt sind, können die aufgeführten Ansätze nur für erste Abschätzungen der Injektionsreichweiten verwendet werden.

2.4 Berücksichtigung der Injektionszeit

„Zeit ist in vielerlei Hinsicht ein höchst wichtiger Faktor. Aber der Zeit als Injektionsparameter wird während des Injizierens nicht viel Beachtung zuteil.“ DALMALM (2003) beschreibt sehr treffend, dass man sich in der Vergangenheit wenig mit der Injektionsdauer als Kriterium des Injektionsprozesses beschäftigt hat.

Der Zeitaspekt wird derzeit lediglich hinsichtlich der Abbindezeit des Injektionsmittels berücksichtigt. Wie in Kapitel 2.1 dargestellt, beträgt die Kippzeit von chemischen Injektionsmitteln – sprich die vom Anmischen bis zum Beginn der Erhärtung zur Verfügung stehende Zeitspanne – in der Regel weniger als eine Stunde, kann allerdings durch Zusätze oder Änderungen der Mischungsverhältnisse verlängert oder verkürzt werden. Bei Suspensionen auf Basis von Zementen liegt die Verarbeitungszeit im Rahmen von zwei bis sechs Stunden.

Die begrenzte Verarbeitungszeit der verschiedenen Injektionsmittel hat Einfluss auf die erzielbare Reichweite, da bei einem definierten Injektionsdruck lediglich eine bestimmte Menge des Injektionsmittels injiziert werden kann. So ist die Reichweite von chemischen Injektionsmitteln immer kleiner, da nur eine sehr begrenzte Verarbeitungszeit zur Verfügung steht.

Maßgeblichen Einfluss hat die Abbindezeit auf den Erfolg einer Injektionsmaßnahme im Grundwasserbereich: Bindet das Injektionsmittel nicht schnell genug ab, so kann es durch den Grundwasserstrom verdünnt werden und dann nicht mehr erhärten. Aus diesem Grund sind Abdichtungsinjektionen auf Zementbasis gegen stark strömendes Wasser nur unter Zuhilfenahme von Beschleunigern (z.B. Wasserglas) möglich.

GUSTAFSON (2005 und 2006) stellt zur gezielten Injektion von Felsklüften ein Verfahren vor, bei dem die Injektionszeit als Abbruchkriterium dient. Nach Einführung der theoretischen Größen:

$$R_{\max} = \frac{p_{\text{eff}} \cdot a}{\tau_0} \quad (2.11)$$

$$t_0 = \frac{6 \cdot p_{\text{eff}} \cdot \eta_f}{\tau_0^2} \quad (2.12)$$

und der dimensionslosen Größen $R_D = R / R_{\max}$ und $t_D = t / t_0$ ermittelt er

$$t_D = \frac{R_D}{3 \cdot (1 - R_D)} + \frac{2}{9} \cdot \ln \left[\frac{2 \cdot (1 - R_D)}{2 + R_D} \right] \quad (2.13)$$

Damit kann nach einer Reihenentwicklung die Reichweite R direkt in Beziehung zur Injektionszeit gestellt werden. GUSTAFSON erzielt für ebene und räumliche Kluftsysteme eine gute Korrelation zu durchgeführten Labor- und Baustellenversuchen.

GUSTAFSON kommt zu der Erkenntnis, dass die relative Reichweite R_D unabhängig von der Kluffgeometrie ist. Er empfiehlt, den Injektionsvorgang nach einer Zeit $t = 5 \cdot t_D$ zu beenden, da zu diesem Zeitpunkt bereits 95 % der maximalen Injektionsreichweite erreicht ist. Durch die Begrenzung der Injektionszeit wird ein unkontrolliertes Abfließen der Injektionsmittel weniger wahrscheinlich.

In diesem Kapitel wurden einige Aspekte der Injektionstechnik dargestellt. Injektionen sind seit Dekaden gängige Praxis des Spezialtiefbaus, obwohl die theoretische Aufarbeitung der Vorgänge während einer Injektion bei Weitem noch nicht abgeschlossen ist. Gerade hinsichtlich des Ausbreitungsverhaltens und der Berechenbarkeit von Injektionsvorgängen besteht weiterhin Forschungsbedarf. Außerdem wurden die Anwendungsbereiche unterschiedlicher Injektionsmittel und mögliche Injektionsstrategien dargestellt.

Aufgrund der Komplexität der Injektionen sollte dieses Kapitel einen Überblick über die Thematik geben; zur Vertiefung einzelner Teilaspekte wird auf die weiterführende Literatur verwiesen.

3 Injektion thermoplastischer Schmelzen

3.1 Allgemeines

Bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen handelt es sich um eine neuartige Injektionstechnologie. Es wird eine heiße Schmelze injiziert, die im Boden oder Fels aufgrund von Wärmeabgabe aushärtet. Im derzeitigen Entwicklungsstadium wird das Verfahren für Abdichtungsinjektionen gegen stark strömendes Wasser verwendet, da herkömmliche Injektionstechniken für diesen Einsatz an die Grenze des Machbaren stoßen: Injektionsmittel auf Zement- oder Wasserglasbasis bzw. andere chemische Injektionsmittel erreichen oft nicht die angestrebte Festigkeit, da das Injektionsmittel verdünnt wird oder die Zementpartikel ausgewaschen werden, ehe der Abbindevorgang beginnt. REICHL (2002) oder WINKLER (2002) berichten beispielsweise über derartige Fälle – in der Literatur sind zahlreiche weitere Erfahrungsberichte dokumentiert.

Diese Problematik ist bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen gelöst, da das erhitzte Injektionsmittel bei Abkühlung stets aushärten wird und bei Verwendung einphasiger, nicht wasserlöslicher Kunststoffe eine Vermischung oder Verdünnung mit dem anstehenden Grundwasser ausgeschlossen werden kann.

Für die erfolgreiche Anwendung der Thermoplastinjektion bedarf es einer speziellen Injektionstechnologie und Injektionsstrategie.

3.2 Injektionsmittel und Anlagentechnik

Als Injektionsmittel werden einphasige, nicht wasserlösliche Kunststoffe verwendet. Die verschiedenen in der Kunststoffindustrie gebräuchlichen Thermoplaste (z. B. Polyamid, Polyolefin, Polypropylen) unterscheiden sich auf molekularer Ebene durch den chemischen Aufbau, die Länge und die Verzweigung der einzelnen Polymerketten. Hiervon werden die mechanischen und thermodynamischen Eigenschaften der einzelnen Werkstoffe maßgeblich beeinflusst.

Grundsätzlich kann jeder für die Umwelt und die Gesundheit der Ausführenden unbedenkliche Kunststoff zur Injektion verwendet werden. Ebenso ist die Verwendung von Recycling-Materialien möglich, wenn die verwendeten Stoffe hinsichtlich der rheologischen und mechanischen Eigenschaften eine ausreichende Homogenität aufweisen. Die verwendeten Kunststoffe sollten keine chemischen Weichmacher enthalten, um die Migration Grundwasser gefährdender Stoffe ausschließen zu können.

Da im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich das Ausbreitungsverhalten der Injektionsmittel betrachtet wird, sind die mechanischen Eigenschaften der erstarrten Kunststoffe im Rahmen dieser Arbeit untergeordnet, so dass auf diese nicht näher eingegangen wird. Die rheologischen und thermischen Eigenschaften von Kunststoffschmelzen werden in Kapitel 5 intensiv behandelt.

Die Anlagentechnik unterscheidet sich grundlegend von üblichen Injektionsanlagen. Hauptaufgabe der Injektionsanlage ist das Schmelzen des Injektionsmittels und das Fördern der Schmelze zur Injektionsstelle. Da ausschließlich einphasige Kunststoffe verwendet werden, entfallen alle Mischvorgänge auf der Baustelle, was gegenüber anderen Injektionsarten zu einer deutlichen Reduzierung der notwendigen Anlagentechnik führt.

In der Regel werden die verwendeten Kunststoffe als Granulat geliefert. Das Schmelzen des Rohstoffes kann entweder durch geeignete Heizvorrichtungen (Heizplatten u. ä.) oder durch Verwendung der Extrudiertechnik erfolgen. Bei der Extrudiertechnik erfolgt die Verflüssigung des Kunststoffes durch mechanische und thermische Beanspruchung (STITZ / KELLER, 2004).

Nach der Verflüssigung des Kunststoffes wird dieser in der Regel in einem beheizten Vorratstank auf die endgültige Verarbeitungstemperatur eingestellt. Zur erfolgreichen Anwendung der Thermoplastinjektion ist es erforderlich, dass die Schmelze mit ausreichend hoher Temperatur in den Baugrund oder Fels eintreten kann. Die Schmelze muss über beheizte Injektionspumpen und Förderschläuche zur Injektionsstelle gefördert sowie über thermisch isolierte Injektionslanzen (siehe hierzu auch Kapitel 9) in den Baugrund eingebracht werden.

Durch die Beheizbarkeit aller Anlagenteile ergibt sich ein weiterer Vorteil für den Bauprozess: Bei Verfahrensunterbrechungen muss die Injektionsanlage inklusive der Injektionsschläuche nicht gereinigt werden. In der Anlage verbleibender Kunststoff erstarrt nach Abschaltung und kann zu einem beliebigen Zeitpunkt ohne Beeinträchtigung der technischen Eigenschaften wieder aufgeschmolzen werden.

Hieraus resultiert eine kompakte, flexibel einsetzbare Anlagentechnik, die mit nur geringer Vorlaufzeit zum Einsatz gebracht werden kann.

Zur Durchführung der in Kapitel 6 beschriebenen Versuche wurde eine bei der Firma Insond Spezialtiefbau Ges. m. b. H. (Wien und Neumarkt am Wallersee – Österreich) verfügbare Injektionsanlage verwendet, die im Zuge der durchgeführten Injektionsversuche hinsichtlich der Anlagensteuerung und der Messwertaufzeichnung weiterentwickelt wurde. Bei dieser Anlagentechnik wird das Kunststoffgranulat über pneumatisch angetriebene Stempel auf eine gelochte Heizplatte aufgedrückt. Der verflüssigte Kunststoff tropft durch die Perforationen der Heizplatte in den darunter befindlichen Vorratstank und wird dort auf die endgültige Verarbeitungstemperatur eingestellt. Über beheizte Zahnradpumpen wird die Schmelze in den Injektionsschlauch gefördert. Die Injektionsschläuche bestehen aus einem Stahlgeflecht-ummanteltem, hitzebeständigem PTFE-Schlauch \varnothing 10 mm. Auf dem Stahlgeflecht befinden sich eine elektrische Heizwendel und Temperatursensoren zur Erfassung der Schlauchtemperatur und zur Steuerung der Beheizung. Die Heizwendel wird von einer ca. 20 mm starken Isolierschicht umgeben. Über die steuerbare Beheizung der Injektionsschläuche wird sichergestellt, dass die Thermoplast-Schmelze mit optimaler Temperatur an der Injektionsstelle verarbeitet werden kann.

3.3 Modellvorstellung des Injektionsvorganges

In oberflächennahen Bereichen herrschen in der Regel Bodentemperaturen von im Mittel etwa 15 °C. Während des Injektionsvorganges wird die heiße Thermoplastschmelze mit einer Temperatur zwischen 100 °C und 200 °C in den Boden eingebracht, so dass sich zwischen anstehendem Boden und Injektionsmittel ein Temperaturgradient einstellt. Gemäß dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik stellt sich ein Wärmestrom vom warmen Medium (Injektionsmittel) zum kälteren (Boden oder Fels) ein.

Die spezifische Wärmekapazität von Boden oder Fels ist in der Regel geringer als die von Kunststoffen. Im Vergleich zum Kunststoff wird demnach weniger Energie benötigt, um ein Kilogramm Boden oder Fels um ein Kelvin zu erwärmen. Wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit sind Boden oder Fels aber vergleichsweise schlechte thermische Isolatoren, wodurch die durch die Injektion eingebrachte Wärmeenergie rasch an umgebende Bereiche abgegeben wird. Das erwärmte Fels- oder Bodenvolumen ist damit wesentlich größer als das injizierte Volumen der Schmelze. Somit stellt sich im umgebenden Boden eine relativ geringe Temperaturerhöhung ein; der Boden oder Fels verbleibt im Vergleich zur Thermoplastschmelze vergleichsweise kühl. Am Rand des mit heißer Schmelze verfüllten Poren- oder Kluftraumes ergeben sich Temperaturen, die unter der Erstarrungstemperatur der Schmelze liegen.

Aus dieser Modellvorstellung ergibt sich, dass sich an der Grenzfläche zwischen Boden und verfülltem Porenraum bzw. zwischen Fels und verfülltem Kluftraum eine Schicht bereits erhärteten Kunststoffs bilden wird. Diese wird im Folgenden als erstarrte Randschicht bezeichnet. Im Inneren des Injektionskanals ist die Schmelze aber weiterhin fließfähig. An der kontinuierlich voranschreitenden Injektionsfront wird heiße Schmelze aus dem Inneren des Injektionskanals austreten und bei Kontakt mit dem umgebenden Gebirge erkalten. Es entstehen wiederum erstarrte Randschichten. Demzufolge finden zu keinem Zeitpunkt und an keinem Ort Relativverschiebungen zwischen angrenzendem Boden oder Fels und Injektionsmittel statt. Alle Fließvorgänge erfolgen ausschließlich im Inneren von erstarrten Randschichten - Reibungseffekte zwischen anstehendem Boden / Fels und heißer Schmelze entstehen nicht.

Diese prinzipielle Modellvorstellung des Injektionsvorganges ist exemplarisch für eine ebene Kluft in Bild 3.1 schematisch dargestellt. Auf die im Bild dargestellte Temperaturgrenzschicht wird in Kapitel 4 näher eingegangen.

3.4 Abgrenzung zur industriellen Spritzgießtechnik

Kunststoffprodukte haben vielfältige Verwendung und sind in unserem heutigen Alltagsleben nicht mehr wegzudenken. In vielfacher Stückzahl werden täglich Kunststoffprodukte nach der Spritzgießtechnik industriell hergestellt (SITZT / KELLER, 2004). Die Produktionsverfahren sind entsprechend automatisiert und ausgereift.

Bei der Spritzgießtechnik wird der Kunststoff unter Berücksichtigung der strukturviskosen Eigenschaften unter sehr großen Scherraten und geringen Temperaturen verflüssigt (EBELING, 1974). Hierzu werden in der Regel Extruder verwendet. Die Formteile besitzen eine klar definierte Geometrie und sind meistens beheizt. Nach der Füllung des Formteils kühlt die Schmelze langsam aus, wobei der Druck in der Schmelze weiterhin aufrechterhalten wird. In der so genannten Nachdruckphase werden Druckbereiche von bis zu 50 MPa erreicht, um während der Erstarrung die Schwindung des Formteils zu minimieren (EHRENSTEIN, 2002). Bei komplexen Formteilgeometrien wird im Anschluss das weitere Auskühlen gezielt gesteuert, um so den Verzug des Formteils zu reduzieren. Am Ende der Nachdruck- und Auskühlphase wird der Spritzgießling dem Formteil entnommen.

Dieses industrielle Vorgehen kann für die Injektion thermoplastischer Schmelzen in Boden oder Fels nicht übertragen werden, da jeder Anwendungsfall ein Unikat ist, das individuelle Maßnahmen erfordert. Aber auch hinsichtlich der physikalischen Vorgänge während der Injektion müssen Unterschiede berücksichtigt werden.

Die Thermoplastinjektion verhält sich nur in der Füllphase bedingt ähnlich zur Spritzgießtechnik. Bei der Injektion wird mit deutlich geringerem Druck gearbeitet, um Baugrundverformungen zu vermeiden. Somit treten geringere Fließgeschwindigkeiten auf und die strukturviskosen Eigenschaften der Schmelze können nur bedingt genutzt werden. Um weiterhin gute Fließ Eigenschaften erzielen zu können, muss die Schmelze bei höherer Temperatur injiziert werden. Das Formteil der Injektion ist der anstehende Boden oder Fels: Dieser ist hinsichtlich der Geometrie sehr heterogen, so dass eine Beschreibung des zu füllenden Hohlraums in der Praxis nicht möglich ist. Im Gegensatz zur Spritzgießtechnik kann das Formteil Boden oder Fels auch nicht gezielt temperiert werden. Die Temperaturverhältnisse an der Formteilwandung (d. h. Kluftwand oder anstehender Bodenpartikel) ändern sich im Laufe der Injektion je nach thermischen Eigenschaften des Materials und eingebrachter Wärmeenergie. Es kommt zu instationären Wärmeleitungsvorgängen.

Außerdem wird bei der Thermoplastinjektion immer im Wasser gesättigten Bereich gearbeitet. Die Verdampfung des Wassers bei Kontakt mit der heißen Schmelze und die daraus resultierenden zusätzlichen thermodynamischen und strömungsmechanischen Vorgänge spielen in der industriellen Fertigung von Kunststoffprodukten keine Rolle. Somit sind die Randbedingungen während der Füllphase der Thermoplastinjektion deutlich komplexer als bei der Spritzgießtechnik.

Eine Nachdruckphase existiert bei der Injektionstechnik nicht, da einerseits der notwendige hohe Druck nicht aufgebracht werden kann, ohne dass es zu einem weiteren Abströmen der Schmelze kommt oder ohne dass Baugrundverformungen entstehen. Zum anderen beträgt die aufgrund der Erstarrung des Kunststoffes entstehende Schwindung in der Regel zwischen 3 % und 5 % des Volumens – dies kann bei Injektionen als unschädlich für das zu erreichende Injektionsziel einer Abdichtung angenommen werden.

Aus diesen Gründen kann die Spritzgießtechnik nur in einigen Bereichen als Analogiemodell zur Thermoplastinjektion gesehen werden. Die Kenntnisse aus der Kunststofftechnik helfen, den Injektionsvorgang zu verstehen und theoretisch abzubilden. Die Randbedingungen bei Injektion gegen strömendes Wasser sind aber deutlich komplexer, so dass man hier nicht von „Spritzgießtechnik in großem Maßstab“ sprechen kann.

4 Theoretische Grundlagen des Wärmetransportes

4.1 Allgemeines

In der Bodenmechanik hat man verschiedentlich thermodynamische Grundlagen verwendet, um das Verhalten von Boden unter bestimmten Bedingungen zu erklären. Erstmals werden die thermischen Eigenschaften von Böden im Zusammenhang mit dem Verhalten von Permafrost-Böden und der Eislinnenbildung in Straßenunterbauten Mitte des 20. Jahrhunderts untersucht, siehe z. B. ROYEN / WINTERKORN (1957), DE VRIES (1963) oder ANDERSLAND / ANDERSON (1978). Mit verstärkter Anwendung der Vereisungstechnik im Spezialtiefbau wurden diese Aspekte vertieft. Ein guter Überblick über die Thematik ist beispielsweise in JESSBERGER (1996) zu finden.

Thermische Effekte während des Abbindens von Stabilisierungssäulen im Boden betrachtet SCHOLZ-SOLBACH (2004).

Ende des 20. Jahrhunderts wurde die Nutzung der Erdwärme zur Energiegewinnung aktuell. Die tiefe und oberflächennahe Geothermie stellt einen umweltschonenden und effizienten regenerativen Energieträger dar, so dass sie Gegenstand unterschiedlicher Untersuchungen ist. Aus den vergangenen Jahren sind vor allem die Arbeiten von ENNIGKEIT (2002), BRANDL (2006) und ADAM (2002) sowie die auf die Tiefengeothermie ausgelegten Arbeiten von BREHM (1989) und KNOBLICH (1999) zu erwähnen.

Durch die Problematik der Endlagerung radioaktiver Abfälle erhielt die Betrachtung thermodynamischer Vorgänge in Boden und Fels ein weiteres Schwergewicht. Unterschiedliche Aspekte aus diesem Themenbereich werden in den Arbeiten von COTÉ (2005a und 2005b), DEMIRICI (2004), GUO (2005), JANIO (2003) oder KOLDITZ (2003) behandelt.

Bei Betrachtung thermodynamischer Vorgänge unterscheidet man unterschiedliche Arten des Wärmetransports: Wärmeleitung (Konduktion), Wärmeübertragung (Konvektion), Wärmestrahlung und Dispersion. Gelegentlich werden Vorgänge des Phasenwechsels (Kondensation – Verdampfung, Schmelzen – Erstarrung) als gesonderte Art des Wärmetransports behandelt (z. B. ENNIGKEIT, 2002). Thermodynamisch gesehen sind diese allerdings spezielle Vorgänge von Konduktion und Konvektion (BAEHR / STEPHAN, 2004; CARSLAW / JAEGER, 1959).

Maßgeblicher Wärmetransportmechanismus in Boden oder Fels ist die Wärmeleitung zwischen den einzelnen Feststoffpartikeln. Freie oder erzwungene Konvektion spielt nur eine untergeordnete Rolle. Wärmestrahlung und Dispersion können im Zusammenhang mit Böden oder Fels vernachlässigt werden (FAROUKI, 1986) und werden deshalb in diesem Rahmen nicht näher erläutert.

Als Grundlagendisziplin findet die Thermodynamik in vielen technischen Bereichen Anwendung. Entsprechend vielseitig ist die zur Verfügung stehende Literatur.

In diesem Kapitel werden die für die Anwendung der Injektion thermoplastischer Schmelzen notwendigen thermodynamischen Grundlagen gelegt. Es wird darauf verzichtet, alle relevanten Lösungen der zu Grunde liegenden Differentialgleichungen darzustellen, da diese oft nur unter An-

wendung numerisch-mathematischer Gleichungslöser anwendbar sind. Deshalb werden im Folgenden nur jene Lösungen vorgestellt, die sich zur Implementierung in ein analytisches Rechenmodell eignen.

Über die konvektiven Anteile des Wärmetransports wird die Wärmeleitung in einem Feststoff mit den Strömungsverhältnissen in dessen Umgebung gekoppelt. Aus diesem Grunde müssen Wärme- und Stofftransport stets interaktiv betrachtet werden.

Die Strömungsverhältnisse in Boden und Fels sind seit vielen Jahren Gegenstand verschiedener Forschungen. Grundlegende Arbeiten wurden von BEAR (1972), BEAR / BACHMAT (1991), BUSCH / LUCKNER (1993), LEE / FARMER (1993) oder NIELD / BEJAN (1998) vorgelegt. WITTMANN (1980) und MITTAG (2000) beschäftigen sich intensiv mit der Strömung von Zement-Suspensionen im Boden. Eine ausführliche Darstellung der gängigen Ansätze zur Beschreibung von Strömungsvorgängen in porösen Medien (Boden) oder diskontinuierlich verteilten Strömungswegen (Kluftsysteme im Fels) würde den Rahmen der vorliegenden Arbeit sprengen, so dass auf eine Darstellung an dieser Stelle verzichtet wird. Die zur Aufstellung eines analytischen Injektionsmodells benötigten Strömungsgleichungen werden aus diesem Grunde erst in Abschnitt 7 vorgestellt.

4.2 Wärmeleitung (Konduktion)

4.2.1 Stationäre Wärmeleitung

Unter Wärmeleitung versteht man den Energietransport zwischen einzelnen Molekülen fester Materialien. In kristallinen Festkörpern wird die Wärmeleitung auf die Wechselwirkung zwischen den Phononen einzelner Moleküle zurückgeführt.

Ursache für einen Wärmestrom innerhalb eines festen Mediums ist eine Temperaturdifferenz. Hierbei stellt sich stets ein Wärmestrom von warmen zu kalten Bereichen des Materials ein.

Der Zusammenhang zwischen Wärmestromdichte und Temperaturgradient wurde erstmals von FOURIER 1822 formuliert:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \text{grad}T \quad (4.1)$$

Hierin bedeuten λ die Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)], ein Materialparameter, auf den in Kapitel 4.4.1 näher eingegangen wird, und

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{A} \quad (4.2)$$

die Wärmestromdichte als Quotient aus Wärmemenge Q pro Zeit t und Fläche A.

Das Temperaturfeld innerhalb eines Festkörpers genügt der Differentialgleichung

$$\frac{dT}{dt} = a \cdot \text{div grad } T = a \cdot \nabla^2 T \quad (4.3)$$

worin a [m²/s], die Temperaturleitfähigkeit,

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \quad (4.4)$$

als ein Maß für die Geschwindigkeit der Wärmeleitung gegeben ist. Der Einfluss der Dichte ρ [kg/m³] und der Wärmekapazität c [J/(kg·K)] auf den Prozess der Wärmeleitung wird in den Abschnitten 4.4.1 und 4.4.2 beschrieben.

In der dargestellten Form der Differentialgleichung (4.3) wird von isothermem Stoffverhalten ausgegangen, d. h. die Materialeigenschaften sind unabhängig von der Temperatur.

Der Differentialgleichung können Quellterme der Form $\frac{\dot{W}}{c \cdot \rho}$ additiv beigefügt werden.

Die Lösung der DGL ist in geschlossener Form nur für eindimensionale Wärmeleitungsprobleme möglich (ADAM, 2002); durch Koordinatentransformation können die folgenden Grundfälle unterschieden werden:

- Der Halbraum: Betrachtung in kartesischen Koordinaten, jedoch Wärmeleitung nur in Richtung der Koordinatenachse senkrecht zur Halbraumoberfläche
- Der unendliche Körper mit zylindrischem Hohlraum: radialsymmetrische Betrachtung in Zylinderkoordinaten
- Der unendliche Körper mit kugelförmigem Hohlraum: Wärmeleitung erfolgt nur orthogonal zur Kugeloberfläche

In der technischen Anwendung sind Wärmeleitungsprozesse in der Regel instationär, d. h. eine Randbedingung (z. B. eine Oberflächentemperatur) ändert sich mit der Zeit. Deshalb wird im Rahmen dieser Arbeit vorrangig auf die Darstellung von Lösungsmöglichkeiten instationärer Probleme eingegangen.

4.2.2 Instationäre Wärmeleitung

Die FOURIER'sche DGL kann für instationäre Wärmeleitungsprozesse nur für bestimmte Randbedingungen geschlossen gelöst werden.

Wird für den Halbraum als Randbedingung an der Oberfläche ein Temperatursprung von $\Delta\vartheta_s$ (DIRICHLET'sche Randbedingung) zum Zeitpunkt $t = 0$ angenommen, so ergibt sich in der Tiefe z von der Oberfläche zum Zeitpunkt t die Temperatur $T(z,t)$ zu

$$T(z,t) = T_0 + \Delta\vartheta_s \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{2 \cdot \sqrt{a \cdot t}}\right) \quad (4.5)$$

Hierin ist $\operatorname{erfc}(\xi)$ das Komplement der GAUSS'schen Fehlerfunktion (BRONSTEIN, 1995).

Die über die Fläche A bis zum Zeitpunkt t^* eingetragene Wärmemenge errechnet sich zu

$$Q(t^*) = \frac{2 \cdot A}{\sqrt{\pi}} \cdot b \cdot \Delta\vartheta_s \cdot \sqrt{t^*} \quad (4.6)$$

Der Faktor b bezeichnet die Wärmeeindringfähigkeit:

$$b = \sqrt{\lambda \cdot c \cdot \rho} = \frac{\lambda}{\sqrt{a}} \quad (4.7)$$

Angenommen sei ein Felsvolumen, in dem sich eine einzelne ebene Felskluft befindet, die mit einer heißen Thermoplastschmelze gefüllt wird. Dann kann mit Gleichung (4.5) die Temperaturerhöhung des Fels ermittelt werden, wenn an der Kluftwandung eine schlagartige Erhöhung der Temperatur angenommen wird.

Die Ermittlung des Temperaturfeldes nach einem Temperatursprung ist für den unendlichen Körper mit zylindrischem Hohlraum nur durch eine Näherungslösung für sehr große Zeiten t möglich (BAEHR / STEPHAN, 2004 und ADAM, 2002).

Berücksichtigt man periodische Temperaturschwankungen der Geländeoberfläche im Tages- oder Jahrgang, so kann unter Vernachlässigung konvektiver Wärmeübertragung zwischen Luft und Erdoberfläche die Bodentemperatur in der Tiefe z zum Zeitpunkt t ermittelt werden zu:

$$T(z,t) = T_m + \Delta\vartheta \cdot e^{-\sqrt{\frac{\pi}{a \cdot t_p}} \cdot z} \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot t}{t_p} - \sqrt{\frac{\pi}{a \cdot t_p}} \cdot z\right) \quad (4.8)$$

Hierin bedeuten

T_m	mittlere Tages- oder Jahrestemperatur	[°C]
t_p	Periodendauer (z. B. 1 Tag oder 1 Jahr)	[s]
$\Delta\vartheta$	Temperaturamplitude	[K]

In ADAM (2002), BRANDL (2006) oder SCHOLZ-SOHLBACH (2004) finden sich Beispielrechnungen für die Temperaturverteilung im Boden im Jahrgang.

Fügt man der FOURIER'schen DGL (4.3) einen Quellterm hinzu, so ergeben sich für den Fall des unendlich ausgedehnten Körpers mit zylindrischem Hohlraum weitere analytische Lösungen. Für sehr kleine Radien des Zylinders kann man diesen als linienförmige Wärmequelle betrachten.

Setzt man einen konstanten Wärmestrom \dot{Q} bzw. konstante Wärmeleistung als Randbedingung an (NEUMANN'sche Randbedingung), so ergibt sich

$$T(t,r) = T_0 - \frac{\dot{Q}}{4 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} \cdot \text{Ei}\left(-\frac{r^2}{4 \cdot a \cdot t}\right) \quad (4.9)$$

mit dem Exponentialintegral $\text{Ei}(-\xi) = \int_{\xi}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du$ (BRONSTEIN, 1995). L [m] ist die Länge der linienförmigen Wärmequelle und r [m] der radiale Abstand von der Symmetrieachse des Vollraumes aus.

Die Werte von $\text{Ei}(-\xi)$ sind stets negativ, so dass sich in Gl. (4.9) eine Temperaturerhöhung ergibt.

$\lim_{\xi \rightarrow 0} \text{Ei}(-\xi) \rightarrow \infty$, so dass eine Berechnung an der Stelle $r = 0$ nicht möglich ist.

Geht man davon aus, dass eine Wärmeenergie Q schlagartig zum Zeitpunkt t_0 über die Länge L abgegeben wird, so spricht man von „Wärmeexplosion“. Für diese Randbedingung ergibt sich für den Vollraum mit einer linienförmigen Wärmequelle:

$$T(t,r) = T_0 + \frac{Q}{4 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot t \cdot L} \cdot e^{-\frac{r^2}{4 \cdot a \cdot t}} \quad (4.10)$$

Für $t = 0$ und $r = 0$ folgt der Grenzwert $T \rightarrow \infty$; für $r = \text{const.} \neq 0$ ergibt sich ein Temperaturmaximum zum Zeitpunkt t_{max} (BAEHR / STEPHAN, 2004):

$$t_{\text{max}} = \frac{r^2}{6 \cdot a} \quad (4.11)$$

In Bild 4.1 sind vergleichend und beispielhaft für die angegebenen Randbedingungen die Temperaturverläufe über die Zeit an unterschiedlichen Orten des Vollraumes mit linienförmiger Wärmequelle für das Modell des konstanten Wärmestroms (Gl. 4.9) und der Wärmeexplosion (4.10) dargestellt.

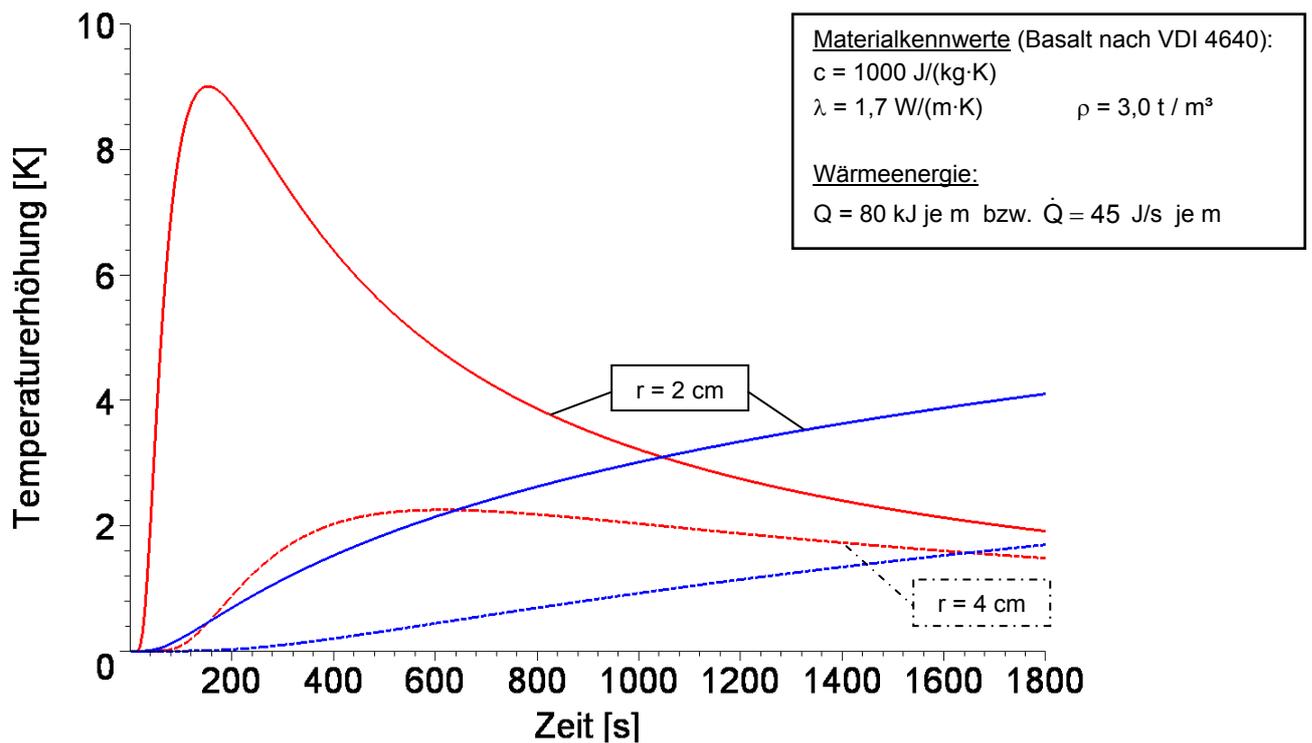


Bild 4.1: Temperaturfeld nach den Gleichungen 4.9 (blau) und 4.10 (rot) für $T_0 = 0$ an den Stellen $r = 2 \text{ cm}$ (durchgezogen) und $r = 4 \text{ cm}$ (gestrichelt) für eine linienförmige Wärmequelle im Vollraum

4.2.3 Wärmeleitung bei Phasenwechsel flüssig - fest

Beim Phasenwechsel einer Flüssigkeit von fest zu flüssig wird Energie in Form von Erstarrungsenthalpie h_E [kJ/kg] frei. Die freiwerdende Wärmemenge $Q_E = m \cdot h_E$ muss zusätzlich abgeführt werden; die Umwandlungsenergie kann demnach als Wärmequelle aufgefasst werden.

Neben der physikalischen Beschreibung des Temperaturfeldes ist die Berechnung der Dicke der erstarrten Schicht und der hierfür benötigten Erstarrungszeit von technischer Relevanz. Erstmals setzten sich hiermit die Physiker F. NEUMANN und J. STEFAN Ende des 19. Jahrhunderts auseinander.

Sie definieren die dimensionslose Phasenübergangszahl zu

$$Ph = \frac{h_E}{c \cdot (T_E - T_0)} \quad (4.12)$$

worin T_E die Erstarrungstemperatur und T_0 die Ausgangstemperatur der festen Phase sind.

Eine einfache analytische Lösung ergibt sich für das so genannte STEFAN-Problem: Angenommen wird ein halbunendlich ausgedehnter Körper, an dessen ebener Oberfläche eine Flüssigkeit der Temperatur T_E erstarrt. Die Oberflächentemperatur T_0 und die Temperatur der Flüssigkeit T_f werden als konstant angenommen, die Flüssigkeit ist in Ruhe. Die Zeit zum Erstarren einer Schicht der Dicke s berechnet sich dann zu (BAEHR / STEPHAN, 2004):

$$t_E = \frac{h_E \cdot \rho \cdot s^2}{2 \cdot \lambda \cdot (T_E - T_0)} \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot Ph^{-1} - \frac{2}{45} \cdot Ph^{-2} + \frac{16}{945} \cdot Ph^{-3} - \dots\right) \quad (4.13)$$

In CARSLAW / JAEGER (1959) sind Lösungen angegeben, die zusätzlich einen Temperaturgradienten in der Flüssigkeit berücksichtigen.

Vernachlässigt man in Gl. (4.13) die sich aus der Reihenentwicklung ergebende Wärmespeicherung in der erstarrten Schicht, so ergibt sich eine quasistatische Näherung, die für Phasenübergangszahlen $Ph > 7$ hinreichend genau ist:

$$t_E^* = \frac{h_E \cdot \rho \cdot s^2}{2 \cdot \lambda \cdot (T_E - T_0)} \quad (4.14)$$

BAEHR / STEPHAN (2004) und GRIGULL / SANDER (1990) geben eine quasistatische Näherungslösung für das Erstarren einer Flüssigkeit im Inneren eines von außen gekühlten Zylinders an:

$$t_E = \frac{Ph \cdot s^2}{2 \cdot a_f} \cdot \left[\left(1 - \frac{r}{s}\right)^2 \cdot \ln\left(1 - \frac{s}{r}\right) - \left(1 - \frac{2 \cdot r}{s}\right) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\lambda_s}{\lambda_f} \cdot \ln \frac{r+d}{r}\right) \right] \quad (4.15)$$

Hierin bedeuten:

s	Dicke der erstarrten Schicht	[m]
r	Zylinderradius	[m]
d	Materialdicke des Zylinders (Mächtigkeit des umgebenden Feststoffes)	[m]

Mit den in diesem Abschnitt angegebenen Gleichungen ist es für geometrisch einfache Fälle mit klar definierten thermodynamischen Randbedingungen möglich, Erstarrungszeiten abzuschätzen. Müssen zur Beschreibung des Erstarrungsvorganges zusätzlich Strömungsvorgänge innerhalb des erstarrenden Fluids oder Kühlung durch andere Stoffe berücksichtigt werden, so sind die mathematischen Zustandsbeschreibungen dieser Vorgänge aufgrund ihrer physikalischen Komplexität nur mehr numerisch berechenbar.

4.3 Wärmeübertragung (Konvektion)

Unter Konvektion versteht man Wärmeübertragung aufgrund von Strömung von Fluiden und Gasen. Hierbei wird zwischen freier und erzwungener Konvektion unterschieden: Wird die Strömung durch eine Pumpe, einen Druckgradienten o. ä. erzeugt, so spricht man von erzwungener Konvektion. Der Wärmeübergang zwischen einem Heizdraht und einem daran vorbei geblasenen Luftstrom ist ein Beispiel für erzwungene Konvektion. Freie Konvektion entsteht, wenn sich aufgrund von temperaturbedingten Dichteunterschieden in einer Flüssigkeit oder in einem Gas Strömungen einstellen. Ein Beispiel hierfür ist Luft, die sich an der Geländeoberfläche aufgrund von Sonneneinstrahlung erwärmt und dann aufsteigt.

Aufgrund von Grundwasserströmungen tritt in Boden oder Fels in der Regel erzwungene Konvektion auf. Für den Anwendungsfall der Injektion thermoplastischer Schmelzen ist ebenso nur erzwungene Konvektion zu berücksichtigen, deren Grundzüge im Folgenden dargestellt werden sollen.

Durch eine ergänzende Berücksichtigung konvektiver Anteile in der Wärmestromgleichung (4.3) wird das Temperaturfeld mit einem vorhandenen Strömungsfeld gekoppelt. Für die Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit wird dabei immer davon ausgegangen, dass sich sowohl das thermische als auch das Geschwindigkeitsprofil der Strömung bereits vollkommen ausgebildet haben, das heißt Einlaufeffekte zu Beginn der Strömung werden nicht betrachtet.

Mit dieser Annahme kann man davon ausgehen, dass die konvektive Wärmeübertragung zwischen strömendem Fluid und Festkörper auf eine Schicht begrenzt ist: die Temperaturgrenzschicht. Temperaturänderungen aufgrund von Konvektion treten nur innerhalb dieser Grenzschicht auf, außerhalb findet in der fluiden und festen Phase Wärmeleitung statt.

Der Temperaturverlauf in der Temperaturgrenzschicht wurde exemplarisch bereits in [Bild 3.1](#) dargestellt.

Maßgebende Kenngröße des konvektiven Wärmeübergangs in der Temperaturgrenzschicht ist der Wärmeübergangskoeffizient α [$W/(K \cdot m^2)$]:

$$\alpha = \frac{\lambda_f}{\delta_T} \quad (4.16)$$

Hierin ist mit δ_T die Dicke der Temperaturgrenzschicht enthalten, die wiederum definiert werden kann zu:

$$\delta_T = \frac{L_0}{Nu} = \frac{\lambda}{\alpha} = \sqrt{\frac{\pi \cdot a \cdot x}{w}} \quad (4.17)$$

mit:

L_0	charakteristische Abmessung des Strömungsquerschnitts	[m]
Nu	Nusselt-Zahl	[-]
x	Abstand in Fließrichtung	[m]
w	Fließgeschwindigkeit	[m/s]

Nach Gl. 4.17 wächst demnach die Dicke der Temperaturgrenzschicht mit der Wurzel des Fließweges asymptotisch an. In der Regel wird die Temperaturgrenzschicht als vollkommen ausgebildet angenommen, wenn die Temperaturverteilung nur noch geringfügig von den Strömungsverhältnissen abhängt (BAEHR / STEPHAN, 2004).

Die Nusselt-Zahl kann unter Annahme von Randbedingungen für verschiedene Geometrien abgeleitet werden. Herrscht im Fluid laminare Strömung (Reynolds-Zahl $Re < 64$), so ergeben sich für die Rohrströmung die Grenzwerte der Nusselt-Zahl zu $3,657 < Nu < 4,364$. Der untere Grenzwert resultiert aus der Randbedingung einer konstanten Oberflächentemperatur, der obere Grenzwert aus der Annahme konstanter Wärmestromdichte (BAEHR / STEPHAN, 2004). Nusselt-Zahlen für andere Geometrien und Strömungszustände können KAKAC / YENER (1985) entnommen werden.

Wenn das Strömungsfeld näherungsweise beschrieben werden kann, so ist es mit den vorgestellten Gleichungen möglich, den Wärmeübergangskoeffizienten zu ermitteln.

Für viele technische Anwendungen ist dieser aber bereits rechnerisch oder über Versuche ermittelt worden und kann für unterschiedliche Materialien und Randbedingungen Tabellen in Standardwerken entnommen werden, z.B. HERING (1995) oder KUHLING (1996). Durch Einführung des Wärmedurchgangskoeffizienten

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{d}{\lambda} \quad (4.18)$$

werden viele technische Wärmeübertragungsvorgänge auf reine Wärmeleitungsvorgänge zurückgeführt, ohne dass das zu Grunde liegende Strömungsfeld näher untersucht werden muss. Dies wird oft als „Randbedingung der 3. Art“ für reine Wärmeleitung bezeichnet.

4.4 Thermische Eigenschaften von Boden und Fels

Im folgenden Abschnitt werden die thermischen Eigenschaften von Boden und Fels erläutert und die wichtigsten in der Literatur zu findenden Abhängigkeiten dargestellt. Bei den speziellen thermischen Eigenschaften eines Materials handelt es sich vorwiegend um die Wärmeleitfähigkeit λ und die Wärmekapazität c .

Stoffkenngrößen wie zum Beispiel die Dichte des Feststoffes, die Lagerungsdichte oder der Sättigungsgrad des Bodens haben zum Teil maßgeblichen Einfluss auf die thermischen Größen. Auf diese aus der Bodenmechanik bekannten Kenngrößen wird aber im Rahmen dieser Arbeit nicht explizit eingegangen, sondern nur in Hinblick auf ihre Beeinflussung der thermischen Eigenschaften.

Bei kristallinen Feststoffen bietet sich sowohl eine Betrachtung der thermischen Eigenschaften auf mikroskopischer als auch auf makroskopischer Ebene an: Ist der mineralogische Aufbau eines Gesteins bekannt, so können die Eigenschaften der Feststoffmatrix aus den Eigenschaften der jeweiligen Minerale ermittelt werden. Die thermischen Eigenschaften der Minerale sind durch Grundlagenuntersuchungen weitgehend bekannt und können aus der Literatur (z.B. SCHÖN, 1983 oder DE VRIES, 1963) entnommen werden.

Makroskopisch werden die Eigenschaften eines Boden oder Festgesteins unabhängig von der jeweiligen mineralischen Zusammensetzung beschrieben. Auch hierfür sind in der Literatur Kenngrößen angegeben (z.B. VDI 4640, SCHÖN, 1983 oder FAROUKI, 1986).

Im Folgenden soll ein Überblick über die Abhängigkeit der thermischen Parameter von weiteren bodenmechanischen Größen gegeben werden. Es werden Kenngrößen der wichtigsten Minerale, Böden und Festgesteine dargestellt. Da die Literatur zu diesem Themengebiet umfangreich ist, erhebt die Darstellung keinen Anspruch auf Vollständigkeit.

4.4.1 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ [$W/(m \cdot K)$] gibt an, in welchem Maße sich ein Temperaturfeld in einem von einem Wärmestrom \dot{Q} durchflossenen Körper ausbildet. Sie ist eine temperaturabhängige, tensorielle Materialkenngröße.

Die Wärmeleitfähigkeit beruht auf der Wechselwirkung von Elektronen und Phononen im Molekülgitter eines Stoffes. Je dichter das Molekülgitter ist und je mehr freie Elektronen zur Verfügung stehen, desto höher ist die Wärmeleitfähigkeit. Sie ist damit abhängig vom Aggregatzustand des Stoffes: In fester Phase ist die Wärmeleitfähigkeit höher als in flüssiger oder gasförmiger. Metallische Stoffe verfügen über vergleichsweise viele freie Elektronen, so dass ihre Wärmeleitfähigkeit höher ist als die kristalliner Feststoffe, bei denen die Wärmeleitung hauptsächlich durch Phononleitung hervorgerufen wird.

Für Minerale wurde vielfach eine thermische Anisotropie parallel oder senkrecht zur Gitterebene festgestellt (ROYEN / WINTERKORN, 1957 oder SCHÖN, 1983). Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über die Wärmeleitfähigkeit der wichtigsten Minerale und ggf. deren Anisotropie.

Mineral	Richtung	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Wärmekapazität c [kJ/(kg·K)]
Quarz	senkrecht	6,7	0,77
	parallel	12,0	
	pulverisiert	8,2	0,71
	amorph	1,3	
Feldspat		1,5 ... 2,4	0,77
Glimmer	senkrecht	0,5	0,65 ... 0,8
	parallel	3,1	
	pulverisiert	2,0	
Dolomit		4,0 ... 5,5	0,9
Gips		1,2	1,05
Tonminerale	(Mittelwert)	2,9	0,75
Wasser	20 °C	0,6	4,18
Luft	20 °C	0,026	1,0

Tabelle 4.1: Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität einiger Minerale, zusammengestellt nach DE VRIES (1963), SCHÖN (1983) und ENNIGKEIT (2002)

Nach SCHÖN (1983) fällt bei kristallinen Mineralen die Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur ab. Bei amorphem Quarz steigt sie jedoch bei höheren Temperaturen an.

Die Wärmeleitfähigkeit von Festgestein hängt von der mineralogischen Zusammensetzung und der Textur des Gesteins ab. Magmatische Gesteine können als quasi isotrop angesehen werden. Bei metamorphen Gesteinen kann sich je nach Schichtung ein Faktor der thermischen Anisotropie von bis zu 2 einstellen. Bei Sedimentgesteinen liegen die Anisotropiefaktoren zwischen 2 und 4 (SCHÖN, 1983).

In Tabelle 4.2 sind die Wärmeleitfähigkeiten einiger Gesteine angegeben.

Gestein	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Wärmekapazität c [kJ/(kg·K)]
Basalt	1,7	1,0
Granit	2,0 ... 4,0	0,95
Gneis	2,0 ... 4,0	0,6 ... 1,0
Marmor	1,5 ... 3,5	0,8
Kalkstein	2,6	0,7 ... 1,2
Sandstein	1,0 ... 5,0	0,6 ... 1,3
Mergel	1,5 ... 3,5	0,9

Tabelle 4.2: Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität einiger Gesteine zusammengestellt nach VDI 4640 und SCHÖN (1983)

Die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit wurde für ausgewählte Gesteinsproben im Rahmen einer Diplomarbeit untersucht (HAUPTMÜLLER, 2005). Hierfür wurde ein Versuchsstand entwickelt, mit dem die Wärmeleitfähigkeit bei Temperaturen bis zu 220 °C ermittelt werden kann. Beim so genannten Zweiplattenverfahren wird zwischen zwei Stoffproben eine Heizplatte angeordnet. Die Platte wird erhitzt und es stellt sich ein Temperaturfeld in den Proben ein. Bei Erreichen des stationären Zustandes kann aus der Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Unterseite der Proben die Wärmeleitfähigkeit über die eingebrachte Wärmeleistung ermittelt werden. Da die von der Heizplatte ausgehenden Wärmeströme in der Regel nicht symmetrisch sind, werden die Messergebnisse der oberen und der unteren Stoffprobe gemittelt (DIN 52 612).

Die Abmessungen des Versuchsstandes wurden so gewählt, dass die Felsproben aus herkömmlichen Bohrkernen entnommen werden können, siehe Bild 4.2.

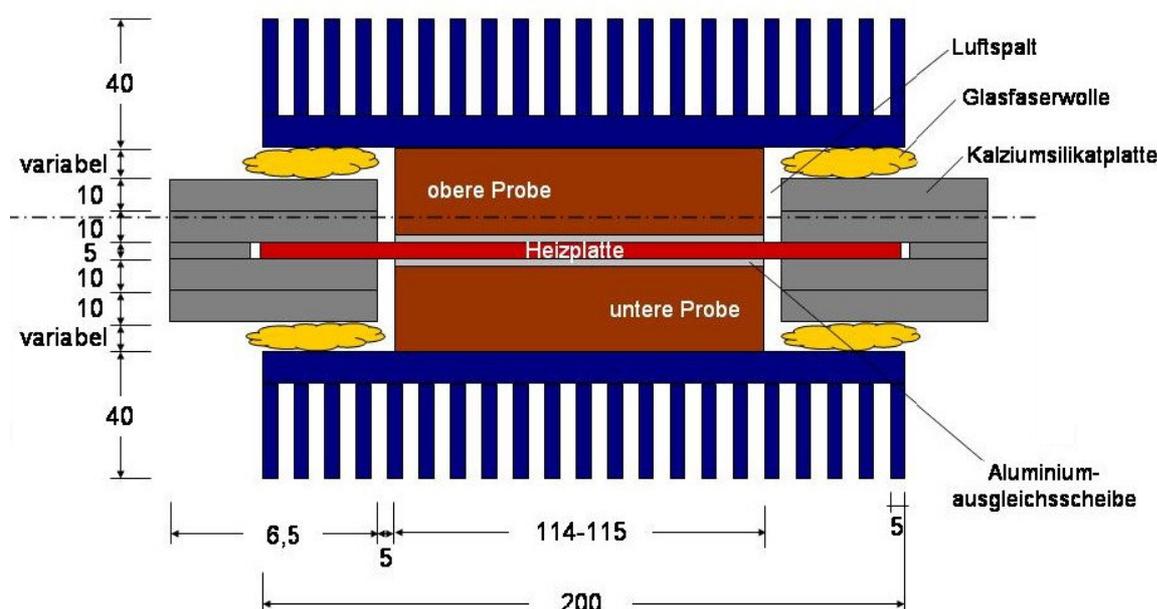


Bild 4.2: schematischer Aufbau des Versuchsstandes zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit an Felsproben (HAUPTMÜLLER, 2005); Maße in [mm]

In Bild 4.3 sind die Ergebnisse grafisch dargestellt. In guter Näherung wurde ein linearer Zusammenhang zwischen Wärmeleitfähigkeit und Temperatur für die vier untersuchten Felsproben Granit, Marmor, Sandstein und Gneis gefunden. Bei Marmor und Sandstein ist die Temperaturabhängigkeit am stärksten ausgeprägt; bei Granit und Gneis stellt sich nur eine geringfügige Verringerung der Wärmeleitfähigkeit bei steigender Temperatur ein.

Beim Gneis ist der niedrige Wert der Wärmeleitfähigkeit auffallend. Die untersuchte Felsprobe wies eine starke Schichtung der einzelnen Glimmer und Feldspate auf, so dass von ausgeprägter thermischer Anisotropie ausgegangen werden muss. Die dargestellten Messergebnisse beziehen sich auf einen Wärmestrom senkrecht zur Spaltebene. Eine vergleichende Messung parallel zur Schichtung war nicht möglich, da kein entsprechender Probekörper hergestellt werden konnte.

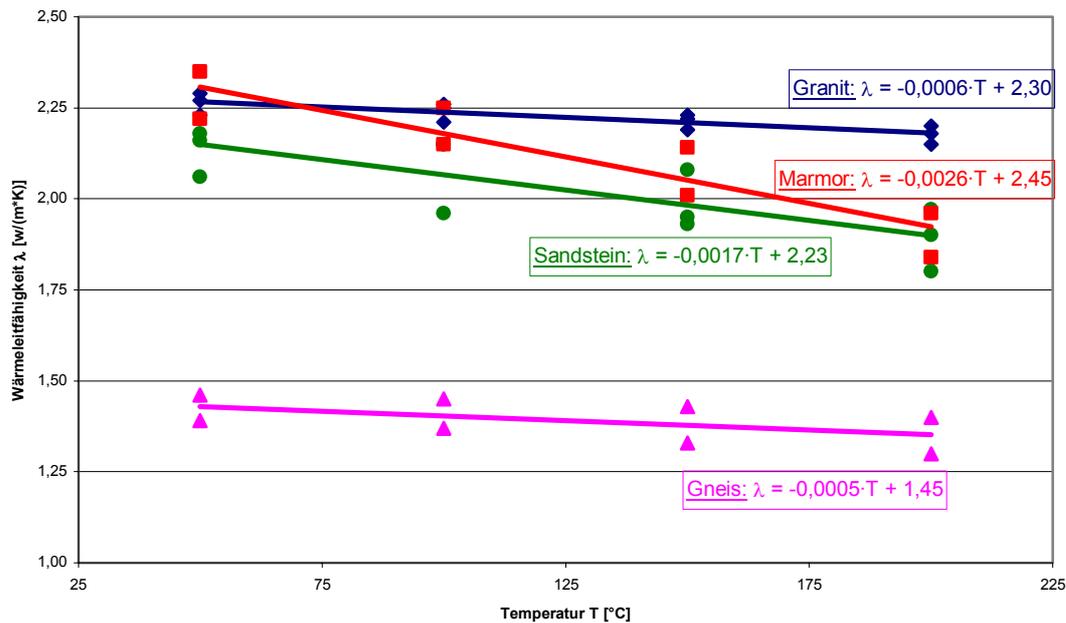


Bild 4.3: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für Granit, Marmor, Sandstein und Gneis (senkrecht zur Schichtung) nach HAUPTMÜLLER (2005)

Die Wärmeleitfähigkeit von Böden setzt sich zusammen aus den jeweiligen Anteilen des Feststoffes, des Porenwassers und der Porenluft. Zur Ermittlung der gesamten Wärmeleitfähigkeit müssen demnach der Sättigungsgrad S_r und die Lagerungsdichte n berücksichtigt werden. Die Angabe von pauschalen Werten der Wärmeleitfähigkeit für verschiedene Böden, wie dies z. B. in VDI 4640, JURY (1991) oder KAKAC / YENER (1985) nachzulesen ist, erscheint nur als Abschätzung sinnvoll.

In der Literatur finden sich verschiedene Ansätze zur rechnerischen Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit. Als einfachste Beziehung gibt FAROUKI (1986) für gesättigte Böden ($S_r = 1$) das geometrische Mittel an:

$$\lambda_e = \lambda_s^{(1-n)} \cdot \lambda_w^n \quad (4.19)$$

In Gl. (4.19) bedeutet λ_e die effektive Wärmeleitfähigkeit der gesamten Bodenmatrix.

SCHÖN (1983) betrachtet die Mikrostruktur der Bodenpartikel und Poren und gibt die folgenden Beziehungen an:

$$\lambda_{e, \text{Kugelporen}} = \lambda_s \cdot \frac{\left[\left(2 \cdot \frac{\lambda_s}{\lambda_w} + 1 \right) - 2 \cdot n \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_w} - 1 \right) \right]}{\left[\left(2 \cdot \frac{\lambda_s}{\lambda_w} + 1 \right) + n \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_w} - 1 \right) \right]} \quad (4.20)$$

$$\lambda_{e, \text{Kugelpartikel}} = \lambda_w \cdot \frac{\left[3 \cdot \frac{\lambda_s}{\lambda_w} - 2 \cdot n \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_w} - 1 \right) \right]}{\left[3 + n \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_w} - 1 \right) \right]} \quad (4.21)$$

Gleichung (4.20) gilt für die Annahme kugelförmiger Poren im Boden, Gleichung (4.21) für die Annahme kugelförmiger Partikel. Für $\lambda_s/\lambda_w \leq 10$ ist nach SCHÖN bis $n < 0,15$ der Ansatz von Gleichung (4.20) gerechtfertigt.

Mit der Berechnung der Wärmeleitfähigkeit für ellipsoide Bodenkörner beschäftigen sich DE VRIES (1963) und NEIß (1982).

In Bild 4.4 sind die effektiven Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Porenzahl für einen voll Wasser gesättigten Quarzsand ($\lambda_s = 8,0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$) dargestellt. Nach Gl. (4.20) ergeben sich für die Annahme kugelförmiger Poren die größten Wärmeleitfähigkeiten, da bei diesem geometrischen Modell die Kontaktbereiche zwischen einzelnen Bodenpartikeln maximiert werden.

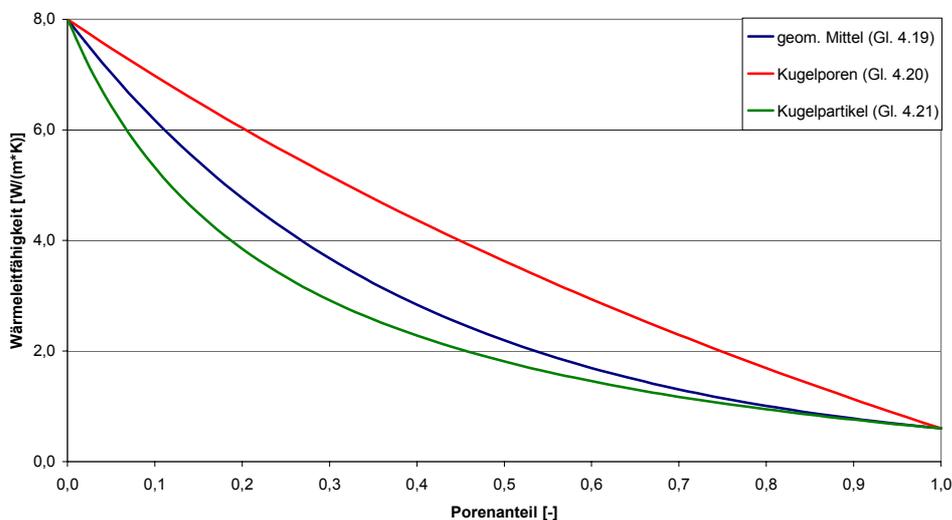


Bild 4.4: Wärmeleitfähigkeit eines vollgesättigten Quarzsandes in Abhängigkeit des Porenanteils nach Gl. (4.19) bis (4.21)

FAROUKI (1986) diskutiert die unterschiedlichen Ansätze zur Ermittlung der effektiven Wärmeleitfähigkeit trockener Böden und kommt zum Schluss, dass die empirischen Beziehungen nach JOHANSEN eine gute Näherung für gebrochene und natürliche Materialien darstellt:

$$\lambda_{\text{natürlich}} = \frac{0,135 \cdot (1-n) \cdot \rho_s + 0,0647}{\rho_s \cdot (0,053 + 0,947 \cdot n)} \pm 20\% \quad (4.22)$$

$$\lambda_{\text{gebrochen}} = 0,039 \cdot n^{-2,2} \pm 25\% \quad (4.23)$$

Über die Unterscheidung nach gebrochenem und natürlich gerundetem Material trägt JOHANSEN dem Umstand Rechnung, dass bei gebrochenem Material größere Kontaktflächen zwischen den einzelnen Feststoffpartikeln entstehen. Gleichung (4.23) ergibt nur für $n > 0,15$ – was für natürliche Böden stets sichergestellt ist – sinnvolle Ergebnisse.

Für ungesättigte Böden gibt FAROUKI (1986) die empirischen Gleichungen von KERSTEN an:

$$\lambda_e = 0,1442 \cdot (A \cdot \log w + B) \cdot 10^{0,1602 \cdot \rho_s \cdot (1-n)} \quad (4.24)$$

Der Wassergehalt w ist in [%] einzusetzen. Die Parameter A und B richten sich nach dem Boden: Für bindige Böden gilt $A = 0,9$ und $B = 0,2$, für reinen Sand gibt KERSTEN $A = 0,7$ und $B = 0,4$ an.

In der Literatur am weitesten verbreitet sind jedoch die Diagramme nach ANDERSLAND / ANDERSON (1978).

In Bild 4.5 ist exemplarisch die Wärmeleitfähigkeit eines Sandes in Abhängigkeit der Trockendichte und der Sättigung dargestellt.

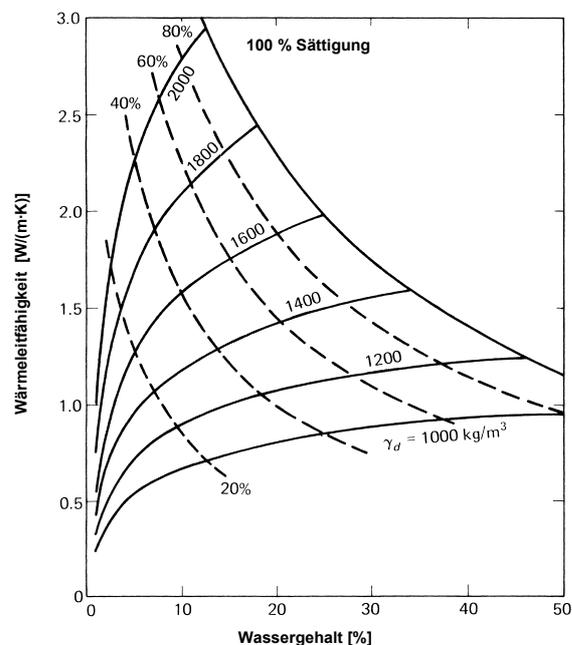


Bild 4.5: Wärmeleitfähigkeit eines Sandes nach ANDERSLAND / ANDERSON (1978)

Bei gefrorenen Böden ist aufgrund der Anomalie des Wassers zu beachten, dass sich die Wärmeleitfähigkeit bei Phasenwechsel des Wassers stark ändert. Diese Thematik wird in ANDERSLAND / ANDERSON (1978) und FAROUKI (1986) intensiv diskutiert.

BEAR (1972) stellt weitere Formeln zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit von porösen Medien vor, hier vor allem unter Beachtung weiterer flüssiger Phasen (z. B. Öl) im Porenraum. SCHÖN (1983) weist zusätzlich auf eine Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit vom Spannungszustand des Gesteins hin.

4.4.2 Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c [$kJ/(kg \cdot K)$] eines Stoffes gibt die Wärmemenge an, die zur Erwärmung von einem Kilogramm Stoffmasse um $\Delta\vartheta = 1 \text{ K}$ benötigt wird.

Sie ist ebenso wie die Wärmeleitfähigkeit temperaturabhängig, kann aber für begrenzte Temperaturintervalle als Konstante angesehen werden (ENNIGKEIT, 2002). Die Wärmekapazität ist unabhängig von der Richtung des Wärmestroms und somit stets eine skalare Größe.

Wie im vorherigen Abschnitt bereits erläutert wurde, bieten sich eine mikroskopische und eine makroskopische Betrachtungsweise zur Bestimmung der Wärmekapazität eines Feststoffes an.

In Tabelle 4.1 sind die Wärmekapazitäten einiger Minerale und in Tabelle 4.2 ausgewählter Gesteine angegeben.

Für Böden wird die Wärmekapazität oft als über die jeweiligen Massen gewichteter Mittelwert angegeben:

$$c_e \cdot \rho_e = \rho_s \cdot c_s \cdot (1-n) + \rho_f \cdot c_f \cdot n_f + \rho_a \cdot c_a \cdot n_a \quad (4.25)$$

FAROUKI (1986) und ANDERSLAND / ANDERSON (1978) geben folgende empirische Beziehung an:

$$c_e = \frac{\gamma_d}{\gamma_w} \cdot \left(0,18 + \frac{W}{100} \right) \cdot \frac{c_w \cdot \rho_w}{\rho_e} \quad (4.26)$$

In der Literatur finden sich nur wenige Arbeiten, die sich mit der Temperatur- oder Druckabhängigkeit der Wärmekapazität befassen.

In diesem Kapitel wurden die Grundlagen des Wärmetransportes knapp dargestellt. Mit den dargestellten Ansätzen ist es möglich, Wärmeströme und Wärmeausbreitung für vereinfachte Randbedingungen zu berechnen.

Bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen wird der Wärmestrom in das umgebende Gebirge stets durch Einbringen einer heißen Schmelze hervorgerufen. Der Wärmetransport ist maßgeblich mit der Strömung der Schmelze gekoppelt, so dass im folgenden Abschnitt die strömungsmechanischen und wärmetechnischen Eigenschaften von Thermoplasten näher betrachtet werden.

5 Rheologisches und thermodynamisches Verhalten thermoplastischer Schmelzen

Während des industriellen Herstellungsprozesses von Kunststoffen können die mechanischen, wärmetechnischen und rheologischen Eigenschaften der erzeugten Polymerwerkstoffe angepasst werden. Es ergibt sich eine Vielzahl unterschiedlicher Werkstoffe, die aufgrund ihres chemischen Aufbaus und ihrer Eigenschaften in die Gruppen Thermoplaste, Duroplaste und Elastomere gegliedert werden.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Injektionstechnologie sind lediglich Thermoplaste zu betrachten, da diese durch Zufuhr von Wärme und / oder mechanischer Energie in einen fließfähigen Zustand überführt werden können. Bei Temperaturabnahme stellt sich wieder der ursprüngliche feste Zustand ein. Hinsichtlich der Anwendung der Injektionstechnologie ist der Einsatz unterschiedlicher Thermoplaste (Polyamid, Polyethylen, Polypropylen, ...) möglich. Die Entscheidung für ein Injektionsmittel sollte unter technischen, wirtschaftlichen und ökologischen Aspekten getroffen werden.

In der Geotechnik werden Kunststoffe in verschiedenen Bereichen eingesetzt. Zu erwähnen sind Injektionen mit Harzen oder Polyurethanen bzw. Stützsuspensionen auf Polymerbasis. Kunststoff-erzeugnisse werden regelmäßig in Form von geotextilen Trenn- oder Bewehrungslagen sowie zum Korrosionsschutz von Ankerstählen o. ä. verwendet.

Im Folgenden sollen die grundlegenden Eigenschaften von Thermoplasten und deren Verhalten in der Schmelze beschrieben werden. Die Ausführungen können nur einen auf den Anwendungsfall einer Injektion begrenzten Überblick geben – zur intensiven Auseinandersetzung wird auf weiterführende Literatur, z.B. EHRENSTEIN (1999), MENGES (2002), SAECHTLING (1995) oder SCHWARZL (1990) verwiesen.

5.1 Allgemeines zu Thermoplasten

5.1.1 Molekularer Aufbau

Grundbaustein aller Polymere ist das Kohlenstoffatom, das mit vier Elektronen im äußersten Orbital bestrebt ist, mit weiteren Kohlenstoff- oder anderen Atomen Bindungen einzugehen. Man spricht von Hauptvalenz- oder chemischen Bindungen, die die Bildung langer Molekülketten, den Makromolekülen oder Polymeren, ermöglichen. Durch Polymerisation kann die Länge der Molekülkette beeinflusst werden. Durch Polykondensation können Nebenprodukte abgespalten bzw. einzelne Atome der Kette umgelagert werden (Polyaddition). Die Struktur der Makromoleküle - chemischer Aufbau, räumliche Anordnung der Atome im Molekül und räumliche Gestalt der Molekülkette - beeinflusst die Eigenschaften des jeweiligen Polymerwerkstoffes, vgl. EHRENSTEIN (1999).

Unter Nebenvalenzbindung versteht man die physikalische Bindung zwischen einzelnen Makromolekülen wie zum Beispiel Dipol-Dipol-Kräfte oder Wasserstoffbrückenbindungen. Letztere entstehen, wenn ein Wasserstoffatom chemisch an ein anderes Atom gebunden ist. Das dann partiell

positiv geladene Wasserstoffatom kann sich jetzt physikalisch an ein elektronegatives Atom einer anderen Molekülkette binden. Der Vorgang ist in Bild 5.1 am Beispiel von Polyamid 6 dargestellt. Wasserstoffbrückenbindungen verleihen dem Werkstoff eine hohe Erweichungstemperatur und eine hohe Zähigkeit.

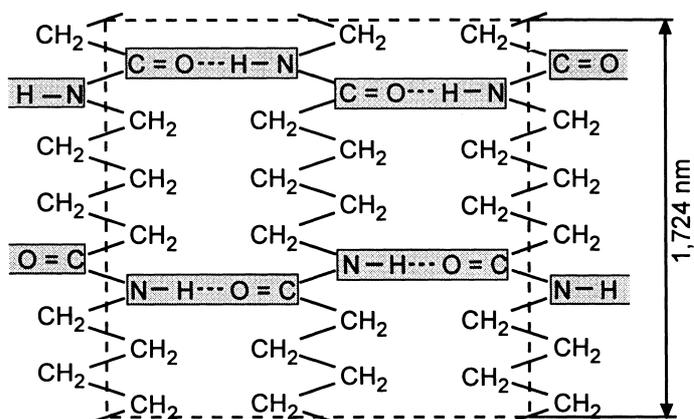


Bild 5.1: Wasserstoffbrückenbildung in Polyamid 6 nach EHRENSTEIN (1999)

Thermoplaste können im eingefrorenen Zustand amorphe oder teilkristalline Zustandsform aufweisen. Liegt der Molekülverband im Polymer in einer gewissen Unordnung vor oder sind große Seitenketten an das Makromolekül angegliedert, so können sich die Molekülketten nicht mehr ideal einander annähern. Das Polymer liegt in amorpher Zustandsform vor, welche von Verschlaufungen der Makromoleküle und einer unstrukturierten Anordnung der Polymerketten gekennzeichnet ist (EBELING, 1974).

Ist der Aufbau der Makromoleküle regelmäßiger, so können sich die Polymerketten in Bereichen annähern und kristallisieren. Wegen der langen Polymerketten findet in der Regel keine vollständige Kristallisation statt – es liegen kristalline und amorphe Bereiche nebeneinander vor. Man spricht vom teilkristallinen Zustand. Bild 5.2 zeigt schematisch den Molekülverband eines teilkristallinen Thermoplasts. Eine kristalline Hohlform in einem teilkristallinen Thermoplast zeigt Bild 5.3 – beobachtet beim Einfrieren einer Schmelze auf Polyamid-Basis nach Injektion in ein Glasrohr. Durch den Phasenwechsel von flüssig zu fest reduziert sich das Volumen des Kunststoffes (Schwindung, siehe Abschnitt 5.4), so dass sich in diesem Fall in Ermangelung einer freien Oberfläche die dargestellte Hohlform ausbildete.

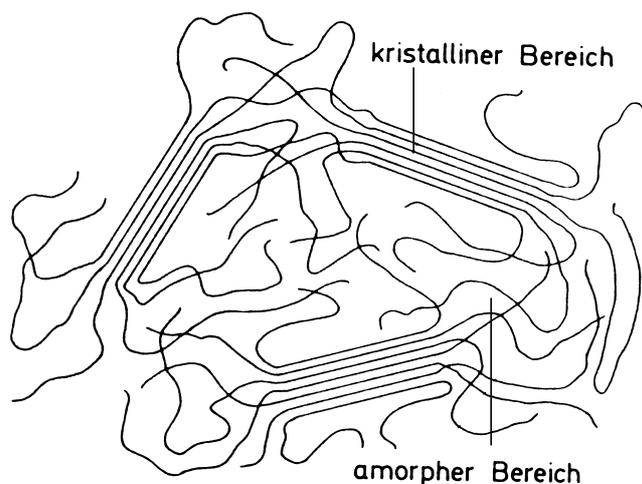


Bild 5.2: Molekülverband eines teilkristallinen Thermoplast nach EBELING (1974)

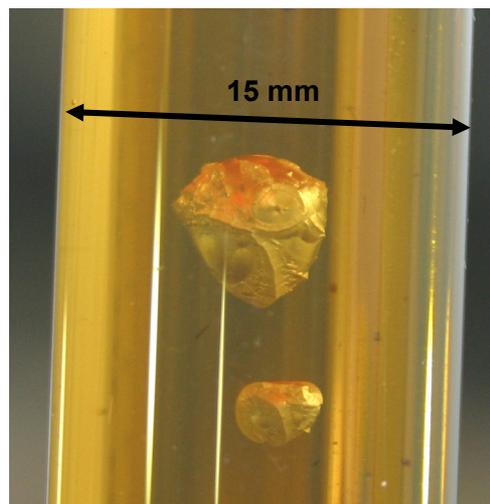


Bild 5.3: kristalline Hohlform im Inneren eines mit Thermoplastschmelze injizierten Glasrohres

Teilkristalline oder amorphe Strukturen haben maßgeblichen Einfluss auf die Eigenschaften des Kunststoffzeugnisses. Amorphe Kunststoffzeugnisse sind im Vergleich zu teilkristallinen nicht nur durchsichtig (z.B. Acrylglas), sie sind auch spröde und weisen eine deutlich niedrigere Erweichungstemperatur auf (EHRENSTEIN, 1999).

5.1.2 Aggregatzustände

Die Zustandsform von Kunststoffen unterteilt man im Allgemeinen in drei Bereiche: Den energie-elastischen Bereich, in dem die Kunststoffe hart und spröde sind. Bei zunehmender Temperatur werden die Atome zu größeren Schwingungen angeregt, so dass freies Volumen entsteht. Im entropie-elastischen Bereich verhalten sich die Kunststoffe gummiartig zäh. Bei weiterer Wärmezufuhr geht der Kunststoff in den Fließ- oder Schmelzestand über.

Der Übergang zwischen den einzelnen Aggregatzuständen erfolgt kontinuierlich, je nach molekularem Aufbau des jeweiligen Polymers, über einen bestimmten Temperaturbereich. Der Übergang zwischen dem energie- und entropie-elastischen Zustand wird als Erweichungs-, Einfrier- oder Glasübergangsbereich bezeichnet, er erstreckt sich nach EHRENSTEIN (1999) über bis zu $\Delta\vartheta = 40$ K. Oft wird als charakteristisch die Glasübergangstemperatur T_g angegeben, bei der sich die Eigenschaften am stärksten ändern.

Der Übergang zwischen entropie-elastischem und Fließzustand wird als Schmelzebereich bezeichnet und erstreckt sich über etwa $\Delta\vartheta = 15$ K (EHRENSTEIN, 1999). Bei amorphen Polymeren ist er durch das stetige Lösen von Verschlaufungen gekennzeichnet, charakteristisch ist die Fließtemperatur T_f . Bei rein kristalliner Struktur findet ein Erweichen der Kristallite (sprich ein Glasübergang) nicht statt; ab der Schmelztemperatur T_m beginnt das Aufschmelzen der Kristallite.

Bei teilkristallinen Polymeren überlagern sich die Eigenschaften der amorphen und der kristallinen Phase: Während sich die amorphen Bereiche bereits im entropie-elastischen Zustand befinden, liegt die kristalline Phase noch im energie-elastischen Aggregatzustand vor. Man geht hier von ei-

nem Zwei-Phasen-Gemisch aus. In Bild 5.4 ist qualitativ der Verlauf des Schubmoduls über die Temperatur eines teilkristallinen und eines rein amorphen Polymers dargestellt.

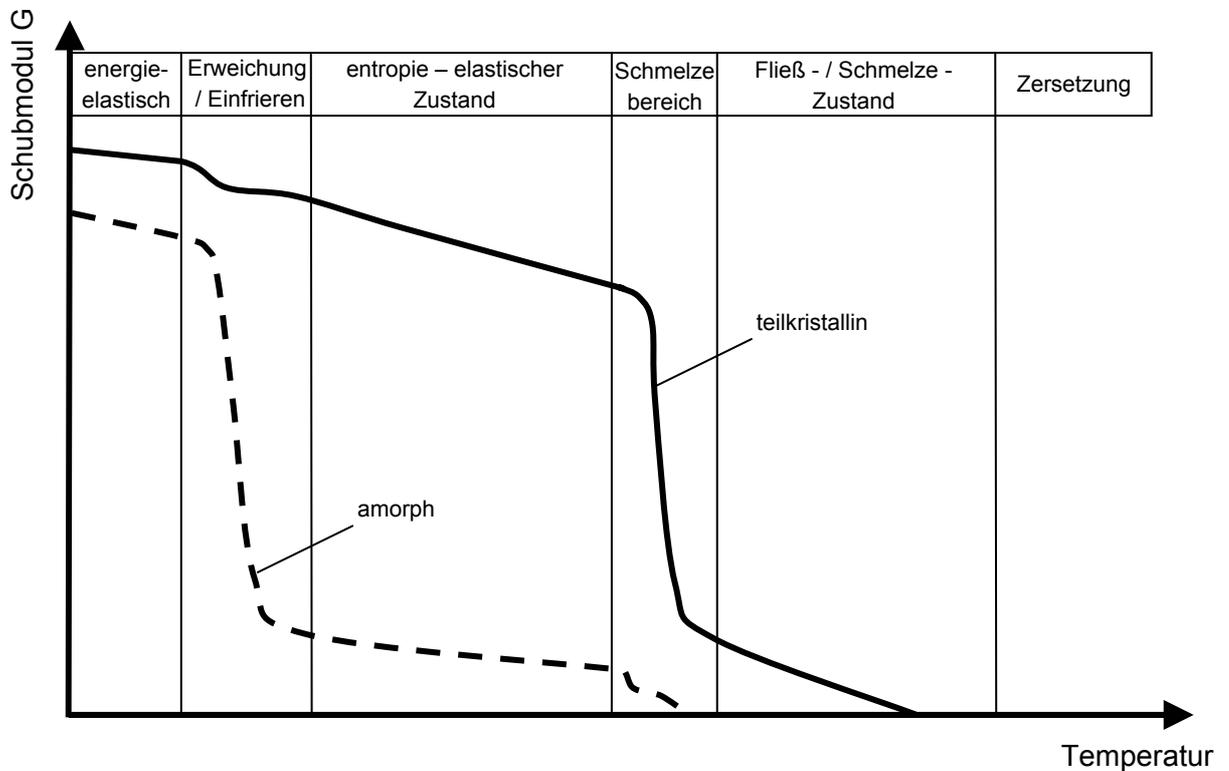


Bild 5.4: qualitativer Verlauf des Schubmoduls eines teilkristallinen und eines amorphen Polymers (nach EBELING, 1974 und EHRENSTEIN, 1978)

Im Erweichungsbereich ist ein Abfall des Schubmoduls des teilkristallinen Polymers festzustellen, der aus dem Glasübergang der amorphen Phase resultiert. Im entropie-elastischen Bereich fällt der Schubmodul nur mäßig ab, der Kurvenverlauf ist hier sehr stark vom Kristallisationsgrad des jeweiligen Polymers geprägt. Ab der Kristallschmelztemperatur ändern sich die Eigenschaften des Polymers schlagartig; die Änderung des Schubmoduls hängt in diesem Bereich stark vom Molekulargewicht ab (PLAJER, 1970).

Im energie-elastischen Bereich ist ein kleinerer Abfall des Schubmoduls festzustellen. Diese Erscheinung wird als Nebendissipation bezeichnet und ist auf Relaxationserscheinungen in der amorphen Phase zurückzuführen (SCHWARZL, 1990).

5.2 Fließverhalten in der Schmelze

Aufgrund ihrer Viskositätseigenschaften fließen Kunststoffschmelzen während des Verarbeitungsprozesses in der Regel laminar (MENGES, 2002). Fließt die Schmelze durch einen Kanal, so haften Flüssigkeitsteilchen an der Wandung, während das Material im Inneren des Kanals fließt. Die einzelnen Flüssigkeitsschichten gleiten aufeinander ab, man spricht von einer Scherströmung.

Wasser setzt beim Durchströmen eines Kanals schon der geringsten Scherung eine Wandschubspannung entgegen; man spricht von NEWTON'schem Fließen. Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ (oft auch als Strömungsgradient bezeichnet) und Schubspannung verhalten sich linear zueinander mit der dynamischen Viskosität η als Proportionalitätskonstante. Muss erst eine Anfangsschubspannung (Fließgrenze τ_0) überwunden werden, ehe die Flüssigkeit geschert werden kann, so spricht man von BINGHAM'schen Flüssigkeiten. Diese Eigenschaft weisen z. B. Stützsuspensionen auf Basis von Bentoniten auf, wie sie in der Geotechnik zur Stützung von Schlitzten oder Bohrungen verwendet werden. Das Abfließen der Suspension in den Porenraum stagniert, wenn die Schubspannungen zwischen Bodenkörnern und Stützflüssigkeit kleiner als die Fließgrenze wird.

Kunststoffschmelzen verhalten sich bei einer Scherströmung in der Regel strukturviskos: Bei geringen Schergeschwindigkeiten kann NEWTON'sches Fließen festgestellt werden. Bei Zunahme der Schergeschwindigkeit nimmt die Viskosität ab. Das heißt, je größer die Schergeschwindigkeit ist, desto geringer sind die benötigten Kräfte, um die Strömung aufrecht zu halten. Strukturviskosität wird oft auch mit dem Begriff der Thixotropie in Verbindung gebracht.

In Bild 5.5 sind die unterschiedlichen Fließkurven schematisch dargestellt.

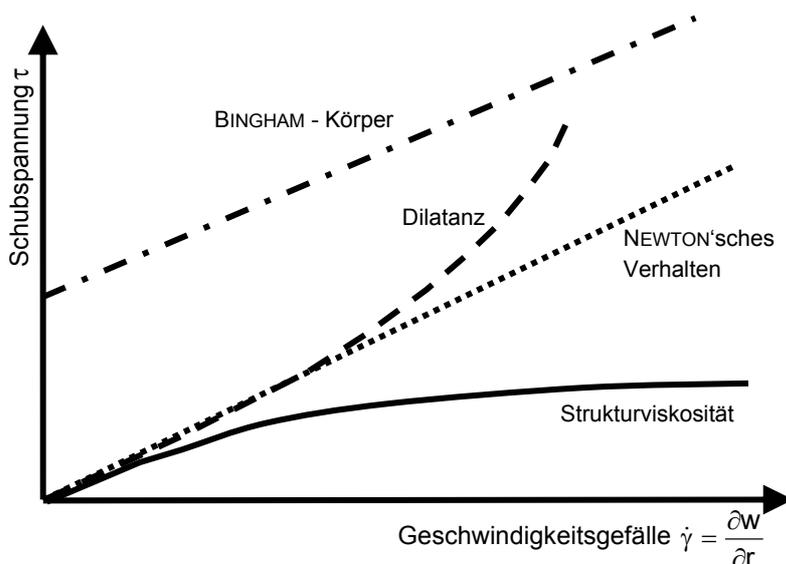


Bild 5.5: schematischer Verlauf der Fließkurven verschiedener Materialien (nach MENGES, 2002)

Unter dem Begriff Dilatanz wird in der Bodenmechanik Volumenvergrößerung eines Bodenelements unter Beanspruchung verstanden. In diesem Kontext ist unter dilatantem Stoffverhalten die Definition aus der Rheologie, also die Zunahme der Viskosität bei steigender Scherrate, zu verstehen. Stütz- und Spülsuspensionen mit polymeren Additiven, wie sie in der Geotechnik in den letzten Jahren vermehrt zum Einsatz gekommen sind, weisen oft dilatantes oder rheopexes (Anstieg der Viskosität mit der Zeit) Verhalten auf.

5.2.1 Mathematische Formulierung der Strukturviskosität

Als Grundlage für die Berechnung von Strömungsverhältnissen der Kunststoffschmelze muss das strukturviskose Verhalten mathematisch erfasst werden. Hierzu sind in der Literatur unterschiedliche Ansätze zu finden, die meistens für bestimmte Stoffgruppen abgeleitet worden sind.

Kunststoffschmelzen verhalten sich bei geringen Schergeschwindigkeiten oft wie eine NEWTON'sche Flüssigkeit; erst bei größerer Scherung tritt eine Viskositätsreduktion ein. Schematisch ist dieses Verhalten in [Bild 5.6](#) dargestellt.

Über den Ansatz von CARREAU, der häufig auch für numerische Berechnungen verwendet wird, kann dieses Stoffverhalten gut abgebildet werden:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_0}{(1 + B \cdot \dot{\gamma})^n} \quad (5.1)$$

Hierin bedeuten:

η_0	NEWTON'sche Viskosität	[Pa · s]
B	Kehrwert der Schergeschwindigkeit am Übergang von NEWTON'schem zu strukturviskosem Bereich	[s]
n	Steigung der Viskositätskurve	[-]

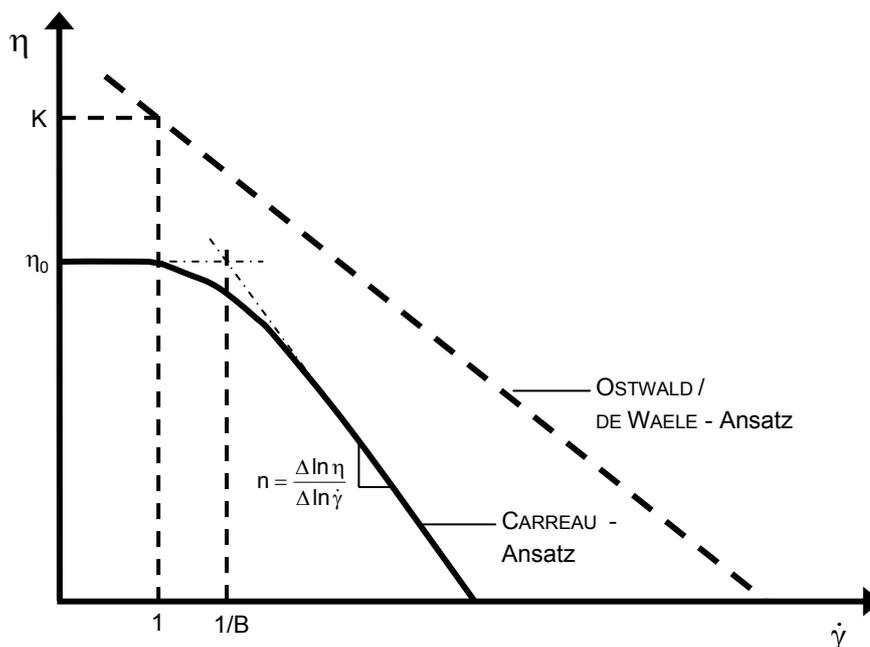


Bild 5.6: Ansatz von CARREAU und OSTWALD / DE WAELE zur Beschreibung der Strukturviskosität nach MENGES (2002) und SCHWARZL (1990) – doppellogarithmische Darstellung

Bei einigen Polymeren ist der NEWTON'sche Bereich nur bei sehr kleinen Schergeschwindigkeiten nachweisbar, so dass dieser in der mathematischen Formulierung vernachlässigt wird.

Dies ist Grundlage des Potenzansatzes von OSTWALD und DE WAELE:

$$\eta = K \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \quad (5.2)$$

mit:

K	Viskosität bei Schergeschwindigkeit 1	[Pa · s]
n	Steigung der Viskositätskurve	[-]

GIESEKUS (1994) weist darauf hin, dass der OSTWALD / DE WAELE - Ansatz nur in seltenen Fällen das Stoffverhalten exakt beschreiben kann.

Die jeweiligen Kurvenparameter K und n müssen anhand von Viskositätsmessungen für den jeweiligen Kunststoff explizit ermittelt werden.

5.2.2 Zeit-Temperatur-Verschiebung

Die Viskosität der Schmelze ist zudem vom vorherrschenden Druck und der vorhandenen Temperatur abhängig. Bei höheren Temperaturen entsteht aufgrund der stärkeren Molekülschwingung freies Volumen, so dass Platzwechsel begünstigt werden – die Viskosität sinkt.

Bei steigendem Druck verschiebt sich die Einfriertemperatur der Schmelze, freies Volumen kann erst bei höheren Temperaturen entstehen. Die Viskosität steigt exponentiell bei erhöhtem Druck. In der praktischen Anwendung bei Injektionen in Fest- und Lockergestein kann dieser Effekt allerdings vernachlässigt werden. Eine deutliche Viskositätsänderung stellt sich je nach Polymerwerkstoff ab Druckbereichen deutlich über 10 MPa ein (vgl. MENGES, 1990); ein Druckniveau, welches bei Injektionen in der Regel nicht erreicht wird.

Bei unterschiedlichen Temperaturen ermittelte Viskositätskurven eines Thermoplasts sind sich in der Form ähnlich. Bezieht man nun die Viskosität η auf die Nullviskosität η_0 bei der jeweiligen Temperatur und multipliziert die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ mit η_0 , so ergibt sich für einen Polymerwerkstoff eine einzige charakteristische Viskositätskurve, eine so genannte Masterkurve. Der oben beschriebene Vorgang – als Zeit-Temperatur-Verschiebung bezeichnet – kommt in der doppellogarithmischen Darstellung einer Verschiebung der Viskositätskurve um 45° gleich: Bei Temperaturerhöhung verschiebt sich die Kurve in Richtung geringerer Viskositäten und höherer Scherraten. Oder anders ausgedrückt: Um eine bestimmte Viskosität zu erzielen, benötigt man bei geringeren Temperaturen eine größere Scherung. In Bild 5.7 sind die Viskositätskurven bei unterschiedlichen Temperaturen und die Masterkurve schematisch dargestellt.

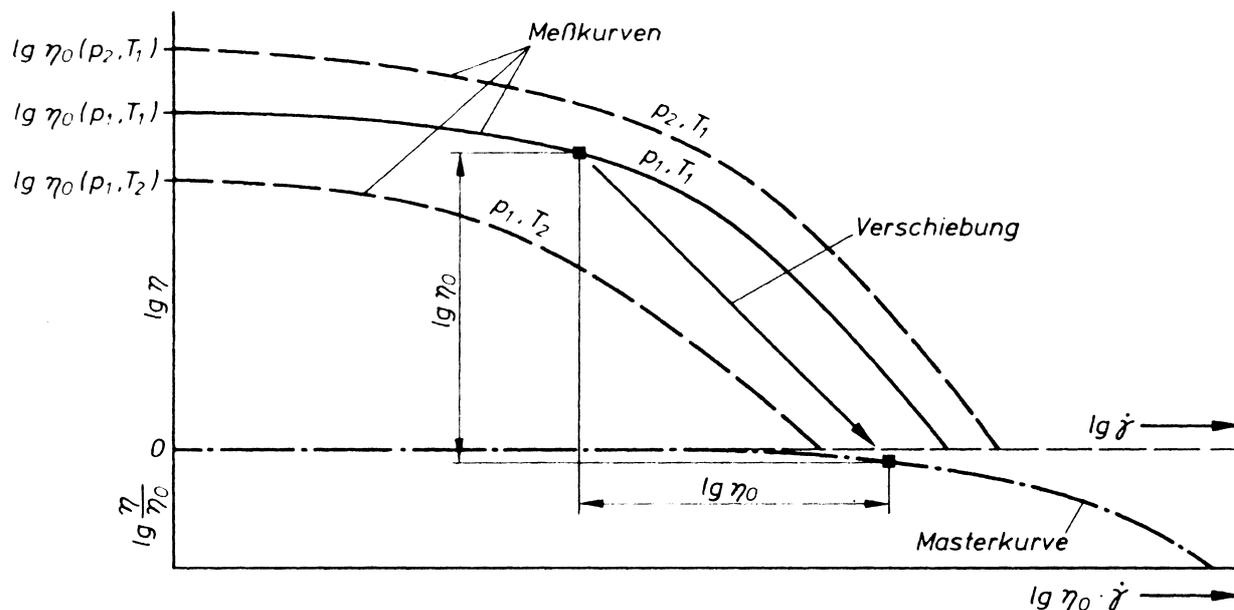


Bild 5.7: Abhängigkeit der Viskosität von Temperatur und Scherung sowie Masterkurve nach MENGES (2002) mit $T_2 > T_1$ und $p_2 > p_1$.

Der Temperaturverschiebungsfaktor a_T ist definiert zu

$$a_T = \frac{\eta_0(T)}{\eta_0(T_0)} \quad \text{bzw.} \quad \ln a_T = \ln \frac{\eta_0(T)}{\eta_0(T_0)} \quad (5.3)$$

worin η_0 jeweils die Newton'schen Viskositäten und T_0 die Bezugstemperatur sind.

Zur mathematischen Modellierung der Temperaturverschiebung hat ARRHENIUS für teilkristalline Thermoplaste den folgenden Ansatz formuliert (MENGES, 2002):

$$\ln a_T = \frac{E}{R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (5.4)$$

mit

E	Fließaktivierungsenergie	[J / mol]
R	molare Gaskonstante	[J / (mol · K)]

Nach SCHWARZL (1990) muss die Gaskonstante R noch mit dem Faktor 2,3 multipliziert werden. Er weist zudem darauf hin, dass die Temperaturverschiebung vom Molekulargewicht des jeweiligen Polymers abhängig ist. Für Polyamide wird eine vom Molekulargewicht unabhängige Aktivierungsenergie von $E \approx 60 \text{ kJ / mol}$ angegeben.

Eine auf der Theorie des freien Volumens basierende Formulierung der Temperaturverschiebung wurde erstmals von WILLIAMS, LANDEL und FERRY vorgeschlagen. Die so genannte WLF-Gleichung lautet:

$$\ln a_T = -\frac{C_1 \cdot (T - T_S)}{C_2 + T - T_S} \quad (5.5)$$

Nach MENGES (2002) soll die Bezugstemperatur T_S ca. $\Delta\vartheta = 50$ K über der Glasübergangstemperatur gewählt werden:

$$T_S \approx T_g + 50 \quad [^\circ\text{C}]$$

Die Parameter C_1 und C_2 sind aus temperaturabhängigen Viskositätsmessungen für den jeweiligen Kunststoff zu bestimmen.

Die Anwendbarkeit der WLF-Gleichung ist umstritten: Während MENGES (2002) keine Einschränkungen macht, weist SCHWARZL (1990) darauf hin, dass die Beziehung nur zur Modellierung des temperaturabhängigen Verhaltens amorpher Thermoplastschmelzen geeignet ist.

5.2.3 Einfluss der Viskositätseigenschaften auf das Fließverhalten

In den vorangegangenen beiden Abschnitten wurden die Einflüsse der Temperatur und der Schergeschwindigkeit auf die Viskosität einer Thermoplastschmelze vorgestellt. Im Folgenden soll dargelegt werden, wie sich diese Zusammenhänge auf die Viskositätsverteilung in einem Fließquerschnitt auswirken.

Angenommen sei ein ebener Fließquerschnitt, der mit heißer Thermoplastschmelze gefüllt wird und dessen Berandung eine Temperatur deutlich unterhalb der Erstarrungstemperatur des Thermoplastes aufweist (z. B. eine ebene Felskluff).

Bei Einströmen des Thermoplasts wird sich innerhalb des Fließquerschnitts ein Temperaturgradient einstellen: Im Zentrum des Querschnitts ist die Temperatur der Schmelze unverändert hoch. An der Berandung gibt die Schmelze aber Wärme an das kältere Gebirge ab. Die Temperatur in den äußeren Bereichen der Schmelze ist geringer und die Viskosität hier höher. An der Grenzfläche zwischen Kunststoff und Berandung wird die Temperatur der Schmelze bereits so gering sein, dass die Erstarrungstemperatur unterschritten ist und der Thermoplast bereits als Feststoff vorliegt, siehe [Bild 5.8](#).

Im Übergangsbereich von erstarrtem zu noch fließfähigem Kunststoff treten lokal große Scherverformungen innerhalb der Schmelze auf. Die Änderung der Fließgeschwindigkeit und damit die Schergeschwindigkeit werden hier maximal. Daraus resultiert eine Reduktion der Viskosität im Übergangsbereich von fließfähiger Schmelze zur erstarrten Randschicht.

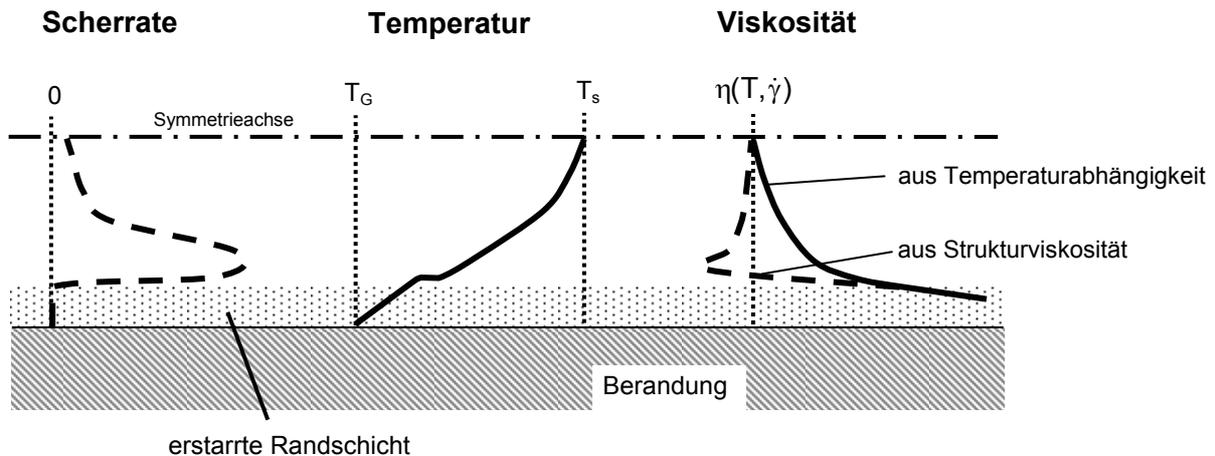


Bild 5.8: Einfluss von Scherrate und Temperatur auf die Viskosität in Anlehnung an KENNEDY (1995)

Im Grenzbereich zwischen erstarzter Randschicht und fließfähiger Schmelze beeinflussen Temperatur und Schergeschwindigkeit die Viskosität gegenläufig. Während aufgrund des Temperaturgefälles ein Anstieg der Viskosität auftritt, resultiert aus dem Schergeschwindigkeitsgefälle eine Reduzierung der Viskosität. Die wirksame Viskositätsverteilung ergibt sich aus Überlagerung der in [Bild 5.8](#) dargestellten Kurven. Um die Viskositätsverteilung innerhalb der Schmelze in einem Fließquerschnitt exakt erfassen zu können, muss demnach eine gekoppelte thermodynamische und strömungsmechanische Analyse des Fließvorgangs der Thermoplastschmelze vorgenommen werden.

5.3 Temperaturverteilung über den Querschnitt

Betrachtet man die Wärmeleitung isoliert, so kann die Temperaturverteilung innerhalb der Schmelze über die FOURIER'sche Differentialgleichung (siehe Gl. 4.3) dargestellt werden.

Die FOURIER'sche DGL der Wärmeleitung kann nur für spezielle Randbedingungen analytisch gelöst werden. Die nachfolgend dargestellten Gleichungen zur Ermittlung der Temperaturverteilung der Schmelze in einem Fließquerschnitt gelten für die Annahme stationärer Verhältnisse in einem unendlichen langen Zylinder:

$$T_f(t, r^*) = T_{\text{Wand}}(t) + 2 \cdot (T_{f0} - T_{\text{Wand}}(t)) \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\mu_k \cdot \sin(\mu_k)} \cdot e^{-a_f \left(\frac{\mu_k}{r}\right)^2 \cdot t} \cdot \cos\left(\frac{\mu_k}{r} \cdot r^*\right) \quad (5.6)$$

$$\text{mit } \mu_k = \frac{\pi}{2} \cdot (2 \cdot k - 1) \quad k = 1, 2, 3, \dots$$

r^* Zylinderkoordinate

Nach STITZ / KELLER (2004) ist es bei Betrachtung längerer Fließzeiten hinreichend genau, lediglich das erste Glied der Reihe zu berücksichtigen:

$$T_f(t, r^*) = T_{Wand}(t) + \frac{4}{\pi} \cdot (T_{f0} - T_{Wand}(t)) \cdot e^{-\frac{a_f \cdot \pi^2}{4 \cdot r^2} \cdot t} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2 \cdot r} \cdot r^*\right) \tag{5.7}$$

In Bild 5.9 ist der Temperaturverlauf in einem Zylinder von Radius $r = 5 \text{ mm}$ mit den Anfangstemperaturen $T_f = 200 \text{ °C}$ und $T_{Wand} = 15 \text{ °C}$ nach $t = 90 \text{ s}$ angegeben.

Danach kann zwischen dem Rand des Injektionskanals und der Achse eine Temperaturdifferenz in der Größenordnung von $\Delta\vartheta = 50 \text{ K}$ bis $\Delta\vartheta = 100 \text{ K}$ auftreten.

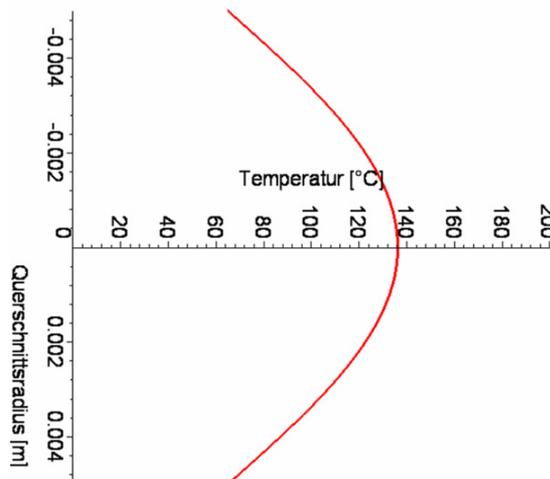


Bild 5.9: Temperaturverlauf in der Schmelze nach $t = 90 \text{ s}$

Durch Integration von Gleichung (5.7) über den Querschnittsradius r ergibt sich die mittlere Temperatur zu:

$$\bar{T}_f(t) = T_{Wand}(t) + \frac{8}{\pi^2} \cdot (T_{f0} - T_{Wand}(t)) \cdot e^{-\frac{a_f \cdot \pi^2}{4 \cdot r^2} \cdot t} \tag{5.8}$$

Die Ableitung der vorgenannten Beziehungen geht von stationären, isothermen Verhältnissen aus, das heißt die Schmelze befinde sich in Ruhe und es wird keine weitere Wärmeenergie zugeführt.

Für den Fließvorgang während einer Thermoplastinjektion ist diese Annahme nicht realitätsnah, da durch die fließende Schmelze stets neue Wärmeenergie zugeführt wird. Die Berechnung dieses instationären Vorgangs ist mit analytischen Verfahren nicht möglich.

Zur Berücksichtigung der über Konvektion zugeführten Energie und zur Kompensation des aus dem Ansatz nur des ersten Reihengliedes von Gleichung (5.6) entstehenden Fehlers schlagen STITZ / KELLER (2004) vor, die Temperatur der Schmelze T_{f0} in Gleichung (5.8) durch eine fiktive Temperatur zu ersetzen:

$$T_{fiktiv} = T_{Wand}(t) + \frac{\pi^2}{8} \cdot (T_{f0} - T_{Wand}(t)) \tag{5.9}$$

Dieses Vorgehen kommt der Einführung eines Quellterms zur Berücksichtigung der konvektiven Anteile des Wärmeleitungsprozesses gleich. Durch Einsetzen der fiktiven Temperatur in Gleichung (5.8) ergibt sich eine Temperaturerhöhung um den Faktor $\frac{\pi^2}{8} \approx 1,23$:

$$\bar{T}_f(t) = T_{Wand}(t) + (T_{f0} - T_{Wand}(t)) \cdot e^{-\frac{\alpha_f \cdot \pi^2}{4 \cdot r^2} \cdot t} \tag{5.10}$$

Mit den in diesem Abschnitt vorgestellten Zusammenhängen ist es möglich, die Temperatur der Schmelze zu bestimmten Zeitpunkten abschätzen zu können. In Zusammenhang mit den in Abschnitt 5.2.2 dargestellten Beziehungen kann dann die Viskosität ermittelt werden, so dass vereinfachte Strömungsberechnungen möglich sind.

5.4 Abkühlen aus der Schmelze

Wird der Schmelze Wärmeenergie entzogen, so verringert sich die Beweglichkeit der Molekülketten. Es entstehen vermehrt physikalische Bindungen zwischen den Makromolekülen, was zu einer Volumenverringerng führt.

Bei teilkristallinen Thermoplasten stehen spezifisches Volumen v [kg/m^3] und Temperatur oberhalb der Kristallisationstemperatur T_K in linearer Abhängigkeit zueinander. Im idealen Fall kommt es mit Erreichen von T_K schlagartig zur Kristallisation und das Volumen nimmt schlagartig ab. Polymerwerkstoffe liegen meist in teilkristalliner Form vor, so dass nach Unterschreiten der Kristallisationstemperatur ein starker Abfall in der Volumen-Temperatur-Beziehung zu erkennen ist, jedoch kein Sprung (vgl. Bild 5.10). Da durch die Kristallisation Wärme freigegeben wird, stellt sich in Abhängigkeit der Molekülmasse ein Temperaturhaltebereich ein.

MENGES (2002) und PLAJER (1976) weisen darauf hin, dass die Schmelztemperatur T_m und die Kristallisationstemperatur T_K nicht identisch sind und von der Schmelz- bzw. Abkühlgeschwindigkeit abhängen.

Unter Einfluss umgebenden Drucks wird der Schmelzbereich erst bei höheren Temperaturen erreicht. Das heißt, je größer der aufgebrachte Druck, desto geringer ist das spezifische Volumen bei einer entsprechenden Temperatur. Die Abhängigkeit des spezifischen Volumens von Temperatur und Druck werden in der Regel in einem p-v-T-Diagramm (siehe Bild 5.10) dargestellt.

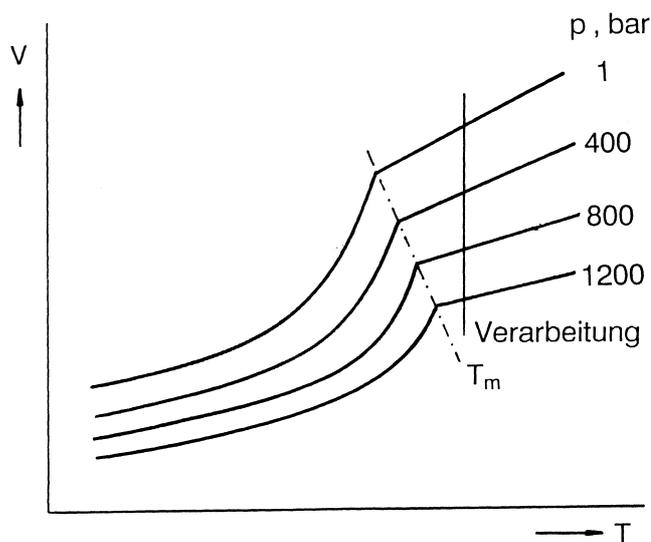


Bild 5.10: p-v-T-Diagramm für ein teilkristallines Polymer (nach SCHWARZL, 1990)

Aus dem Verlauf der Kurven ist zu erkennen, dass unterhalb der Kristallisationstemperatur eine deutliche Volumenreduktion eintritt. Aus den spezifischen Volumina bei Kristallisations- und Gebrauchstemperatur lässt sich die Schwindung ermitteln zu:

$$s_v = \frac{V_k - V}{V_k} \quad (5.11)$$

Die dargestellten Zusammenhänge haben maßgeblichen Einfluss auf den Herstellungsprozess beim Spritzgießen: Wird nach der drucklosen Formfüllung im isothermen Zustand eine markante Drucksteigerung aufgebracht, so wird in der Schmelze das freie Volumen zwischen den Molekülketten reduziert. Bei Abkühlung unter gesteuerter Reduktion des Drucks kann der „überdrückte“ Zustand eingefroren werden, so dass die Schwindung reduziert wird.

Dieses Vorgehen kann allerdings bei Injektion thermoplastischer Schmelzen in Fest- oder Lockergestein nicht angewendet werden: Die Drucksteigerung bei konstanter Temperatur ist bei Injektionen nicht möglich, da kontinuierlich Wärmeenergie an das umgebende Gestein abgegeben wird. Ein isothermer Zustand kann nicht aufrechterhalten werden. Zudem besteht bei Aufbringung zu hohen Drucks die Gefahr von Baugrundverformungen, wenn sich der Injektionsdruck über eine große Fläche zu einer hebungswirksamen Kraft aufintegriert.

Bei Injektion thermoplastischer Schmelzen ist somit stets mit einer materialspezifischen Schwindung des Injektionsmittels zu rechnen.

5.5 Werkstoffkenndaten des für Versuche verwendeten Injektionsmittels

Bei dem für die Injektionsversuche verwendeten Injektionsmittel handelt es sich um einen handelsüblichen, teilkristallinen Schmelzklebstoff auf Polyamid-Basis (Firmenbezeichnung Jowatherm 211.90).

Vom Hersteller des Kunststoffes wurden Angaben zur Dichte und zur Viskosität des Kunststoffes zur Verfügung gestellt (JOWAT, 2005). Die wärmetechnischen Parameter wurden zusätzlich am Lehrstuhl für Kunststofftechnik der Universität Nürnberg-Erlangen (LKT, 2005) bestimmt.

5.5.1 rheologische Eigenschaften

Der Erweichungsbereich des Materials liegt bei ca. 85 °C bis 95 °C. Als Erweichungspunkt wird im Mittel $T_g = 90$ °C angenommen. Die Fließtemperatur liegt bei $T_f = 130$ °C.

Zur Abhängigkeit der Viskosität von der Scherrate wurden die vorliegenden Messkurven (JOWAT, 2005) mit den Ansätzen nach Gleichung 5.1 und 5.2 verglichen. Die in den Beziehungen enthaltenen Stoffparameter wurden derart variiert, dass eine bestmögliche Korrelation zwischen Messergebnis und mathematischem Ansatz erzielt wurde, siehe [Bild 5.11](#).

Es ist zu erkennen, dass der Ansatz nach OSTWALD / DE WAELE das reale Stoffverhalten nicht zutreffend abbildet, da dieser den Bereich NEWTON'scher Viskosität vernachlässigt. Da bei dem verwendeten Kunststoff NEWTON'sche Viskosität bis zu Scherraten von $\dot{\gamma} > 1000 \text{ } \frac{1}{s}$ vorliegt, eignet

sich Gl. (5.2) nicht zur mathematischen Beschreibung des strukturviskosen Verhaltens des verwendeten Injektionsmittels.

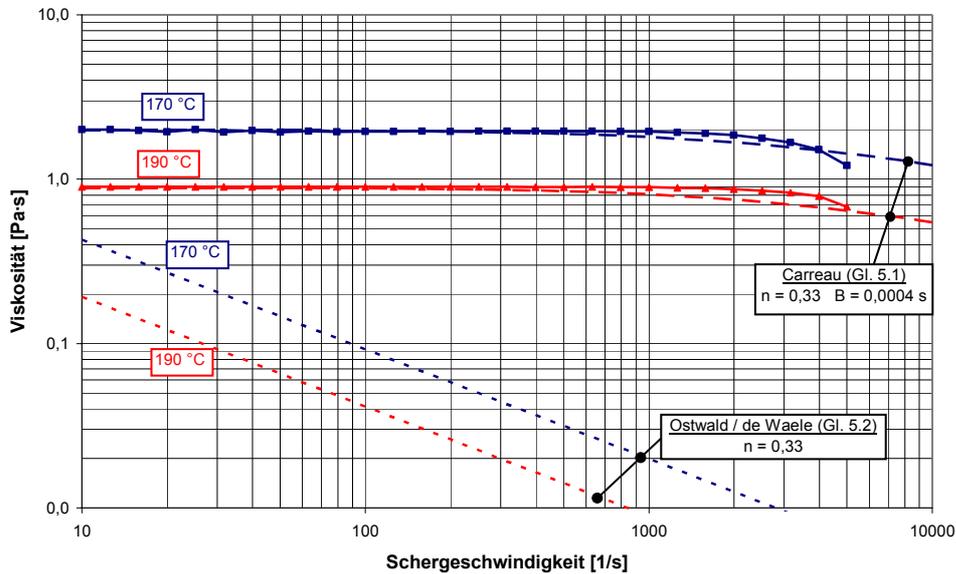


Bild 5.11: Strukturviskosität des verwendeten Injektionsmittels

Zur mathematischen Beschreibung der Strukturviskosität kann der Ansatz nach CARREAU (Gl. 5.1) für die Parameter $n = 0,33$ und $B = 0,0004$ s in guter Näherung verwendet werden.

Zur Darstellung der Temperaturabhängigkeit wurde der Temperaturverschiebungsfactor (Gl. 5.3) in Kombination mit den Ansätzen (5.4) und (5.5) mit den Messdaten verglichen, siehe **Bild 5.12**.

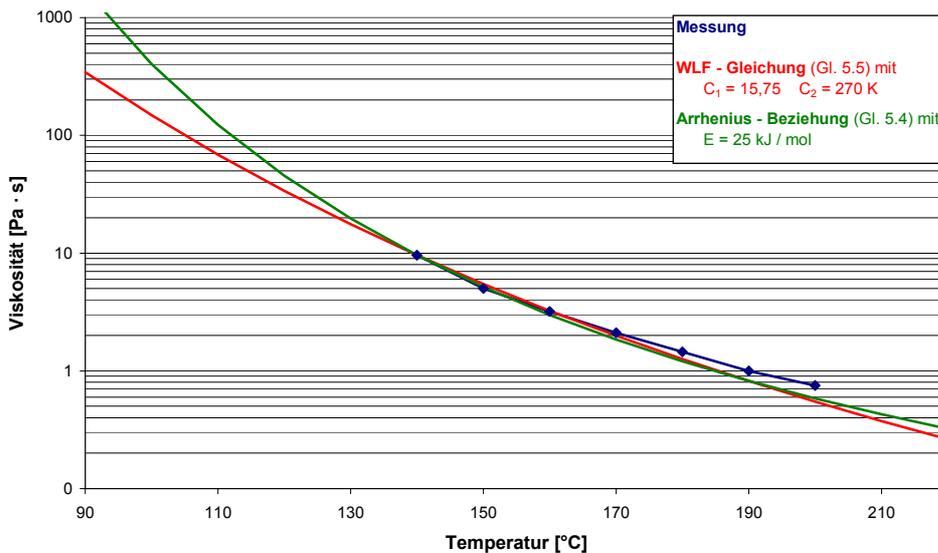


Bild 5.12: Temperaturabhängigkeit der Viskosität

Im Temperaturbereich ab $T = 130\text{ °C}$ korrelieren sowohl der Ansatz nach **ARRHENIUS** (Gl. 5.4) als auch die **WLF-Gleichung** (Gl. 5.5) gut mit den Messdaten. Für den Vergleich wurde die Bezugstemperatur auf $T_f = 140\text{ °C}$ festgelegt, was ca. 50 K über dem Erweichungspunkt liegt. Bei Bezugstemperatur weist die Schmelze eine Viskosität von $\eta_0 = 9,6\text{ Pa}\cdot\text{s}$ auf.

Für den **ARRHENIUS**-Ansatz wurde in **Bild 5.12** eine Aktivierungsenergie von $E \approx 25\text{ kJ/mol}$ angenommen, was deutlich unter dem von **SCHWARZL** (1990) angegebenen Wert liegt. Für Temperaturen unter $T_f = 130\text{ °C}$ steigen nach dem **ARRHENIUS**-Ansatz die Viskositäten überproportional an, was nach **PLAJER** (1970) ein untypisches Verhalten ist.

Im Folgenden wird die Modellierung der Temperaturabhängigkeit der Viskosität nach der **WLF-Gleichung** (Gl. 5.5) für die Stoffparameter $C_1 = 15,75$ und $C_2 = 270\text{ K}$ weiter verwendet.

Die Viskositätsfunktion des verwendeten Kunststoffes kann sich demnach darstellen lassen zu

$$\eta(T, \dot{\gamma}) = \frac{9,6 \cdot e^{\frac{-15,75 \cdot (T-140)}{T+130}}}{(1 + 0,0004 \cdot \dot{\gamma})^{0,33}} \tag{5.12a}$$

5.5.2 wärmetechnische Eigenschaften

Nach Angaben des Herstellers kann die Temperaturabhängigkeit der Dichte des Kunststoffes als vernachlässigbar angesehen werden. Die mittlere Dichte liegt bei $\rho = 960\text{ kg/m}^3$.

Sowohl die Wärmekapazität c_p als auch die Wärmeleitfähigkeit λ des verwendeten Injektionsmaterials sind temperaturabhängig, siehe **Bild 5.13**.

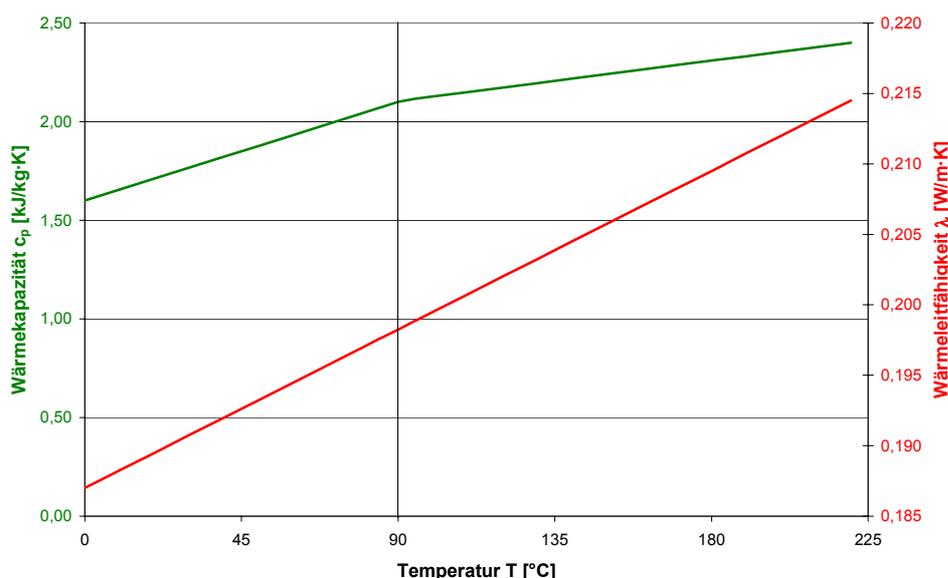


Bild 5.13: Temperaturabhängigkeit von Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität

Für die Wärmekapazität c_p ergibt sich:

$$c_p(T_f) = \begin{cases} 1,6 + \frac{1}{180} \cdot T & \text{für } T < 90 \text{ °C} \\ 1,9 + \frac{1}{440} \cdot T & \text{für } T > 90 \text{ °C} \end{cases} \quad (5.13a)$$

Im Mittel kann Gleichung 5.13a vereinfacht werden zu $c_p = 2,1$ [kJ/(kg·K)].

Die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit λ kann mathematisch formuliert werden als

$$\lambda(T_f) = 0,187 + \frac{1}{8000} \cdot T \quad (5.14a)$$

woraus sich im relevanten Temperaturbereich ein mittlerer Wert $\lambda = 0,2$ [W/(m·K)] ergibt.

Nach den Untersuchungen des Lehrstuhls für Kunststofftechnik der Universität Erlangen-Nürnberg (LKT, 2005) kann die Enthalpie des Injektionsmittels beim Phasenübergang flüssig – fest zu $h_E = 20$ kJ/kg angesetzt werden.

6 Durchgeführte Injektionsversuche

6.1 Allgemeines

Die Injektion thermoplastischer Schmelzen wird maßgeblich durch den Wärmetransport von der heißen Schmelze in den umgebenden Boden oder Fels gekennzeichnet. Hiervon hängen die rheologischen Eigenschaften der Schmelze und damit die Reichweite der Injektion ab.

Für die Injektionstechnik stellt dies ein Novum dar, so dass anhand von Injektionsversuchen die Zusammenhänge zwischen Injektionsparametern, Stoffeigenschaften und Geometrie des zu injizierenden Hohlraums untersucht werden sollen.

Um die verschiedenen Einflüsse auf den Injektionsvorgang differenziert untersuchen zu können, waren bei der Konzeption der Injektionsversuche Abstraktionen und Vereinfachungen notwendig:

- Bei der strömungsmechanischen Analyse von Injektionsvorgängen stellt es sich immer als schwierig dar, den zu injizierenden Poren- oder Kluftraum geometrisch zu beschreiben (DALMALM, 2004; KUK, 2004a oder MITTAG, 2000). Oft wird auf vereinfachte Analogiemodelle zurückgegriffen, in denen zum Beispiel der Porenraum des Bodens als ein Bündel parallel liegender Röhren ohne Verbindung zueinander abgebildet wird.

Um hinsichtlich der Geometrie der Injektionsstrecke exakt definierte Randbedingungen zu erhalten, wurden hauptsächlich Injektionsversuche in einen quadratischen Kanal im Fels ausgeführt. Dies ermöglicht nachfolgend die strömungsmechanische und numerische Analyse des Injektionsvorgangs, ohne dass weitere Vereinfachungen hinsichtlich der Abbildung der Geometrie getroffen werden müssen. Injektionsversuche in verzweigte Kluftrakäle erfolgen erst in einem zweiten Schritt und dienen dann ausschließlich der phänomenologischen Beschreibung des Injektionsvorgangs.

- Bei den Injektionsversuchen wird keine Variation des umgebenden Gesteins durchgeführt, obwohl die wärmetechnischen Parameter des anstehenden Boden oder Fels Einfluss auf den Injektionsvorgang haben. Dieser Einfluss kann über die in Kapitel 4.4 dargestellten thermischen Eigenschaften von Böden und Fels rechnerisch berücksichtigt werden und wird nach Aufstellung und Validierung eines analytischen Berechnungsmodells in Kapitel 7 näher analysiert.
- In der Praxis werden Injektionen mit thermoplastischen Schmelzen in der Regel stets im Grundwasserbereich ausgeführt werden, so dass es immer zu einer Wechselwirkung zwischen heißer Schmelze und Wasser kommen wird. Diese Interaktion beeinflusst die Strömungs- und Wärmeleitungsvorgänge und erschwert eine detaillierte Beschreibung der physikalischen Vorgänge. Da im Rahmen dieser Arbeit das prinzipielle Fließverhalten thermoplastischer Schmelzen im klüftigen Festgestein geklärt werden soll, wird der Einfluss von strömendem Wasser nur am Rande phänomenologisch betrachtet.

Die im Folgenden vorgestellten Injektionsversuche abstrahieren die realistischen Randbedingungen sehr stark. Sie eignen sich aber gut, um die prinzipiellen physikalischen Vorgänge zu klären und differenziert analysieren zu können. Auf Basis dieser Erkenntnisse werden im Kapitel 9 Rückschlüsse für die Injektionspraxis gezogen werden.

6.2 Vorversuche an Glasrohren

Im Rahmen von Vorversuchen sollte das prinzipielle Fließverhalten der Schmelze untersucht werden. Zudem dienten die Vorversuche dazu, sich mit der Anlagen- und Messtechnik vertraut zu machen. Ein Teil der Vorversuche entstand im Rahmen einer Diplomarbeit (ROTH, 2004), in der auch erste Modellvorstellungen zum Injektionsvorgang hergeleitet wurden.

Für die Vorversuche wurde in Glasrohre der Durchmesser 5 mm, 10 mm und 20 mm injiziert. Es wurden Glasrohre gewählt, um den Fließvorgang der Schmelze visuell beobachten zu können. Die einzelnen Glasrohre konnten über Aufsteckhülsen miteinander verbunden werden, so dass insgesamt Injektionslängen von bis zu 4,50 m realisiert wurden.

Für die Injektionsversuche wurde eine einheitliche Injektionstemperatur von $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ gewählt. Die Injektionsversuche wurden jeweils bei einem Druck von $p = 0,5 \text{ MPa}$ – gemessen an der Injektionspumpe – abgebrochen. Variiert wurden die Verpressrate, der Rohrdurchmesser und die Wärmeleitungsbedingungen längs der Glasrohre (Luft- und Wasserkühlung). Da jeweils nur zwei Wiederholungsversuche durchgeführt worden sind, lassen die Messdaten keine explizite Darstellung der erzielten Injektionsreichweiten zu. Sehr deutlich lassen sich aber grundlegende Einflüsse auf die Injektionsreichweite ablesen:

- Bei größerem Injektionsquerschnitt erhöht sich die Injektionsreichweite.
- Bei höherer Verpressrate steigen die Reichweiten nur geringfügig an.
- Bei Kühlung des Glasrohres durch Wasser nehmen die Injektionsreichweiten stark ab.

Nach den Vorversuchen deutete sich an, dass die geometrischen und thermodynamischen Vorgänge einen größeren Einfluss auf die Injektionsreichweite haben als die strömungsmechanischen.

Bei Messung des Drucks an der Injektionsmaschine zeigte sich, dass die Verluste in der Injektionsleitung rechnerisch nicht zu erfassen sind. Für weitere Versuche wurde daher zur realistischen Erfassung des wirksamen Injektionsdrucks die Druckmessung unmittelbar an der Injektionsstelle vorgenommen.

Während der Injektion wurden an verschiedenen Stellen längs des Rohres die Temperaturen in Querschnittsmitte sowie an der Innen- und Außenseite des Rohres aufgezeichnet. Hierfür wurden Thermoelemente Typ K über eine Bohrung in den Fließquerschnitt eingebracht.

Im Gegensatz zu den in der Labortechnik üblicherweise zur Temperaturmessung verwendeten Widerstandsthermometern (PT 100) zeichnen sich Thermoelemente durch kurze Ansprechzeiten im Bereich von Millisekunden aus. Mit der verwendeten Messtechnik können Abtastraten von bis zu 100 Hz bei einer Messgenauigkeit von $\pm 1 \text{ K}$ erreicht werden. Das Messprinzip beruht hierbei auf einem thermoelektrischen Effekt: Wird ein metallischer Leiter einem Temperaturgefälle ausgesetzt, so entsteht ein Elektronenfluss. Verbindet man nun zwei Leiter mit unterschiedlichen thermoelektrischen Eigenschaften (beim Thermoelement Typ K Nickel-Chrom und Nickel-Aluminium) so entsteht bei Erwärmung der Verbindungsstelle an den freien Enden eine Spannung im Bereich von μV , die gemessen werden kann (TC, 2004). Über eine Kalibrierfunktion können die gemessenen Spannungen in Temperaturdifferenzen umgerechnet werden. Zur Bestimmung der absoluten Temperatur am Thermopaar muss die Temperatur des Messaufnehmers gesondert gemessen werden und zu

den Temperaturdifferenzen addiert werden. Moderne Messsoftware bearbeitet die Umrechnung von gemessenen Spannungen zu absoluten Temperaturen automatisch.

Die Messfühler der verwendeten Thermopaare haben einen Durchmesser von ca. 0,5 mm und konnten sehr genau im Fließquerschnitt fixiert werden.

Bei den durchgeführten Injektionsversuchen zeigte die Temperaturmessung, dass sich im injizierten Querschnitt ein markanter radialer Temperaturgradient von bis zu 30 K/mm einstellte. Bei Injektion in Rohre mit Durchmesser 20 mm bleiben die Temperaturen in Kanalmitte nahezu konstant, bei Durchmesser 10 mm stellt sich auch längs der Rohrachse ein Temperaturgradient ein. In **Bild 6.1** kennzeichnen die einzelnen Farben jeweils die Temperatur an einem Messquerschnitt; die durchgezogenen Linien beziehen sich auf Glasrohre \varnothing 20 mm, die strichpunktierten Kurven auf \varnothing 10 mm.

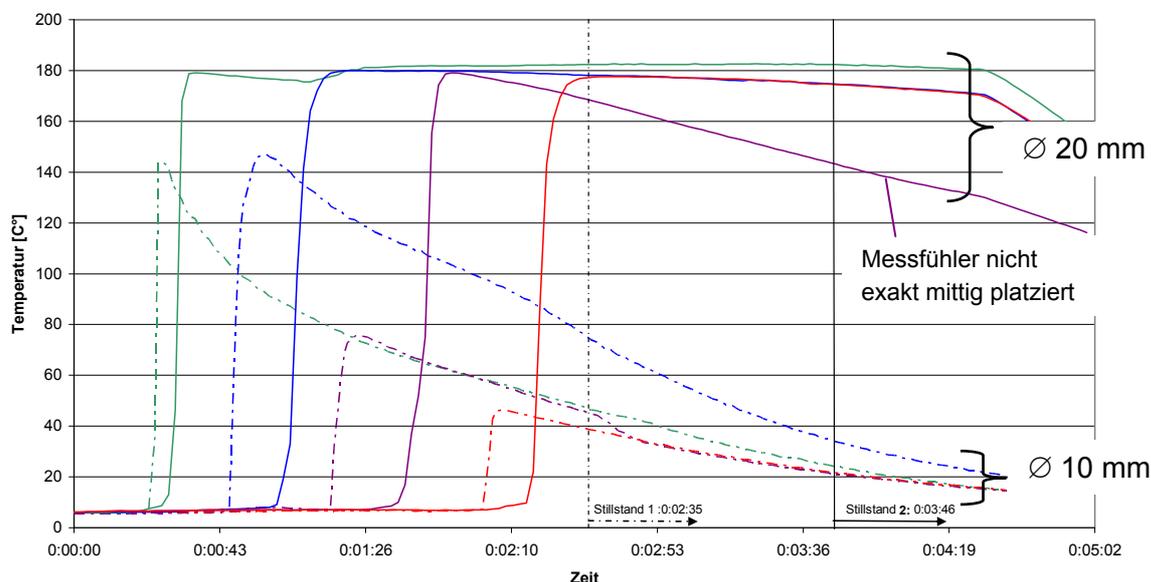


Bild 6.1: Vergleich der Schmelzetemperaturen in Querschnittsmitte bei Injektion in Glasrohre \varnothing 20 mm (durchgezogene Linien) und \varnothing 10 mm (strichpunktierte Linien)

Es ist zu erkennen, dass bei großem Durchmesser der Injektionsstrecke die Gesamttemperatur höher ist und die Temperatur in Querschnittsmitte während der Injektion konstant bleibt. Der deutliche Temperaturabfall am dritten Temperatursensor (lila) ist auf eine fehlerhafte Platzierung des Messfühlers außerhalb der Symmetrieachse des Rohres zurückzuführen. Bei Injektion in kleine Durchmesser ist bei identischer Injektionstemperatur das Temperaturniveau niedriger und es entsteht ein Wärmefluss sowohl in Quer- als auch in Längsrichtung.

Vor allem bei kleinen Querschnitten der Injektionskanäle scheint somit der Wärmetransport in die umgebenden Materialien von entscheidender Bedeutung für die Reichweite der Thermoplastinjektion zu sein.

Die hier beschriebenen Vorversuche dienten dazu, den Umgang mit der Injektions- und Messtechnik im Vorfeld zu erproben und zu optimieren. Des Weiteren wurde eine erste Modellvorstellung über die physikalischen Vorgänge während der Thermoplastinjektion aufgestellt. Anhand dieser Erfahrungen konnte das Versuchskonzept für die Hauptversuche entwickelt werden.

6.3 Injektion in eine idealisierte Felskluff

Die Vorversuche an den Glasrohren zeigten, dass die Wärmeleitungsvorgänge in das umgebende Material einen entscheidenden Einfluss auf die Injektionsreichweite haben. Aus diesem Grund sollte ein Schwergewicht auf die Untersuchung der Wärmeleitungsvorgänge in der Schmelze und dem umgebenden Gestein liegen. Die Variation der Querschnittsgeometrie wurde zurückgestellt.

Im Folgenden werden Versuchsaufbau und -durchführung für verschiedene Versuchsvariationen beschrieben. Auf die Versuchsergebnisse wird in Abschnitt 6.4 eingegangen.

6.3.1 Einzelner Kluffkanal

Der Versuchsstand für die Injektionsversuche bestand aus mehreren Gneisquadern, die im Baukastenprinzip zusammengesetzt werden konnten: In einen unteren Gneisquader der Querschnittsabmessungen 6,0 cm x 11,0 cm wurde ein 1,0 cm x 1,0 cm großer Injektionskanal eingefräst. Dieser untere Gneisquader wurde durch einen oberen Quader der Abmessung 5,0 cm x 11,0 cm abgedeckt, so dass der Injektionskanal zu allen Seiten von 5,0 cm Fels umgeben war, siehe [Bild 6.2](#).

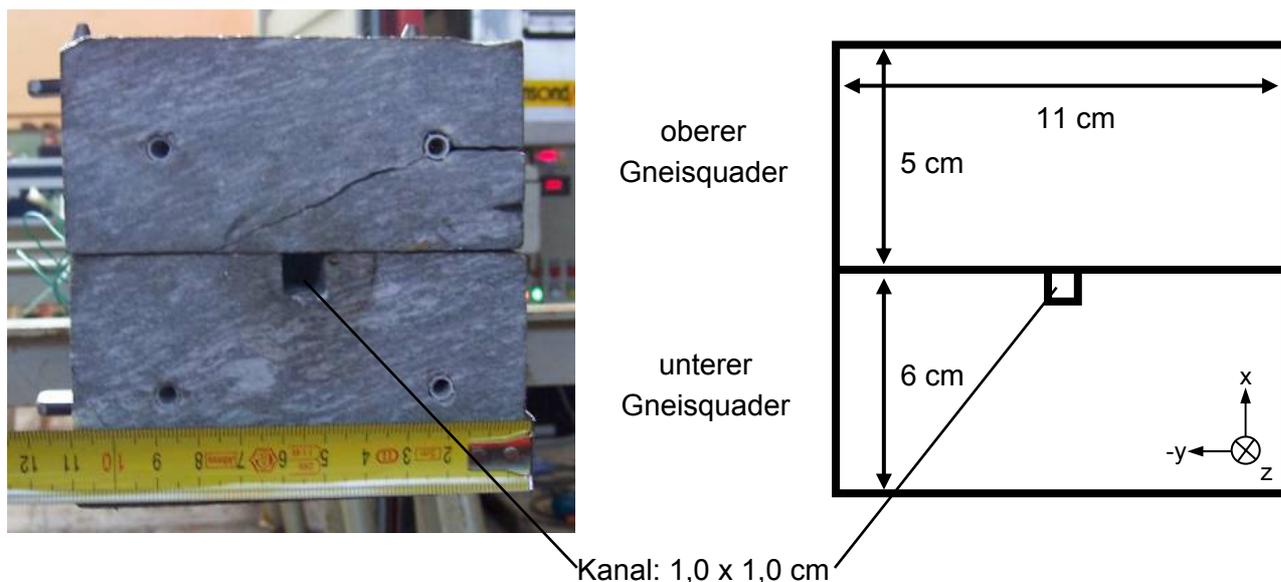


Bild 6.2: Querschnitt der Gneisquader und des Injektionskanals (Foto und schematische Darstellung)

Durch Aneinanderreihung einzelner Gneisquader sowie Überlappung der oberen und unteren Quader wurde eine Injektionsstrecke von insgesamt 7,50 m erreicht. Die oberen und unteren Gneisquader wurden über verschraubte Stahllaschen miteinander verspannt, so dass auch bei Injektion unter hohem Druck die oberen Gneisquader nicht abgehoben werden konnten, siehe [Bild 6.3](#).

Am Kopf des Injektionskanals wurde über Schraubzwingen eine Kopfplattenkonstruktion aus Stahl angebracht, über die der Anschluss des Injektions-Heißschlauches möglich war, siehe [Bild 6.4](#). Zwischen der Stahlplatte und den Gneisquadern befand sich eine Silikondichtung, so dass die Injektionsschmelze hier nicht unkontrolliert austreten konnte. Bei sorgfältiger Verbindung der Kopf-

plattenkonstruktion mit dem Injektionskanal konnten effektive Injektionsdrücke bis $p_{\text{eff}} = 2,0 \text{ MPa}$ aufgebracht werden.

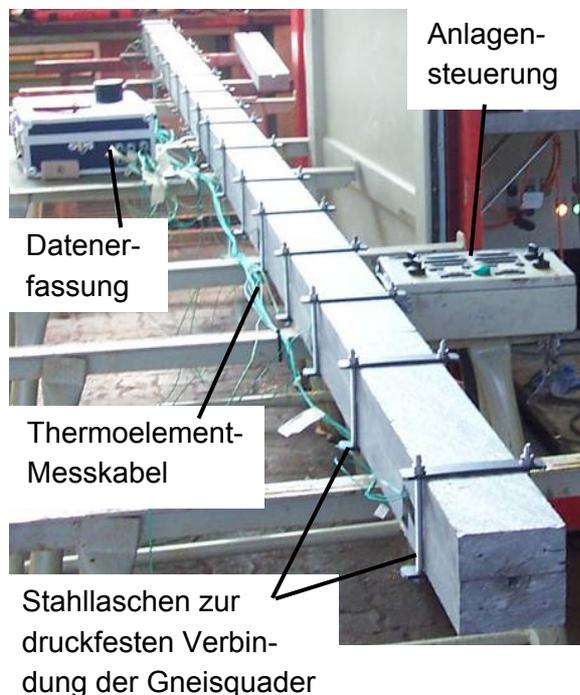


Bild 6.3: Gesamtansicht des Versuchsaufbaus mit Messdatenerfassung

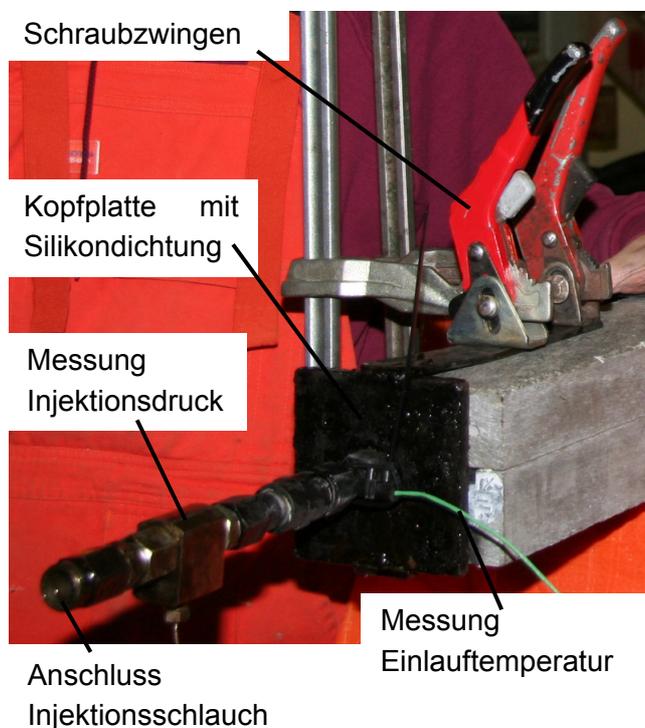


Bild 6.4: Detailansicht der Kopfplattenkonstruktion mit Messeinrichtungen

Am Übergang zwischen Injektionsschlauch und Kopfplattenkonstruktion wurde ein hitzebeständiger Druckmesssensor zur Bestimmung des effektiven Injektionsdrucks angebracht. Durch Messung des Drucks an der Injektionspumpe und am Kopfplattenanschluss konnten die druckabhängigen Leitungsverluste bestimmt werden.

An der Kopfplatte wurde durch eine zusätzliche Bohrung $\varnothing 1,5 \text{ mm}$ ein weiteres Thermoelement in die Fließstrecke eingebracht, um die Temperatur der Injektionsschmelze vor Eintritt in den Gneiskanal aufzeichnen zu können.

Insgesamt wurden mit dem beschriebenen Versuchsaufbau 60 Injektionsversuche durchgeführt, wobei jeweils die Injektionstemperatur und die Injektionsrate variiert worden sind. Bei allen Injektionsversuchen wurde als Abbruchkriterium der Injektionsdruck gewählt. Da in der Injektionspraxis in der Regel der Injektionsdruck an der Pumpe gemessen wird, wurde anfänglich ein Pumpendruck von $p = 2,0 \text{ MPa}$ als Maximalwert angesetzt. Während der Durchführung der Versuche zeigte sich allerdings, dass sich hieraus stark schwankende effektive Injektionsdrücke – gemessen an der Kopfplattenkonstruktion – ergeben. Wie in Abschnitt 6.4.1 ausführlich erläutert wird, kommt es aufgrund von Radialverformungen des Injektions-Heizschlauches zu variierenden Leitungsverlusten. Aus diesem Grund wurden die Injektionsversuche im Folgenden bei einem Injektionsdruck von $p_{\text{eff}} = 1,0 \text{ MPa}$ an der Kopfplattenkonstruktion abgebrochen.

Nachfolgende Tabelle 6.1 gibt einen Überblick über die durchgeführten Injektionsversuche:

Versuchs- serie	Injektionstemperatur [°C]	Injektionsrate [l/min = 1/60000 m ³ /s]	Anzahl der Wiederholungen
A	175	0,6	10
B	175	0,4	8
C	175	0,2	5
E	200	0,6	9
F	200	0,4	6
G	200	0,2	4
I	150	0,6	8
J	150	0,4	6
K	150	0,2	4

Tabelle 6.1: Übersicht über die durchgeführten Injektionsversuche

Die Temperaturmessung erfolgte im Injektionskanal und im umgebenden Fels. Pro Messquer-schnitt wurde die Temperatur auf Höhe der Mittelachse des Injektionskanals sowie an der oberen und seitlichen Brandung gemessen. Um die Thermoelemente exakt in Position zu bringen, wurden spezielle Drahtbügel angefertigt, an denen die Thermoelemente befestigt waren, siehe Bild 6.5.

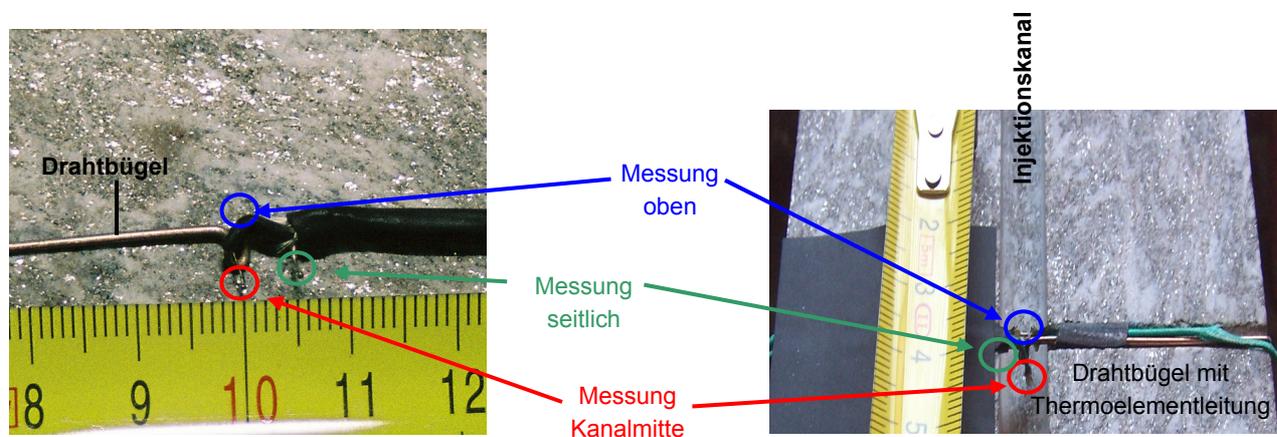


Bild 6.5: Temperaturmessung im Injektionskanal, links: Detail der Drahtbügel mit befestigten Thermoelementen, rechts: Einbau in den Injektionsversuchsstand

Die Temperaturmessung im Fels erfolgte im Abstand von 10 mm, 20 mm, 35 mm und 55 mm (Außenseite des Gneisquaders) von der Kanalachse, siehe [Bild 6.6](#). Hierzu wurden von der Trennfläche zwischen oberen und unteren Gneisquadern aus Löcher \varnothing 1,0 mm ca. 5 mm tief in den unteren Gneisquader gebohrt, in die die Thermolemente eingebracht wurden. Der Ringraum zwischen Bohrung und Messsensor wurde anschließend mit Wärmeleitpaste aufgefüllt, um eine optimale Wärmeübertragung vom Fels auf den Messsensor sicherzustellen.

Die Herstellung der Bohrungen \varnothing 1,0 mm gestaltete sich aufgrund der hohen Festigkeit des Gneises als sehr schwierig, so dass es teilweise zu Lageabweichungen kam. Um ein ebenes Aufliegen der oberen und unteren Gneisquader zu gewährleisten wurden senkrecht zum Injektionskanal Nuten eingefräst, in denen die Thermolementkabel geführt werden konnten.

Insgesamt wurden drei Messquerschnitte zur Bestimmung der Temperaturen im Kanal (Abstand $z = 0,25$ m, 1,75 m und 3,25 m hinter dem Kopfplattenanschluss) und vier Messquerschnitte im Gneis (Abstand $z = 0,25$ m, 1,00 m, 1,75 m und 2,50 m hinter dem Kopfplattenanschluss) ausgeführt. Die Abtastrate für alle angeschlossenen 50 Thermolemente lag bei einheitlich 0,33 Hz.

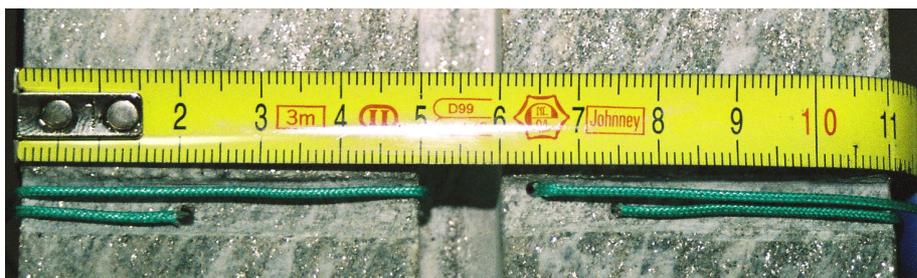


Bild 6.6: Thermoelemente zur Messung der Felstemperatur am Kanalrand und im Abstand von 10 mm, 20 mm, 35 mm von der Kanalachse (Messsensor an der Außenseite des Gneisquaders nicht dargestellt)

Nach Durchführung eines Injektionsversuches wurden nach Abwarten einer etwa fünfminütigen Auskühlphase die oberen Gneisquader entfernt und die injizierte Strecke konnte ausgemessen werden. Bei allen Injektionsversuchen wurde eine vollflächige Verfüllung des Injektionskanals festgestellt. Die Injektionsfront bildete sich in der Regel zungenförmig aus: Im unteren Bereich des Injektionskanals floss die Schmelze wenige Zentimeter weiter als am oberen Ende, siehe [Bild 6.7](#).



Bild 6.7: vollgefüllter Injektionskanal mit zungenförmiger Ausbildung der Injektionsfront

Der injizierte Kunststoff wurde anschließend unter Zuhilfenahme eines Schraubenziehers oder Stemmeisens einfach aus dem Injektionskanal heraus gelöst und dieser somit entleert. Die im ausgehärteten Injektionsmittel verbliebenen Thermolemente wurden mit Hilfe eines Heißluftföhns

wieder heraus geschmolzen. Hierbei kam es immer wieder zu Beschädigungen der Sensoren, so dass diese anschließend ausgetauscht oder die beiden Thermoleitungen neu miteinander verschweißt werden mussten. Nachdem wieder alle Thermoelemente funktionstüchtig und im Versuchsstand platziert waren, wurden die oberen Gneisplatten wieder aufgelegt und verschraubt, so dass mit dem nächsten Injektionsversuch fortgefahren werden konnte.

Bei den zahlreichen Wiederholungsversuchen erwiesen sich der konzipierte Versuchsstand und die verwendete Messtechnik für die durchgeführten Untersuchungen als vielseitig und für den Zweck sehr gut geeignet.

6.3.2 Parallele und miteinander verbundene Kluffkanäle

Mit den bisher beschriebenen Reihenuntersuchungen wurde ausschließlich das Fließen der Thermoplastschmelze in einem einzelnen Kluffkanal untersucht, was für baupraktische Anwendungen eine nicht realistische Annahme darstellt.

In einem weiteren Schritt sollte nun das Fließverhalten in einem verzweigten System, das in einer starken Vereinfachung aus drei parallelen und miteinander verbundenen Felskanälen bestand, untersucht werden. Der modifizierte Versuchsstand stellt zwar bei Weitem kein adäquates Abbild realer Kluffgeometrien dar, doch konnten Erkenntnisse über das Fließverhalten der Schmelze in verzweigten Strukturen gewonnen werden.

In die unteren Gneisquader wurden parallel zu den bestehenden Injektionskanälen jeweils zwei weitere Kanäle mit Querschnittsabmessungen 1,0 cm x 1,0 cm in einem Achsabstand von 3 cm eingefräst. Bild 6.8 zeigt die schematische Darstellung des Querschnitts des Versuchsstandes; in Bild 6.9 ist eine Fotografie des geöffneten Injektionsstandes gegeben.

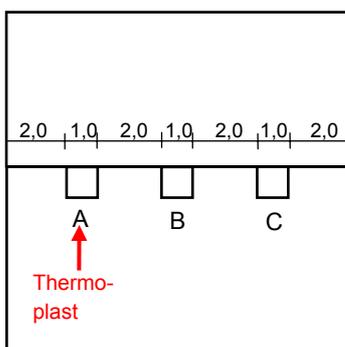


Bild 6.8: Querschnitt des Versuchsstandes für Injektionsversuche in einem verzweigten System



Bild 6.9: Fotografie des geöffneten Injektionskanalsystems

Die drei Injektionskanäle waren über eingefräste Querverbindungen an den Stellen 0,25 m, 0,50 m und 1,25 m hinter dem Kopfplattenanschluss miteinander verbunden. Insgesamt wurde eine Gesamtlänge des Versuchsstandes von 4,5 m realisiert.

Als Injektionsparameter wurden einheitlich $T_{f0} = 175 \text{ °C}$ und $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$ gewählt. Die Injektion erfolgte bei konstanter Injektionsrate, bis es zu einem Austritt der Schmelze kam oder bis ein Ma-

ximaldruck von $p_{\text{eff}} = 1,0 \text{ MPa}$ an der Kopfplatte erreicht wurde. Die Injektion erfolgte in der Regel in den äußeren Injektionskanal A.

Die Temperaturmessung der Schmelze in Kanalmitte erfolgte bei allen Versuchen am Kanalkopf und jeweils an den Verzweigungsstellen. Hierfür wurden wiederum an speziellen Drahtbügeln befestigte Thermoelemente in den jeweiligen Verzweigungspunkt eingebracht.

An weiteren Messquerschnitten wurde die Temperaturentwicklung im Fels aufgezeichnet. Hierzu wurden jeweils zwischen den einzelnen Kanälen Temperaturfühler ca. 5 mm tief in den Fels eingebracht. Die Anordnung der Messfühler ist Bild 6.10 zu entnehmen.

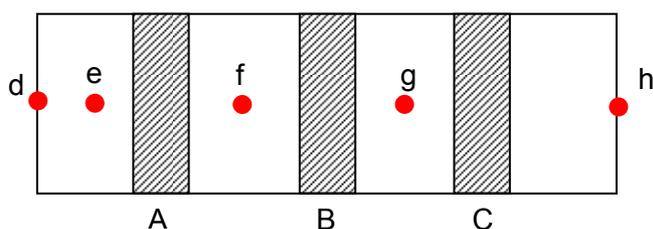


Bild 6.10: Anordnung der Messsensoren zur Messung der Felstemperatur

Die einzelnen Messquerschnitte zur Bestimmung der Felstemperatur wurden in einem Abstand von 0,60 m gleichmäßig über die Injektionsstrecke verteilt. Die Abtastrate aller angeschlossenen Thermoelemente betrug 0,33 Hz.

Bei den Injektionsversuchen wurden die Lage und die Anzahl der Querverbindungen zwischen den einzelnen Injektionskanälen variiert:

- Serie V1: Querverbindung 0,25 m hinter der Kopfplatte
- Serie V2: Querverbindung 1,25 m hinter der Kopfplatte
- Serie V3: Querverbindungen 0,50 m und 1,25 m hinter der Kopfplatte

Die Verzweigungsstellen wurden so angeordnet, dass die Schmelze einmal unmittelbar nach Eintritt in den Injektionskanal und einmal nach längerer Fließstrecke in die Parallelkanäle einströmen konnte. Hiermit sollte untersucht werden, ob die Abkühlung der Schmelze während des Fließens in einem einzigen Injektionskanal Einfluss auf die Gesamtreichweite und die Füllung der Parallelkanäle hat. Es wurden insgesamt acht Injektionsversuche in die verzweigten Kluffkanäle ausgeführt.

6.3.3 Parallellaufende, verzweigte Kluffkanäle mit Wassergegenströmung

In einer weiteren Modifikation des Versuchsstandes wurde nun in den mittleren Kanal B am Ende der Injektionsstrecke eine Wassereinspeisung angebracht, so dass eine Wassergegenströmung aufgebaut werden konnte.

Über eine angeschlossene Pumpe wurde eine Wasserströmung von ca. 0,5 l/s aufgebaut, so dass in den Kanälen eine Fließgeschwindigkeit des Wassers von ca. $w = 2,5 \text{ m/s}$ vorlag. Das Wasser wurde bei allen Versuchen im Kreis gepumpt und die Wassertemperatur zu Versuchsbeginn entsprach der Raum- und Gneistemperatur (ca. $10 \text{ °C} - 15 \text{ °C}$).

Obwohl die Querstöße zwischen den einzelnen Gneisquadern des Versuchsstandes mit Silikon abgedichtet worden waren, kam es dennoch zu Wasseraustritten an diesen Stellen und so zu einer

Druckentlastung. Bild 6.11 zeigt am Kopf des Versuchstandes ausströmendes Wasser vor Aufbringung der Kopfplatte.

Die Injektion der Thermoplastschmelze erfolgte wiederum in einen der äußeren Injektionskanäle. Die Verzweigungsstellen und der Aufbau der verwendeten Messtechnik waren identisch zu dem in Kapitel 6.3.2 beschriebenen. Insgesamt wurden zwölf Injektionsversuche mit Wassergegenströmung ausgeführt; bei zwei Wiederholungsversuchen wurde in den mittleren Injektionskanal B injiziert.



Bild 6.11: Ausströmendes Wasser der Gegenströmung am Kanalkopf (Kopfplatte noch nicht befestigt)

6.4 Ergebnisse der Injektionsversuche

Im folgenden Abschnitt werden nach einer Diskussion möglicher Fehlerquellen die Ergebnisse der Injektionsversuche dargestellt. Hierbei wird im Besonderen auf die Reichweiten, die Temperaturentwicklung im umgebenden Fels und auf den Druckanstieg während der Injektion eingegangen. In den einzelnen Unterabschnitten wird jeweils differenziert auf die einzelnen Ergebnisse der in Abschnitt 6.3 dargestellten Versuchsvarianten eingegangen.

6.4.1 Messgenauigkeit und mögliche Fehlerquellen

Während der Injektionsversuche wurden die folgenden Messungen durchgeführt:

- Temperaturmessung im Fels und in der Schmelze
- Reichweitenmessung nach Injektionsende
- Druckmessung an der Maschine und am Kanalkopf
- Durchflussmessung an der Maschine

Wie bereits erläutert, erfolgte die Temperaturmessung mit Thermoelementen mit einer Genauigkeit von $\Delta\vartheta = \pm 1$ K. Bei Bruch eines Thermoelementes wurden unrealistische Temperaturen aufgezeichnet (z. B. $T = -1000$ °C), so dass ein derartiger Messfehler leicht erkannt und die entsprechende Messreihe aus dem Datensatz entfernt werden konnte. Messungenauigkeiten ergaben sich aus einer unpräzisen Positionierung der Thermoelemente. Im Fels wurden die Temperaturmessfühler in Bohrungen eingesetzt. Aufgrund der hohen Festigkeit des Gesteins kam es bei der Herstellung der Bohrungen gelegentlich zu Lageabweichungen von ca. ± 2 mm. Diese Ungenauigkeit beeinflusste die Messung der Temperaturen im Fels.

Ebenfalls zu geringfügigen Lageabweichungen von ca. ± 1 mm kam es bei der Positionierung der Thermoelemente in der Achse des Injektionskanals. Hier kam es gelegentlich vor, dass durch das Aufsetzen der oberen auf die unteren Gneisquader des Versuchstandes, die bereits eingebauten, mit Thermoelementen bestückten und am Versuchstand fixierten Drahtbügel (siehe Bild 6.5) leicht

verschoben wurden. Aus der Lageungenauigkeit der Temperaturfühler resultiert eine Messunschärfe der aufgezeichneten Temperaturen, die bei jeder Einzelmessung neu zu bewerten ist.

Die Messung der Reichweite der Injektion erfolgte mit einem herkömmlichen Maßband. Bildete sich an der Injektionsfront, wie in Bild 6.7 gezeigt, ein zungenförmiger Abschluss aus, so wurde die Reichweite bis jeweils in die Mitte dieses Ausflusses gemessen. Bei der Reichweitenmessung ist von hoher Genauigkeit auszugehen.

Die Druckmessung erfolgte an der Maschine und am Kanalkopf. Wie im Folgenden noch gezeigt werden wird, konnten für die Datenaufbereitung nur die Messergebnisse des Messfühlers am Kanalkopf verwendet werden. Dieser Druckmessfühler wurde werkseitig und mit einer institutseigenen Druckwaage mehrere Male bei verschiedenen Temperaturen kalibriert auf eine Genauigkeit von $\Delta p \approx 10 \text{ kPa}$, so dass von einer hohen Präzision ausgegangen werden kann.

Zur Überprüfung der Durchflussmessung wurde die Zeitdauer zur Befüllung eines bekannten Volumens ermittelt und so auf die Durchflussmenge zurückgerechnet. Für die gewählten Verpressraten und Injektionstemperaturen konnte bei diesem drucklosen Vorgehen eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen erzielt werden. Eine Überprüfung der Durchflussmenge bei Injektion unter Druck konnte nicht erfolgen, da kein zusätzlicher Durchflussmessgeber am Kanalkopf installiert werden konnte.

Eine mögliche Quelle für systematische Messfehler ist in der Konstruktion des Injektionsschlauches zu sehen: Wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, besteht dieser im Inneren aus einem flexiblen PTFE-Schlauch $\varnothing 10 \text{ mm}$. Unter Druck kann sich dieser Schlauch radial dehnen, so dass sich der durchströmte Fließquerschnitt und das Schlauchvolumen vergrößern. Da weder das Dehnungsmaß noch die betroffenen Schlauchlängen messtechnisch ermittelbar sind, können die Auswirkungen der Radialdehnung rechnerisch nicht erfasst werden. Der Einfluss auf die Druckmessung konnte durch die Verwendung jeweils eines Druckmessensors an der Maschine und am Kanalkopf quantifiziert werden. Die Abhängigkeit zwischen herrschendem Druckniveau und Leitungsverlusten im Schlauch wird in Abschnitt 6.4.6 diskutiert.

Da keine weitere Durchflussmessung am Kanalkopf durchgeführt wurde, kann der Einfluss der Radialdehnung auf das injizierte Volumen nur indirekt ermittelt werden. Durch die radiale Dehnung entsteht im Schlauch zusätzliches Volumen, welches mit Injektionsmittel aufgefüllt werden muss. Demzufolge ist bei Injektion unter Druck das in den Schlauch geförderte Volumen größer als das in den Versuchsstand injizierte. Da der in den Injektionskanal eingebrachte Volumenstrom nicht exakt bekannt ist, kann über die Kontinuitätsgleichung nicht von Injektionszeiten auf Injektionsreichweiten umgerechnet werden. Dies verdeutlicht das folgende Beispiel: Bei der Versuchsserie E ($T_{f0} = 200 \text{ °C}$ $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$) wurde eine mittlere Injektionsreichweite von $L = 3,72 \text{ m}$ erzielt (siehe Abschnitt 6.4.2). Nach der Kontinuitätsbedingung errechnet sich eine Injektionszeit von $t = 37 \text{ s}$. Die ausgeführte mittlere Injektionszeit betrug allerdings $t = 48 \text{ s}$. Von der Injektionspumpe wurde demnach ein um $V = 110 \text{ cm}^3$ größeres Volumen in den Schlauch gefördert als in den Injektionskanal einströmte. Dieses zusätzliche Injektionsvolumen umgelegt auf die gesamte Schlauchlänge entspricht einer radialen Dehnung von 3,5 %, was realistisch erscheint.

Diese Überlegungen zur radialen Dehnung des Injektionsschlauches zeigen, dass die Kontinuitätsbedingung für alle strömungsmechanischen Vorgänge im Inneren des Schlauches bei Injektion

unter Druck nicht angewendet werden kann, da die geometrischen Randbedingungen variabel und nicht hinreichend genau erfassbar sind. Für die Auswertung der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Messungen bedeutet dies, dass eine Rückrechnung von Injektionszeiten auf Injektionsreichweiten nicht möglich ist. Zur Beurteilung der Druckentwicklung während der Injektion können lediglich die am Kanalkopf aufgezeichneten Daten verwendet werden.

6.4.2 Injektionsreichweite und Beobachtungen bei der Kluffüllung

Nach Abbruch der Injektion wurde eine ca. fünfminütige Auskühlungsphase abgewartet, ehe die oberen Gneisquader entfernt wurden und der gefüllte Injektionskanal zugänglich war. Die erzielten Injektionsreichweiten wurden anschließend ausgemessen.

In Bild 6.12 sind die Injektionsreichweiten für den einzelnen Kluffkanal bei einem Abbruchkriterium von $p_{\text{eff}} = 1,0 \text{ MPa}$ am Kanalkopf dargestellt. Bei den aufgeführten Reichweiten handelt es sich jeweils um den Mittelwert der bei mehreren Wiederholungsversuchen erzielten Injektionslängen. Zusätzlich ist in Bild 6.12 für jede Versuchsserie die Standardabweichung σ der gemessenen Injektionsreichweiten angegeben. Diese liegt im Bereich weniger Zentimeter, was eine geringe Streuung der einzelnen Messwerte um den Mittelwert bedeutet.

Die größte Injektionsreichweite wurde mit der höchsten Temperatur und der größten Verpressrate erzielt (Versuchsserie E: Injektionstemperatur $200 \text{ }^\circ\text{C}$, Verpressrate $0,6 \text{ l/min}$). Bei geringerer Temperatur oder geringerer Verpressrate nimmt die Injektionsreichweite ab.

Über eine gezielte Steuerung der gewählten Injektionstemperatur und der Verpressrate kann die Gesamtreichweite der Injektion gesteuert werden. Bei hohen Injektionstemperaturen und hohen Injektionsraten ist die in Summe in den Injektionskanal eingebrachte Wärmeenergie größer. Somit muss mehr Energie in den umgebenden Fels abgeführt werden, das heißt, die Abkühlung der Schmelze vollzieht sich langsamer. Die Schmelze ist also über einen längeren Zeitraum fließfähig und es können größere Injektionsreichweiten erzielt werden.

Vergleichend sind in Anhang 1 die Injektionsreichweiten bei Abbruchkriterium $2,0 \text{ MPa}$ an der Maschine dargestellt. Hier liegen deutlich größere Standardabweichungen vor, das heißt, die bei den einzelnen Wiederholungen gemessenen Reichweiten weichen stärker voneinander ab. Dies ist mit der im obigen Abschnitt erläuterten radialen Dehnung des Injektionsschlauches unter Druck erklärbar, da ein einheitlicher Druck an der Pumpe nicht zu einem einheitlichen effektiven Injektionsdruck an der Kopfplatte führt. Bei Anwendung dieses Abbruchkriteriums können mehrere Wiederholungsversuche also nicht unter exakt definierten, identischen Randbedingungen wiederholt werden. Die im Mittel erzielten Reichweiten liegen bei dem Abbruchkriterium $2,0 \text{ MPa}$ an der Injektionspumpe über denen in Bild 6.12 dargestellten, da insgesamt ein höherer effektiver Injektionsdruck vorlag.

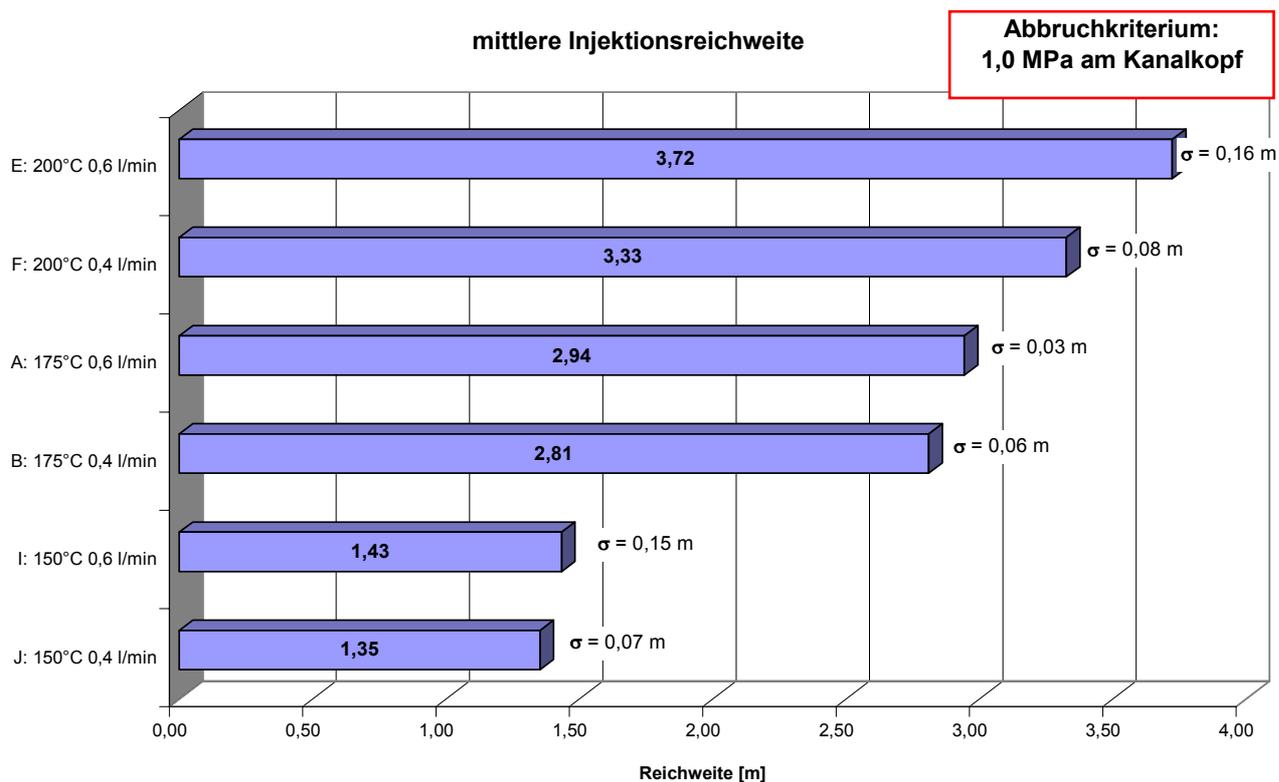


Bild 6.12: erzielte Injektionsreichweite in den einzelnen Kluffkanal bei Abbruchkriterium 1,0 MPa am Kanalkopf

Nach Ausbau der Versuchskörper wurde an der Injektionsfront oftmals eine Hohlform festgestellt, siehe **Bild 6.13**. An den Seitenwänden und an der oberen Berandung des Injektionskanals lag das erkaltete Injektionsmittel vollflächig an der Kanalwandung an, im unteren Bereich floss die Schmelze wenige Zentimeter weiter und es bildete sich eine zungenförmige Front. Auf Höhe der Mittelachse des Kanals bildete sich über wenige Zentimeter jeweils eine Hohlform aus, da an den Rändern die Schmelze bereits erstarrt war. In Kanalmitte war die Schmelze aber noch in flüssigem Zustand und floss in Richtung zur Injektionsfront aus.

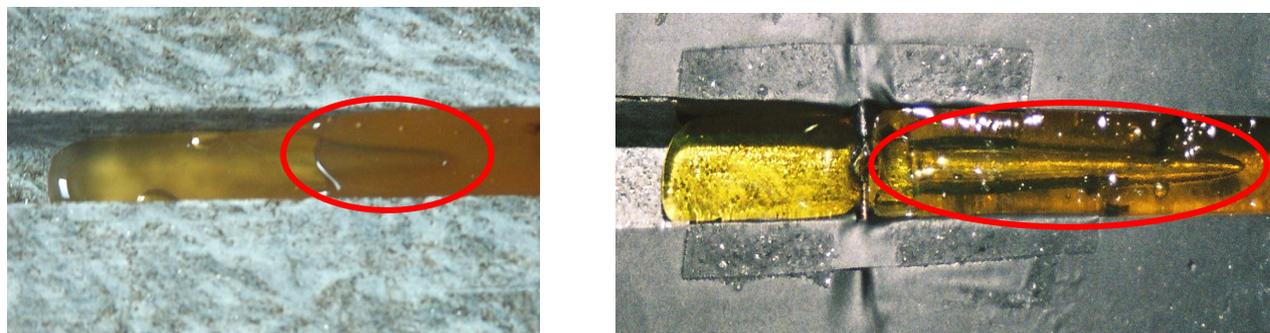


Bild 6.13: Hohlform im Bereich der Injektionsfront nach Auskühlung der Schmelze

Diese Beobachtungen untermauern die in Abschnitt 3.3 aufgestellte Hypothese der sich ausbildenden erstarrenden Randschichten.

Bei den Injektionsversuchen in die parallelen, untereinander verzweigten Felskanäle wurden pro Variation weniger Wiederholungsversuche durchgeführt, so dass hier lediglich eine qualitative Analyse des Füllvorgangs durchgeführt werden kann.

Bei den Injektionsversuchen ohne Wassergegenströmung konnten jeweils alle Injektionskanäle ausreichend mit Thermoplastschmelze verfüllt werden. In Fließrichtung bildeten sich an allen drei Kanälen nahezu identische Reichweiten aus, das heißt, der Hauptinjektionskanal, an dem der Heizschlauch angeschlossen war, wurde nicht bevorzugt mit mehr Schmelze beschickt als die Parallelkanäle. Bei den Injektionsversuchen mit dem Verzweigungspunkt 0,25 m hinter dem Kanalkopf kam es bereits nach kurzer Injektionszeit zu einem Auslaufen der Schmelze an der Kopfplatte, so dass nur vergleichsweise geringe Injektionsreichweiten erzielt werden konnten. Bei den anderen Versuchsserien mit Verzweigungspunkten 0,5 m und 1,25 m hinter der Kopfplatte stellte sich eine großflächigere Verteilung der Schmelze in den einzelnen Kanälen ein. Im Anhang 2 sind schematisch die erzielten mittleren Injektionsreichweiten dargestellt; einige Fotos der injizierten Kanäle sind in Anhang 3 dargestellt.

Bei den Injektionsversuchen mit Wassergegenströmung schwankten die erzielten Injektionsreichweiten sehr stark, so dass in diesem Rahmen lediglich eine phänomenologische Darstellung erfolgen kann. Bei den Versuchsserien V1 und V2 mit jeweils nur einer Querverbindung zwischen den einzelnen Injektionskanälen konnte keine Abdichtung gegen die Wasserströmung erzielt werden. Die Schmelze trat jeweils nur in einen Parallelkanal ein, während im zweiten Kanal das Wasser weiterhin fließen konnte. Hierbei machte es keinen Unterschied, ob die Schmelze in einen der äußeren oder in den mittleren Kanal injiziert wurde. Bei Versuchsserie V3 mit zwei Querverbindungen konnte hingegen bei allen Injektionsversuchen eine Abdichtung des Kluftsystems erzielt und die Wassergegenströmung gestoppt werden. Auffallend war jedoch, dass die Schmelze die Parallelkanäle in der Regel nur in Fließrichtung des Wassers befüllen konnte, siehe Bild 6.14. In Anhang 4 sind die Penetrationen einiger Versuche schematisch dargestellt.

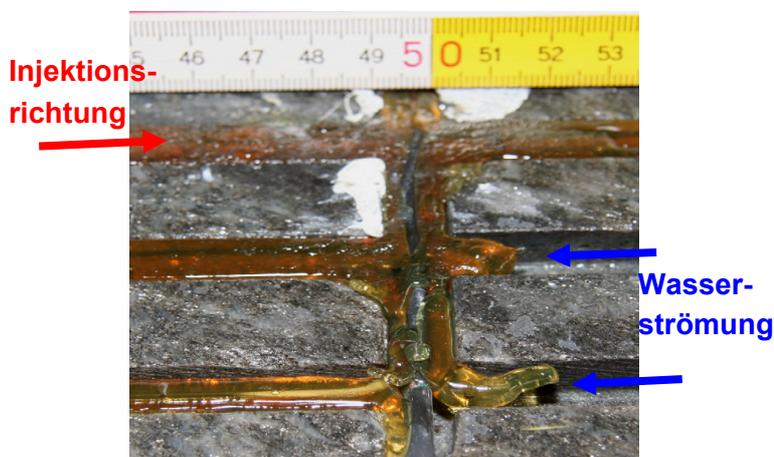


Bild 6.14: Füllung der Parallelkanäle nur in Fließrichtung des Wassers

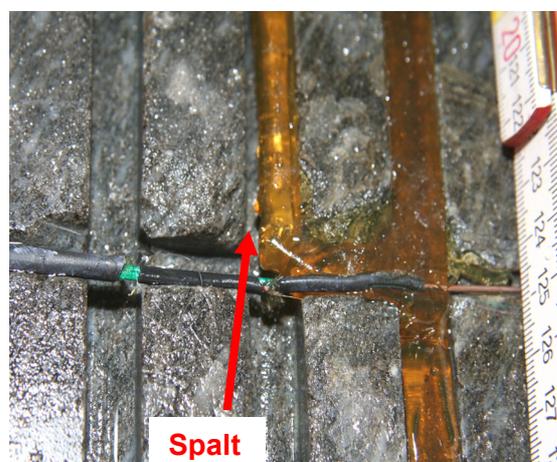


Bild 6.15: Parallelkanal kann aufgrund erstarrter Randschichten nicht vollflächig verfüllt werden

Vereinzelt wurde auch eine Teilfüllung eines Injektionskanals beobachtet, siehe Bild 6.15. Etwa zwei Drittel des Injektionskanals waren hinter der Verzweigungsstelle mit Injektionsschmelze verfüllt, während im verbleibenden Fließquerschnitt weiterhin Wasser strömen konnte. Ein solches Fließverhalten ist lediglich mit der Existenz erstarrter Randschichten erklärbar: Aufgrund der Wassergegenströmung konnte die Schmelze den Kanal direkt hinter der Verzweigungsstelle nicht vollkommen füllen, sondern es bildete sich eine Schicht erstarrten Kunststoffes. Aus dem Inneren drang kontinuierlich weitere Schmelze zur Injektionsfront vor, die dort allerdings bei Kontakt mit Wasser sofort erstarrte. Das Injektionsmittel bildete sich so zu sagen seine eigene Hülle, in deren Inneren die Schmelze noch fließfähig war. Eine vollflächige Verfüllung des Fließquerschnitts war dabei nicht mehr möglich.

Obwohl die Ergebnisse der Injektionsversuche in die verzweigte Kluffgeometrie lediglich eine phänomenologische Beschreibung der Fließvorgänge zulassen, können hieraus wichtige Erkenntnisse über die Injizierbarkeit von Kluffsystemen im Fels gewonnen werden. Die Injektionsversuche im Trockenen zeigten deutlich, dass sich die heiße Thermoplastschmelze auch in verzweigten Kluffsystemen homogen verteilt und die Fließquerschnitte gleichmäßig verfüllt.

Auch bei Injektion der heißen Schmelze gegen strömendes Wasser ist eine Verfüllung der Klüfte möglich. Hier spielen aber die Größe und die Anzahl der Verzweigungen zwischen den einzelnen Strömungskanälen, die Fließgeschwindigkeit des Wassers sowie die Druckdifferenz zwischen effektivem Injektionsdruck und Wasserdruck eine entscheidende Rolle. Die Abhängigkeiten sollten im Rahmen weiterer Forschungen untersucht werden.

6.4.3 Temperaturentwicklung im Injektionskanal und im Fels

Aufbereitung der Temperaturmessdaten im Fels – Injektion in einen Kluffkanal

In Kapitel 6.3 wurde der Aufbau und die verwendete Messtechnik zur Ermittlung der sich in der Schmelze und im Fels während der Injektion einstellenden Temperaturen ausführlich beschrieben. Durch die kontinuierliche Messwert-Aufzeichnung konnte der zeitliche Verlauf der Temperaturentwicklung detailliert gemessen werden. Pro Injektionsversuch wurden bis zu 15.000 Temperaturmesswerte aufgezeichnet. Die differenzierte Analyse der Messdaten zeigte, dass eine Zusammenfassung der einzelnen Daten im Rahmen der Messgenauigkeit zulässig ist, so dass für verschiedene Messorte jeweils eine gemittelte Temperaturkurve abgeleitet werden konnte. Das hierfür verwendete Vorgehen soll exemplarisch an den Messwerten der Versuchsserie E (einzelner Kluffkanal, $T_{f0} = 200 \text{ °C}$, $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$) dargestellt werden.

Anfangs wurden die aufgezeichneten Messwerte eines Versuchs über die Injektionszeit aufgetragen und hinsichtlich offensichtlicher Messfehler geprüft. Beispielhaft sind in Anhang 5 die gemessenen Temperaturen über die Zeit exemplarisch für den Versuch E11 dargestellt. Jede der Temperaturkurven stellt die Messung an einem bestimmten Ort dar. Am sprunghaften Anstieg der Temperaturverläufe kann abgelesen werden, zu welchem Zeitpunkt die Injektionsfront den jeweiligen Messquerschnitt durchschritten hat.

Anschließend wurden für jeden Messort (= Position des Messfühlers orthogonal und längs der Achse des Injektionskanals) die Daten der einzelnen Wiederholungsversuche miteinander verglichen. Hierfür wurde von der Absoluttemperatur [$^{\circ}\text{C}$] in die Temperaturerhöhung [K] umgerechnet, in dem

die Grundtemperatur des Gneis (i. d. R. $T_{s0} = 10\text{ °C} \dots 15\text{ °C}$ – für jeden Versuch exakt ermittelt) abgezogen wurde. Zudem wurde die Zeitachse derart verschoben, dass der Temperaturanstieg für alle Messkurven zum gleichen Zeitpunkt beginnt. Bild 6.16 zeigt die Temperaturerhöhung am Kanalrand 1,00 m hinter der Kopfplatte für einzelne Wiederholungsversuche der Serie E.

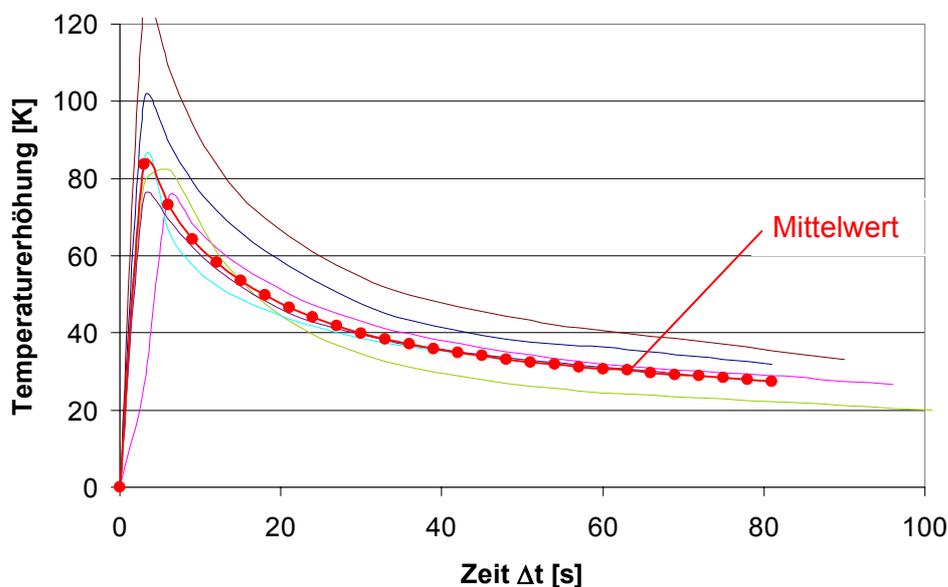


Bild 6.16: exemplarische Temperaturverteilung am Kanalrand $z = 1,00\text{ m}$ hinter dem Kanalkopf für Versuche der Serie E

Für jeden Messzeitpunkt wurden der Temperatur-Mittelwert und die Standardabweichung σ errechnet. Sollte die Standardabweichung zwischen dem Mittelwert und den einzelnen Messgrößen $\sigma > 10\text{ K}$ betragen, so wurde die Messreihe mit der größten Abweichung aus dem Datensatz entfernt und nicht weiter berücksichtigt. Mittelwert und Standardabweichung wurden anschließend mit den verbleibenden Messgrößen neu berechnet. Im obigen Beispiel Bild 6.16 konnte nach diesem Kriterium die in **braun** dargestellte Messreihe (oberste Kurve) nicht berücksichtigt werden. Wahrscheinlich war bei dieser Messung der Temperaturfühler nicht exakt an der Kanalwandung platziert, so dass Temperaturen aufgezeichnet wurden, die dem erstarrenden Injektionsmittel zuzuordnen sind. Die dargestellte mittlere Temperaturkurve basiert auf den verbleibenden Messdaten.

Nach diesem Vorgehen wurden mittlere Temperaturverteilungen für jede Versuchsserie und jeden Messort erstellt.

Nach der physikalischen Modellvorstellung des Injektionsvorgangs kühlt die Schmelze längs des Injektionsweges in z -Richtung kontinuierlich aus, so dass im Laufe der Injektionsstrecke eine geringere Wärmemenge in den umgebenden Fels abgegeben wird. Hieraus resultiert ein Temperaturgradient im Fels in z -Richtung, das heißt, es stellt sich am Kanalkopf eine höhere Felstemperatur ein als am Ende der Injektionsstrecke.

Bei der differenzierten Analyse der Messdaten stellte sich aber heraus, dass die an den einzelnen Messquerschnitten aufgezeichneten Temperaturen nur um wenige Kelvin voneinander abwichen. Ein systematischer Temperaturabfall in z -Richtung konnte nicht eindeutig festgestellt werden. Hier-

für bieten sich die folgenden Erklärungen an: Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit des verwendeten Gneis (siehe auch Abschnitt 6.4.4) ergeben sich im Fels nur geringe Temperaturerhöhungen, die im Rahmen der durch den Einbau der Temperatursensoren im Fels bedingten Messunschärfe nicht mit ausreichender Genauigkeit erfasst werden konnten. Zum anderen muss die Wirkung des erstarrenden Kunststoffes am Rand des Injektionskanals berücksichtigt werden: Die Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität der erstarrten Randschichten sind niedriger als die der Schmelze, so dass sich durch die Randschichten eine thermische Isolierung des inneren Injektionskanals einstellt. Zudem wird während der Erstarrung Wärmeenergie in Form von Erstarrungsenthalpie freigesetzt. Somit ist es möglich, dass der in den umgebenden Fels abgegebene Wärmestrom \dot{Q} in Kanallängsrichtung nur geringfügig variiert. Im Rahmen der numerischen Simulation des Injektionsvorgangs (siehe Kapitel 8) werden diese Vorgänge intensiv analysiert werden.

Da eine signifikante Temperaturabnahme in Kanallängsrichtung messtechnisch nicht festgestellt werden konnte bzw. in Streuungen untergeht, die bei Wiederholungsversuchen am gleichen Punkt der Längsausbreitung ermittelt wurden, erfolgte anschließend die Zusammenfassung der an den einzelnen Messquerschnitten aufgezeichneten Messdaten. Somit wurden für die einzelnen Abstände zum Rand des Injektionskanals mittlere Temperaturkurven unabhängig der Lage in z-Richtung erhalten. Zur Mittelwertbildung wurde wiederum das oben beschriebene Ausschlusskriterium der Standardabweichung verwendet.

In einem letzten Schritt der Datenaufbereitung wurden auch die Messkurven der einzelnen Versuchsserien bei gleicher Injektionstemperatur und unterschiedlicher Verpressrate (siehe Abschnitt 6.3.1) miteinander verglichen. Die Differenzen zwischen den einzelnen Messungen beliefen sich auf wenige Kelvin. Die Unterschiede für verschiedene Verpressraten gehen wiederum unter in den Streuungen, wie sie bei einer einzigen Verpressrate bei verschiedenen Wiederholungsversuchen beobachtet wurden. Obwohl bei höheren Fließgeschwindigkeiten der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α zwischen fließendem und erstarrtem Thermoplast ansteigt (siehe Kapitel 4.3) und sich somit ein stärkerer Temperaturabbau in der thermischen Grenzschicht einstellen sollte, scheint dieser Effekt bei den im Injektionskanal vorherrschenden Fließgeschwindigkeiten und den wärmetechnischen Eigenschaften des Injektionsmittels für die Temperaturverteilung im Fels von untergeordneter Rolle zu sein. Ein Einfluss der Verpressrate auf die Temperaturverteilung konnte also zurückgestellt werden, und es werden alle Temperaturkurven mit gleichem Abstand zur Symmetrieachse bei gleicher Injektionstemperatur zusammengefasst.

Das Vorgehen zur Aufbereitung der Temperaturmessdaten im Fels ist in [Bild 6.17](#) schematisch dargestellt. Über die vorgestellte Zusammenfassung der Daten konnte der umfangreiche Datensatz auf insgesamt neun mittlere Temperaturkurven reduziert werden: Für jede der drei untersuchten Injektionstemperaturen je eine Temperaturkurve am Kanalrand sowie im Abstand von 10 mm und 20 mm zur Kanalachse. Die Variablen Verpressrate und Lage längs des Injektionsweges werden eliminiert. Die gemittelten Temperaturkurven sind in Anhang 6 dargestellt.

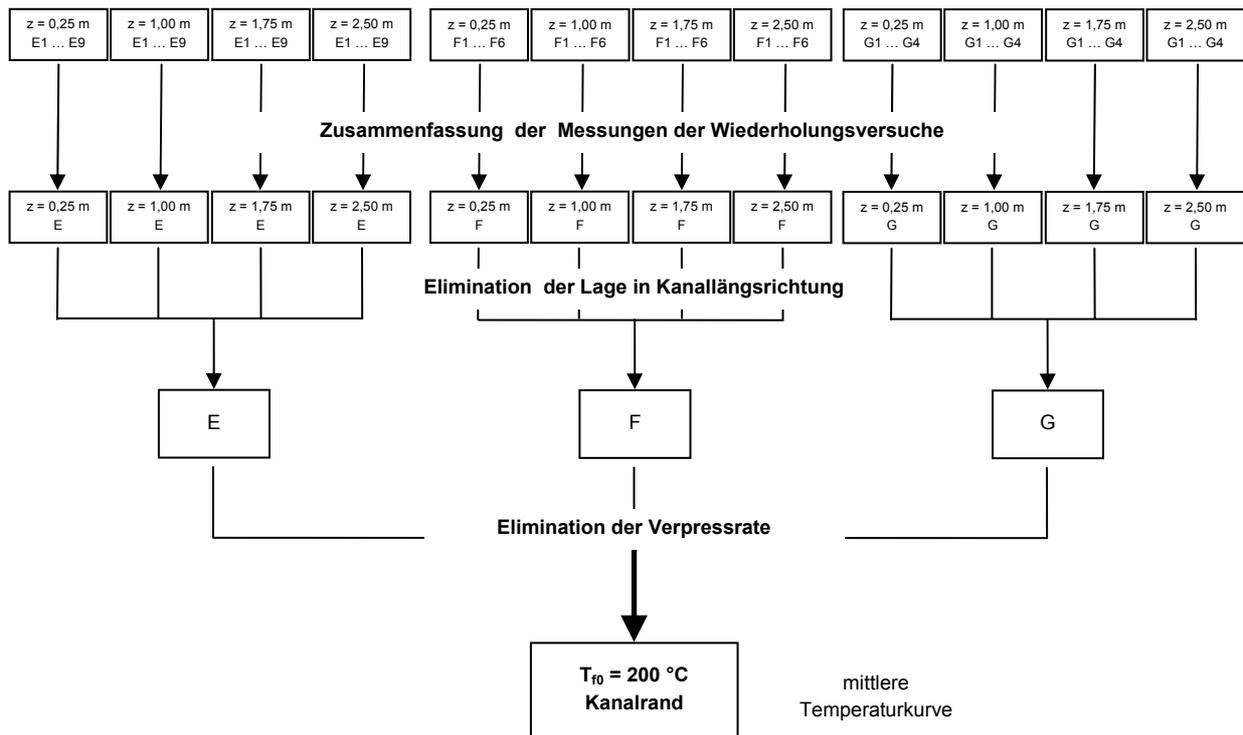


Bild 6.17: Ablaufdiagramm der Messwertaufbereitung exemplarisch für $T_f = 200\text{ °C}$ am Kanalrand

Bei den Messorten im Abstand von 35 mm zur Kanalachse im Fels konnten nur sehr geringe Temperaturerhöhungen von $\Delta\vartheta \leq 1,2\text{ K}$ gemessen werden. In [Bild 6.18](#) ist exemplarisch die über alle durchgeführten Wiederholungsversuche der Versuchsserie E gemittelte Temperaturverteilung an diesen Messorten dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Temperaturerhöhung im Fels dem Durchschreiten der Injektionsfront an dem jeweiligen Messquerschnitt um ca. 40 s hinterherhinkt.

Die Temperaturerhöhung liegt im Bereich der Messgenauigkeit der verwendeten Thermoelemente. Aus diesem Grund werden die an den Messstellen 35 mm orthogonal zur Kanalachse aufgezeichneten Temperaturkurven im Folgenden nur zum Zwecke qualitativer Auswertungen verwendet. Für die an den Außenkanten des Injektionskanals angebrachten Messfühler (Abstand 55 mm zur Kanalachse) konnte in keinem der einzelnen Versuche eine Temperaturerhöhung $\Delta\vartheta \geq 1\text{ K}$ festgestellt werden. Die aufgezeichneten Messwerte werden in diesem Rahmen nicht dargestellt.

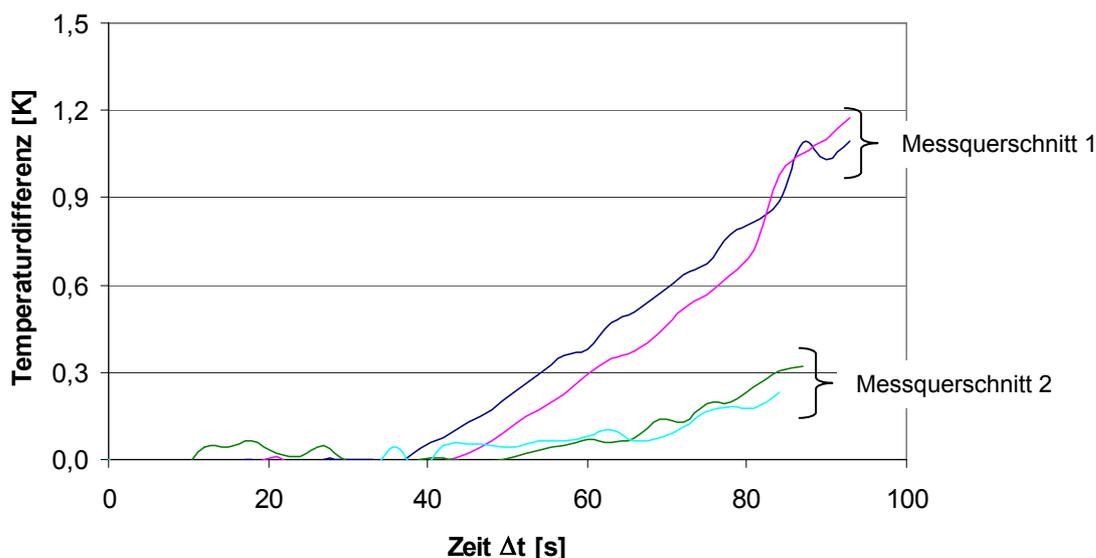


Bild 6.18: Temperaturerhöhung im Fels Abstand 35 mm zur Kanalsachse, exemplarisch für Versuchsserie E

aufbereitete Temperaturmessdaten bei verbundenen, parallel verlaufenden Kluftkanälen

Wie bereits in den Abschnitten 6.3.2 und 6.3.3 erläutert, wurden bei den Injektionsversuchen in die parallel verlaufenden Kluftkanäle deutlich weniger Wiederholungsversuche durchgeführt, so dass die aufgezeichneten Temperaturmessdaten nicht für eine allgemeingültige Betrachtung herangezogen werden können.

Bei der Auswertung der Temperaturmessdaten war zu beachten, dass die Stege zwischen den einzelnen Injektionskanälen je nach Ausbreitung der Schmelze teilweise von zwei Seiten erwärmt wurden. Die in den Stegen angeordneten Temperaturfühler f und g nach [Bild 6.10](#) maßen demnach die Erwärmung aufgrund eines zweiseitigen Wärmestromes – diese Daten sind mit den bisher vorgestellten deshalb nicht vergleichbar.

Bei den Versuchen mit Wassergegenströmung ergab sich bei den mittig im Fließkanal angeordneten Messfühlern eine teilweise deutliche Diskrepanz der Temperaturen zwischen den einzelnen Wiederholungsversuchen. Ein Grund hierfür könnte in Temperaturdifferenzen des strömenden Wassers liegen; es kann aber auch nicht ausgeschlossen werden, dass sich bei Anordnung der Messfühler im fließenden Wasser ein systematischer Messfehler ergab, da die verwendeten Thermoelemente nicht abgedichtet waren. Diese Temperaturmessdaten werden aus diesem Grunde nicht weiter betrachtet.

In [Bild 6.19](#) ist die mittlere Temperaturverteilung im Abstand von 15 mm und 25 mm von der Kanalsachse bei einseitiger Erwärmung für die drei unterschiedlichen Versuchsserien, die sich lediglich in der Anordnung der Verzweigungsstellen unterschieden, ohne Wassergegenströmung dargestellt. Die maximale Temperaturerhöhung liegt im Abstand von 15 mm zum Kanalrand bei $\Delta\vartheta < 8$ K, beim Achsabstand von 25 mm bei ca. $\Delta\vartheta = 5$ K. Die Messwertabweichung zwischen den einzelnen Versuchsserien liegt unter 1 K.

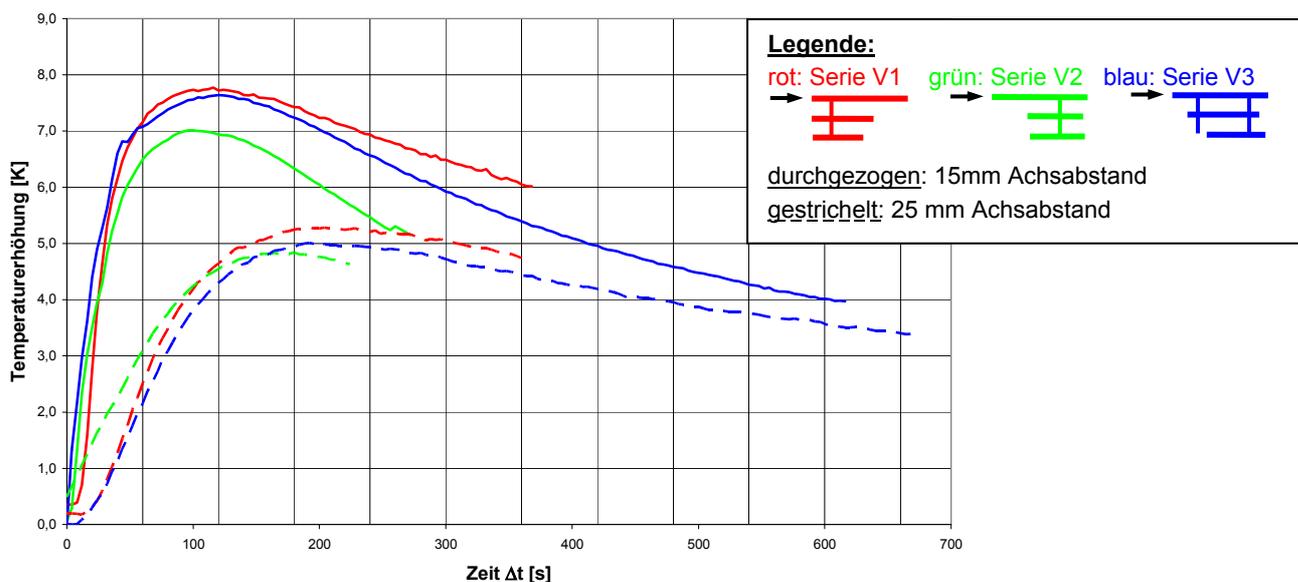


Bild 6.19: Temperaturverteilung 15 mm und 25 mm von der Kanalachse entfernt für die parallel laufenden Klufkanäle ohne Wassergegenströmung

Temperaturverteilung im Injektionsquerschnitt

Wie in Abschnitt 6.3.1 (siehe [Bild 6.5](#)) dargestellt, wurden auch die Temperaturen in der Symmetrieachse des Injektionskanals aufgezeichnet. Da sich im Injektionsquerschnitt (x-y-Ebene) ein starkes Temperaturgefälle während der Injektion ausbildet, war es erforderlich, diese Thermoelemente in ihrer Lage sehr exakt zu positionieren. Im Abschnitt 6.4.1 wurde bereits erläutert, dass es beim Aufsetzen der oberen Gneisquader teilweise zu geringfügigen Lageverschiebungen der Thermoelemente kam, so dass für die jeweilige Einzelmessung die genaue Lage des Messsensors nicht exakt bestimmt werden konnte. Somit muss für die Messung der Temperaturen in der Symmetrieachse des Injektionskanals eine größere Messunschärfe zu Grunde gelegt werden.

In einem ersten Schritt der Datenaufbereitung wurden die Temperaturkurven der Wiederholungsversuche einer Injektionsserie an den jeweiligen Messquerschnitten miteinander verglichen. Deutlich abweichende Temperaturkurven wurden aus dem Datensatz entfernt und aus den verbleibenden Daten wurde eine mittlere Temperaturkurve abgeleitet. Wie für die Messung der Felstemperaturen wurden auch hier die Temperaturverteilung an den einzelnen Messquerschnitten und anschließend zwischen den einzelnen Versuchen bei identischer Injektionstemperatur und unterschiedlicher Injektionsrate miteinander verglichen. Im Rahmen der durch die Lageungenauigkeit der Temperaturfühler bedingten Messunschärfe konnte keine Abhängigkeit der Schmelzetemperatur in der Symmetrieachse von der Lage in Kanallängsrichtung und von der Verpressrate festgestellt werden. Daraufhin wurde für die drei untersuchten Injektionstemperaturen wiederum jeweils eine charakteristische, gemittelte Temperaturkurve in der Kanalachse abgeleitet, wie sie in Anhang 6.4 dargestellt sind.

Die gemittelten Temperaturkurven zeigen während der Injektionsdauer konstante Temperatur und kühlen erst nach Injektionsstillstand ab. Nach der Modellvorstellung des Injektionsvorganges wäre

eine Abkühlung der Schmelze in Fließrichtung zu erwarten. An dieser Stelle kann die Größe eines möglichen Messfehlers nicht beziffert werden und es kann nicht festgestellt werden, inwieweit sich die Schmelze längs des Injektionsweges abkühlt und somit den Wärmetransport in den umgebenden Fels beeinflusst.

6.4.4 Analyse der Temperaturverteilung und Rückermittlung von Materialparametern des Gneis

In Kapitel 4.2.2 wurden zwei unterschiedliche quasi-stationäre Näherungslösungen zur analytischen Beschreibung von instationären Wärmeleitungsvorgängen vorgestellt: das Modell der Wärmeübertragung mit konstantem Wärmestrom (Gleichung 4.9) und das Modell der Wärmeexplosion (Gleichung 4.10). Im Folgenden wird durch Vergleichsberechnungen untersucht, mit welchem der beiden Berechnungsmodelle die gemessenen Temperaturverläufe am Rand des Injektionskanals und im Fels am besten abgebildet werden können.

Für die Vergleichsberechnungen wird jeweils die Temperaturerhöhung [K] ermittelt, d.h. die in den Gleichungen (4.9) und (4.10) enthaltene Referenztemperatur wird zu $T_{s0} = 0$ gesetzt. Als Wärmequelle Q wird die von der Thermoplastschmelze in den gesamten Injektionskanal eingebrachte Wärmeenergie in Ansatz gebracht:

$$Q = c_f \cdot m \cdot \Delta\vartheta = c_f \cdot \rho_f \cdot A \cdot L \cdot (T_{f0} - T_{s0}) \quad (6.1)$$

Für die Thermoplastschmelze werden die in Abschnitt 5.5.2 angegebenen Materialkennwerte verwendet. In [Bild 6.20](#) ist der nach den beiden Wärmetransportmodellen errechnete und der gemessene Temperaturverlauf für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 200$ °C dargestellt. Hierbei werden für den Gneis die sich aus der Diplomarbeit von HAUPTMÜLLER (2005) und aus der Literatur ergebenden wärmetechnischen Parameter angesetzt (siehe auch Kapitel 4.4).

Sowohl nach dem Modell des konstanten Wärmestroms als auch nach dem Modell der Wärmeexplosion ergeben sich rechnerisch deutlich geringe Temperaturerhöhungen als gemessen. Anhand der Form der errechneten Temperaturkurven kann keines der beiden mathematischen Modelle ausgeschlossen werden; die errechneten geringeren Temperaturen könnten aber mit einem nicht zutreffenden Ansatz der wärmetechnischen Parameter des Fels erklärt werden. Rechnerisch höhere Temperaturen ergeben sich bei größerer Wärmeleitfähigkeit, da dann die Wärmeenergie besser abgeleitet wird. Bei Reduktion der spezifischen Wärmekapazität stellen sich im Fels rechnerisch ebenso höhere Temperaturen ein, da dann weniger Wärmeenergie benötigt wird, um eine Temperaturerhöhung zu erzielen.

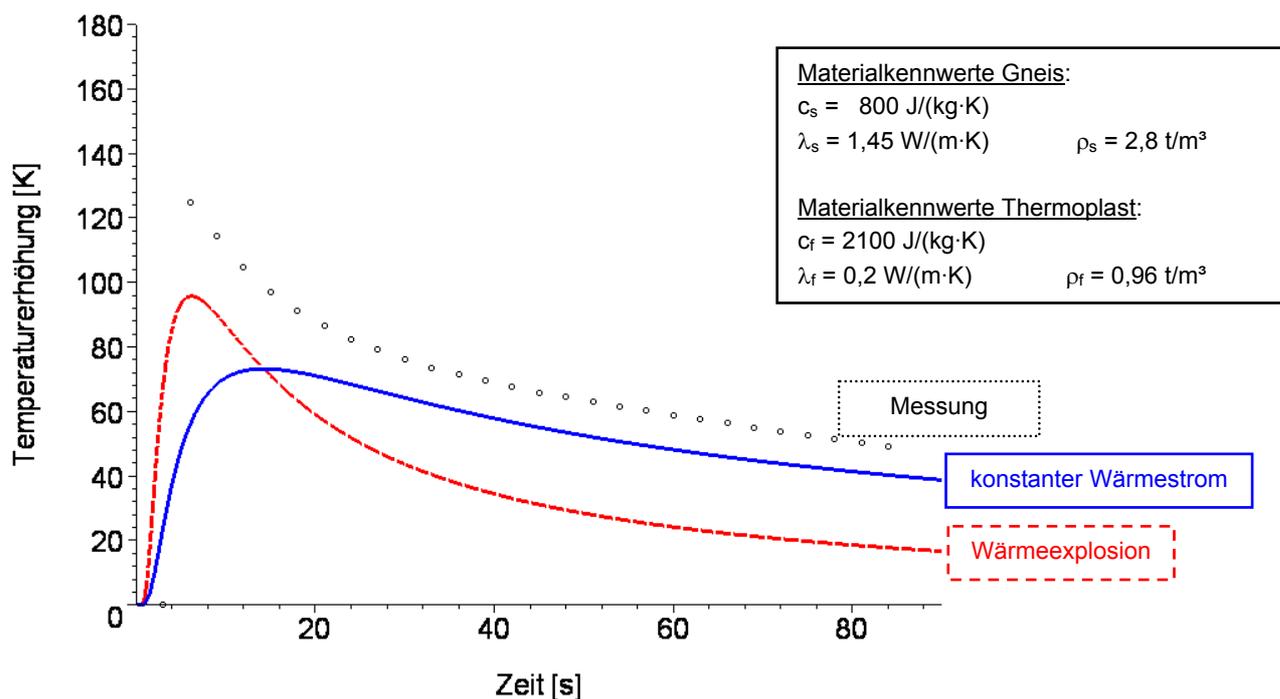


Bild 6.20: gemessener und nach Gl. 4.9 (blau) und 4.10 (rot) errechneter Temperaturverlauf am Kanalrand bei $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ – ursprüngliche Wärmeparameter des Fels

Eine ausgeprägte thermische Anisotropie ist für Festgesteine mit hohem Glimmer- und Quarzanteil – die Hauptbestandteile des für den Injektionsstand verwendeten Gneises – bekannt (SCHÖN, 1983 und DE VRIES, 1963). Im Rahmen der Diplomarbeit von HAUPTMÜLLER wurde der Wärmestrom nur in einer Richtung aufgebracht, so dass die dort ermittelte Wärmeleitfähigkeit als Wert senkrecht zur Hauptebene der Mineralien zu verstehen ist. Zur rechnerischen Modellierung der Wärmeströme im Injektionsstand muss allerdings ein globaler Wert unabhängig der Orientierung der Minerale angesetzt werden. Aus diesem Grunde wurden im Folgenden die Wärmeleitfähigkeit λ_s und die Wärmekapazität c_s des Gneises mit dem Ziel variiert, dass für alle ermittelten Temperaturkurven im Fels die Abweichung zwischen Messung und Rechnung minimiert werden konnte. Die beste Übereinstimmung ergibt sich für die folgenden thermischen Kenngrößen des Gneises:

- Wärmekapazität $c_s = 0,6 \text{ kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
- Wärmeleitfähigkeit $\lambda_s = 1,75 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$
- Dichte $\rho_s = 2,8 \text{ g}/\text{cm}^3$ (durch Tauchwägung bestimmt)

In Bild 6.21 sind die mit den modifizierten wärmetechnischen Parametern ermittelten Temperaturverläufe am Kanalrand exemplarisch für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ dargestellt. Für den Ansatz der Wärmeexplosion nach Gleichung (4.10) ergeben sich für kleine Betrachtungszeiträume im Vergleich zu den Messungen zu hohe Temperaturen. Das Temperaturniveau sinkt anschließend rasch ab. Für den Ansatz des konstanten Wärmestroms nach Gl. (4.9) kann der gemessene Temperaturverlauf gut abgebildet werden. Sowohl Größe und Zeitpunkt der Maximaltemperatur als auch der Temperaturverlauf während der Auskühlphase treffen die Messergebnisse sehr gut. In Anhang 7 sind die Ergebnisse von Vergleichsberechnungen an unterschiedlichen Messorten für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ dargestellt. Auch hier zeigt sich das Modell des konstanten Wärmestroms

mestroms zur Abbildung der Messdaten als gut geeignet. Für die Injektionstemperaturen $T_{f0} = 150\text{ °C}$ und $T_{f0} = 175\text{ °C}$ ergibt sich ein identisches Bild: Die Messdaten werden mit dem Modell des konstanten Wärmestroms gut abgebildet, für das Modell der Wärmeexplosion ergeben sich für die Anfangsphase zu hohe, im weiteren zeitlichen Verlauf aber zu niedrige Temperaturen.

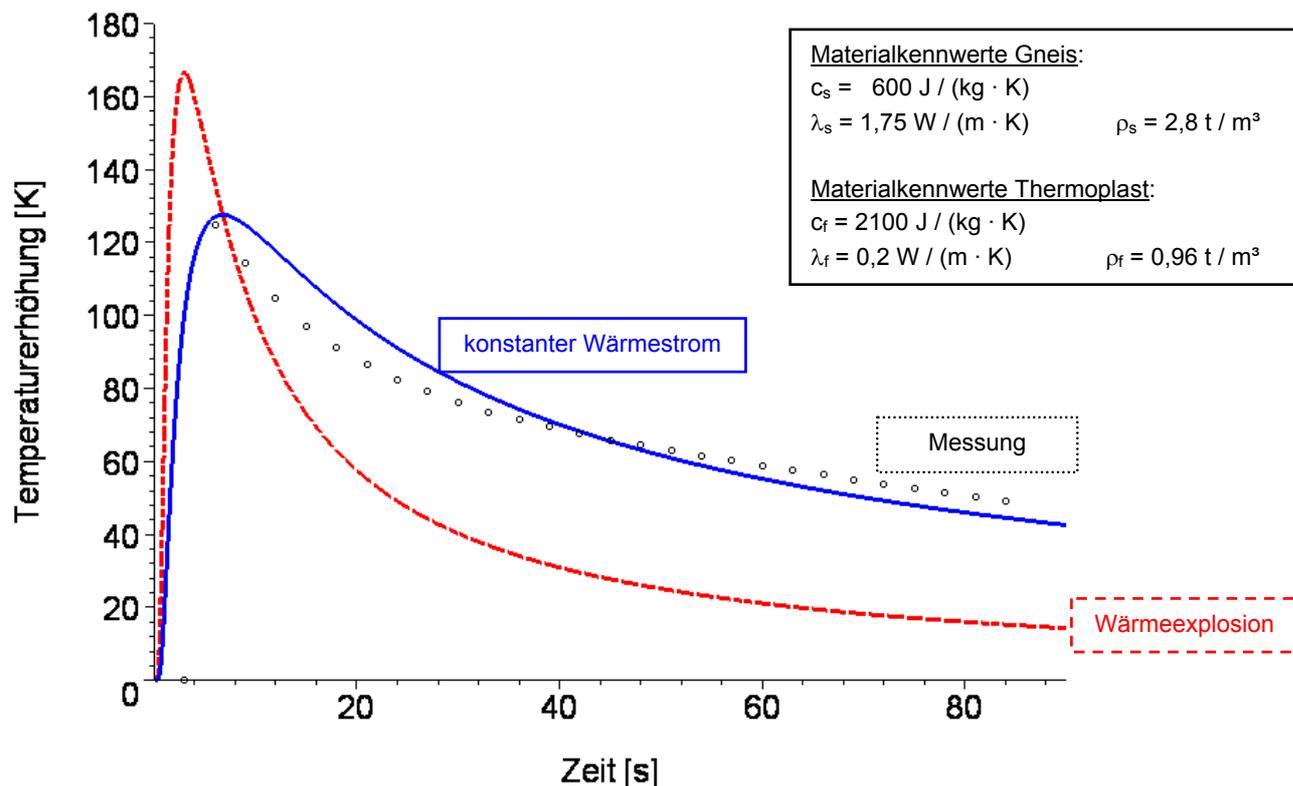


Bild 6.21: gemessener und nach Gl. 4.9 (blau) und 4.10 (rot) errechneter Temperaturverlauf am Kanalrand bei $T_{f0} = 200\text{ °C}$ – modifizierte Wärmeparameter des Fels

Aus Bild 6.21 kann weiterhin abgelesen werden, dass das quasi-stationäre Modell des konstanten Wärmestroms die instationären Wärmeleitvorgänge im Fels in hinreichender Genauigkeit abbildet. Dies bedeutet physikalisch, dass die heiße Thermoplastschmelze die Wärmeenergie eher kontinuierlich in die anstehende Umgebung abgibt als schlagartig, was aufgrund der kurzen Injektionsdauern ebenso wahrscheinlich erscheinen könnte. Für die folgenden analytischen Modelle zur Betrachtung des Wärmeleitungs- und des Injektionsvorgangs wird deshalb nur noch das Modell des konstanten Wärmestroms nach Gleichung (4.9) angesetzt. Hierfür werden Vergleichsberechnungen der sich einstellenden Felstemperatur an verschiedenen Orten für die unterschiedlichen Injektionstemperaturen durchgeführt, siehe Anhänge 8.1 bis 8.3.

Über das Wärmestrommodell kann ebenfalls gezeigt werden, dass sich an den Messorten im Abstand von 35 mm und von 55 mm zur Kanalachse während der Injektionszeit keine signifikante Temperaturerhöhung mehr einstellt. In den Anhängen 8.4 und 8.5 sind die Berechnungsergebnisse für unterschiedliche Anfangstemperaturen des Fluids dargestellt. Es zeigt sich, dass über einen Betrachtungszeitraum von $t = 900\text{ s}$ die Temperaturerhöhung in 35 mm Entfernung zur Kanalsach-

se $\Delta\vartheta < 2$ K und in 55 mm Entfernung $\Delta\vartheta < 1$ K beträgt. Dies bestätigt die durchgeführten Messungen, siehe [Bild 6.18](#).

Bei Variation der Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Gesteins gemäß [Tabelle 4.2](#) ändert sich an dieser Erkenntnis nichts Grundlegendes. Durch den bei der Thermoplastinjektion auftretenden Wärmeeintrag in den anstehenden Fels stellt sich eine Temperaturerhöhung im Bereich von $\Delta\vartheta > 2$ K bis zu 30 mm um den Injektionskanal herum ein. Weiter entfernte Felsvolumina werden nicht mehr signifikant erwärmt.

Die festgestellte geringe Temperaturerhöhung im Fels wird auch durch eine weitere Plausibilitätskontrolle bestätigt: Mit $T = 200$ °C eingebrachte Injektionsschmelze, die auf $T = 15$ °C abkühlt, gibt bei den vorhandenen geometrischen Abmessungen des Injektionskanals eine Wärmemenge von $Q = 37$ kJ je Laufmeter in den Fels ab. Durch diese Wärmemenge würde sich im umgebenden Gneis des Versuchsstandes eine mittlere Temperaturerhöhung von $\Delta\vartheta = 1,8$ K einstellen. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit kristalliner Festgesteine wird sich aber keine einheitliche Temperaturerhöhung einstellen, sondern stets ein Temperaturgradient ausbilden.

Für die in [Bild 6.19](#) dargestellten Temperaturkurven der Injektionsversuche in die parallel verlaufenden, verzweigten Kluffkanäle ohne Wassergegenströmung wurden ebenfalls Vergleichsberechnungen mit dem Wärmestrommodell durchgeführt, deren Ergebnisse in den Anhängen 8.6 und 8.7 dargestellt sind. Das Wärmestrommodell eignet sich auch hier gut, um den Temperaturanstieg im umgebenden Fels während der Injektion rechnerisch abbilden zu können.

6.4.5 Berechnung der Temperaturen im Injektionskanal und der Erstarrungszeiten

Im Abschnitt 5.3 wurden unterschiedliche Modelle zur Berechnung der Temperatur in der Schmelze vorgestellt. Da es sich bei den hier betrachteten Vorgängen vorwiegend um kurz andauernde Prozesse handelt, kann die in Gleichung 5.7 angegebene vereinfachte Formel zur Berechnung der Temperaturverteilung im Querschnitt nicht angewendet werden. Deshalb muss die Berechnung mit der in Gleichung 5.6 vorgestellten Reihenentwicklung erfolgen. Hierbei zeigte sich, dass bei Berücksichtigung von mehr als der ersten zehn Glieder der Reihe für Injektionszeiten $t > 1$ s keine signifikante Ergebnisänderung mehr erzielt wird.

Für die im Folgenden vorgestellten Berechnungen wird der Injektionsquerschnitt als Zylinder unter Ansatz des hydraulischen Radius gemäß Gleichung 7.4 angenommen. Die Temperatur an der Wandung des Injektionskanals wird – wie in den vorherigen Abschnitten gezeigt – nach dem Wärmestrommodell Gl. 4.9 implementiert.

In [Bild 6.22](#) ist der nach Gleichung 5.6 errechnete und der gemessene Temperaturverlauf in der Symmetrieachse über die Zeit nach Stillstand der Injektion für die unterschiedlichen Injektionstemperaturen dargestellt. Die deutlichen Abweichungen zwischen Messung und Rechnung sind durch die große Messunschärfe erklärbar, mit denen die in der Symmetrieachse aufgezeichneten Temperaturen behaftet sind.

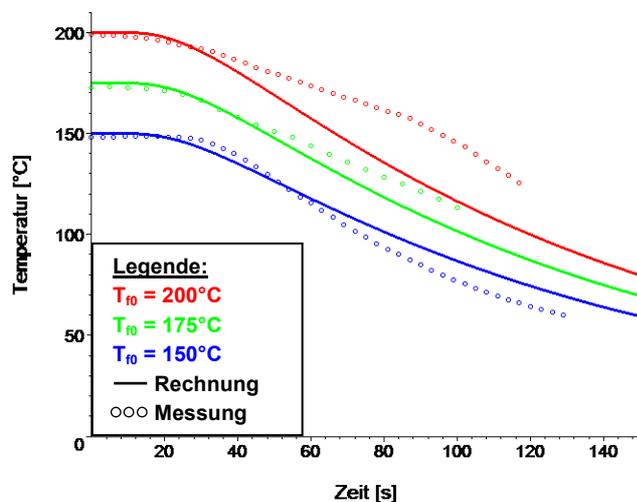


Bild 6.22: rechnerischer Temperaturverlauf in Kanalachse für verschiedene Injektionstemperaturen

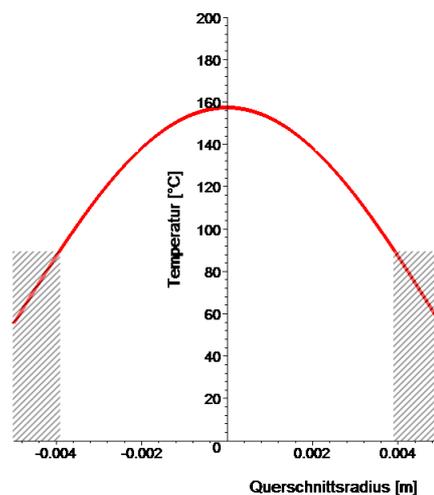


Bild 6.23: Temperaturverteilung im Fließquerschnitt nach $t = 60\text{ s}$ für $T_{f0} = 200^\circ\text{C}$; erstarrte Randschichten schraffiert dargestellt

Nach Gleichung 5.6 kann ebenso die Temperaturverteilung über den Fließquerschnitt zu einer bestimmten Injektionszeit dargestellt werden. In Bild 6.23 ist die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt $t = 60\text{ s}$ für eine Injektionstemperatur von $T_{f0} = 200^\circ\text{C}$ dargestellt. In Kanalmitte hat sich die Schmelze um ca. 40 K abgekühlt, ist aber noch immer in fließfähigem Zustand. Am Kanalrand ist die Erstarrungstemperatur $T_E = 90^\circ\text{C}$ aber bereits unterschritten, so dass hier das Injektionsmittel bereits in fester Phase vorliegt. Der Bereich der erstarrten Randschicht ist im Bild schraffiert dargestellt.

Die Temperaturverteilung zu unterschiedlichen Zeitpunkten kann Anhang 9 entnommen werden. Hieraus ist zu erkennen, dass sich für das beschriebene Rechenmodell zu einem Zeitpunkt $t = 30\text{ s}$ bereits erste erstarrte Randschichten gebildet haben. Diese wachsen im Laufe der Zeit weiter zu – nach $t = 130\text{ s}$ hat sich der Kanalquerschnitt bereits geschlossen, der Thermoplast im Injektionskanal ist vollkommen erstarrt.

In Abschnitt 4.2.3 wurden analytische Ansätze zur Berechnung der Erstarrungszeiten beim Phasenübergang eines Fluids von flüssig zu fest vorgestellt. Für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Injektionsthermoplast ergibt sich nach Gleichung (4.12) für eine Injektionstemperatur von $T_{f0} = 200^\circ\text{C}$ eine Phasenübergangszahl von $Ph \approx 0,087$. Die in den Gleichungen (4.14) und (4.15) angegebenen quasi-stationären Näherungslösungen gelten nur für Stoffe mit einer Phasenübergangszahl $Ph > 7$, so dass eine Nachrechnung der im Rahmen der Injektionsversuche ermittelten Erstarrungszeiten mit diesen Beziehungen nicht möglich ist. Gleichung (4.13) ist zwar unabhängig von der Größe der Phasenübergangszahl gültig, beschreibt aber nur den Erstarrungsvorgang an einer ebenen Platte. Für den verwendeten Thermoplast beträgt nach Gl. (4.13) die Erstarrungszeit zur Bildung einer $s = 5\text{ mm}$ mächtigen, ebenen Platte rund $t = 270\text{ s}$.

Zur Berechnung von Erstarrungszeiten innerhalb eines Zylinders konnten in der Literatur für die sehr kleinen Phasenübergangszahlen des im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Thermoplasts keine weiteren Angaben gefunden werden.

6.4.6 Druckentwicklung während der Injektion

Wie in Abschnitt 6.3.1 erläutert, wurden zur Druckmessung – abgesehen von den Versuchsserien C, G und K mit jeweils $\dot{V} = 0,2 \text{ l/min}$ – während der Injektionsversuche zwei unterschiedliche Messsysteme verwendet: Ein in die Injektionsanlage integrierter Druckmesssensor befindet sich standardmäßig an den Förderpumpen und zeichnet dort den Maschinendruck auf. Ein zweiter Druckmesssensor wurde zwischen die Kopfplattenkonstruktion am Beginn des Injektionskanals und dem Ende des Injektions-Heißschlauches eingebaut (siehe [Bild 6.4](#)). Da die Druckmessung an der heißen Schmelze erfolgt, müssen die verwendeten Druckmesssensoren temperaturkompensiert sein. Bei der Druckmessung am Kanalkopf wurde dies durch Einbau zweier Öldruckkissen realisiert. Das erste Kissen war in ein Adapterstück aus Stahl integriert, durch das die heiße Injektionschmelze hindurch floss. Über eine ca. 50 cm lange Kapillare war dieses mit einem zweiten Öldruckkissen verbunden, an dem die Druckmessung indirekt über einen Dehn-Mess-Streifen (DMS) erfolgte. Durch den Einbau der Ölkapillare wurde sichergestellt, dass der Ort der Druckmessung von den Temperaturrandbedingungen im Strömungsbereich der Schmelze thermisch entkoppelt war. Diese indirekte Messmethode erwies sich für die Injektionsversuche als gut handhabbar, da das DMS-Signal mit dem gleichen Messsystem erfasst werden konnte, mit dem auch die Temperaturen aufgezeichnet wurden. Für den Baustellenbetrieb erscheint die Verwendung der Kapillare allerdings als zu filigran, so dass hier die Druckmessung direkt in der Schmelze über temperaturkompensierte Sensoren erfolgen sollte, die allerdings wesentlich teurer und in der Auflösung ungenauer sind.

Durch die Messungen des Drucks an der Pumpe und des effektiven Injektionsdrucks am Anfang der Injektionsstelle konnten die Leitungsverluste im Heizschlauch ermittelt werden. Hierbei zeigte sich, dass die Leitungsverluste abhängig vom vorherrschenden Druckniveau sind. Für die Versuchsserien A, E und I (jeweils $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$) ist die Differenz zwischen Pumpen- und effektivem Injektionsdruck in Anhang 10 dargestellt. Eine Gesetzmäßigkeit zwischen vorherrschendem Druckniveau und Druckdifferenz ist nicht erkennbar, was durch die in Abschnitt 6.4.1 diskutierte radiale Dehnung des Injektionsschlauches erklärt werden kann: Während der Injektion stellt sich in Abhängigkeit vom herrschenden Druckniveau, der Viskosität der Schmelze und der Verpressrate eine örtlich variable, radiale Schlauchdehnung ein, deren Ausmaß messtechnisch nicht erfasst werden konnte. Der Dehnungsvorgang des Schlauches muss als instationär angesehen werden, so dass sich bei variablen Dehnungsraten während der Injektionszeit unterschiedliche Druckverluste im Schlauch einstellen können. Eine Rückrechnung des effektiven Injektionsdrucks aus den Messdaten des Maschinendrucks ist folglich nicht zuverlässig möglich. Aus diesem Grunde wird in diesem Rahmen ausschließlich die Messung des effektiven Injektionsdrucks (Messung am Kanalkopf) für die Versuchsserien A, B, E, F, I und J ausgewertet; bei den Versuchsserien C, G und K wurde leider nur der Maschinendruck aufgezeichnet. In [Bild 6.24](#) ist für verschiedene Injektionstemperaturen und Verpressraten der Verlauf des effektiven Injektionsdruckes über die Injektionszeit dargestellt.

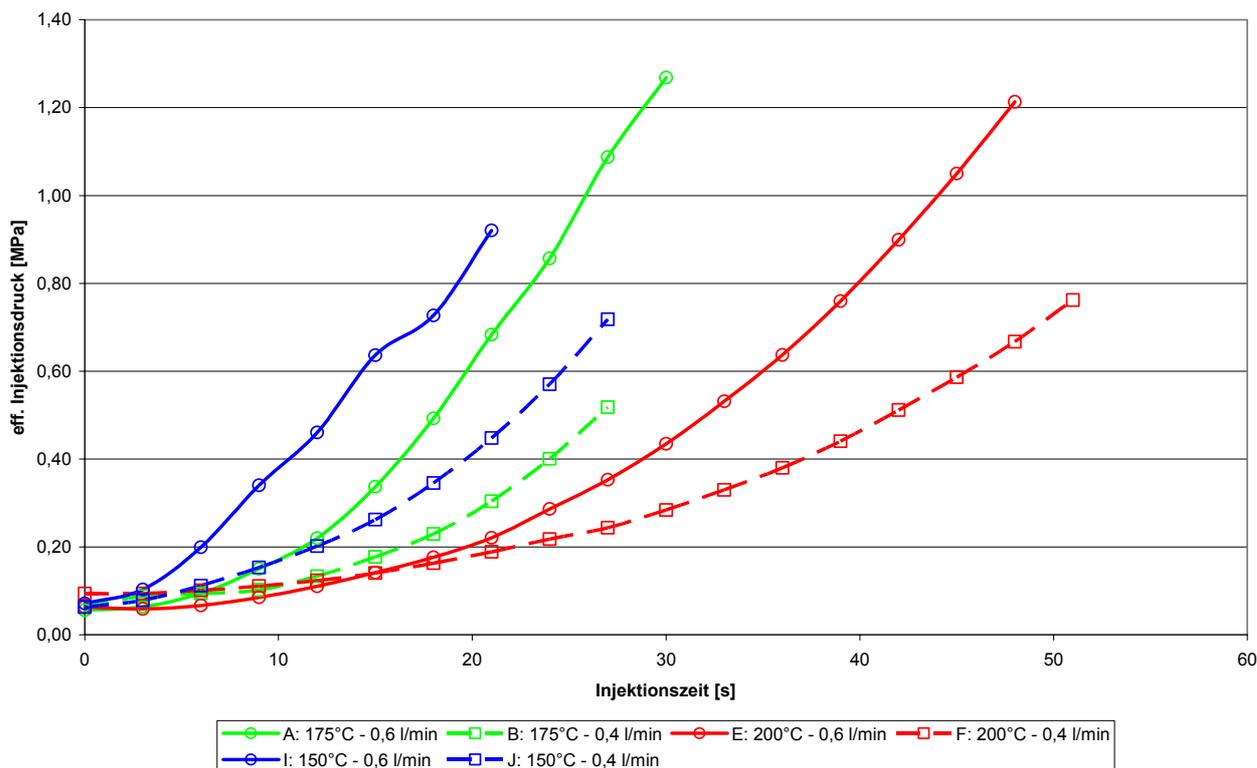


Bild 6.24: effektiver Injektionsdruck über die Injektionszeit für verschiedene Injektionstemperaturen und Verpressraten

Der Injektionsdruck steigt mit der Zeit stark an. Die Injektionszeit bis zum Erreichen eines definierten Injektionsdrucks ist bei höheren Injektionstemperaturen und niedrigeren Verpressraten größer. Das heißt, bei Wahl einer geringen Injektionstemperatur und einer hohen Verpressrate (z.B. Versuchsserie I $T_{f0} = 150\text{ °C}$ $\dot{V} = 0,6\text{ l/min}$) ergeben sich die geringsten Injektionszeiten. Vergleicht man die Grundcharakteristik der Druckkurven in [Bild 6.24](#) mit der in [Bild 2.3](#) schematisch dargestellten Druckkurve, wie sie bei Injektion von Zementsuspensionen in natürliche Kluftsysteme zu erwarten ist, so erkennt man einen prinzipiellen Unterschied: Während sich bei Injektionen auf Basis von Zementsuspensionen der Injektionsdruck über die Injektionszeit asymptotisch einem Maximaldruck nähert, steigt bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen der Druck mit der Zeit überproportional an, so dass hier bereits nach kurzen Injektionszeiten sehr hoher Druck zu erwarten ist. Diese Unterschiede sind durch die Temperaturabhängigkeit der Viskosität der Schmelze und dem Wärmeabgabeprozess in das umgebende Gestein bedingt. Im folgenden Abschnitt 7 wird ein gekoppeltes thermodynamisch-strömungsmechanisches Modell aufgestellt, mit dem diese Vorgänge abgebildet werden können.

Bei den Injektionsversuchen in die parallel verlaufenden, verzweigten Kluftkanäle ergab sich für die Versuche mit und ohne Wassergegenströmung ein ähnliches Bild: Der effektive Injektionsdruck stieg über die Injektionszeit überproportional an. Aufgrund der wenigen Wiederholungsversuche sollten diese Versuchsergebnisse allerdings als rein qualitative Betrachtung angesehen werden. Eine detaillierte Darstellung der Messergebnisse erfolgt deshalb nicht.

6.5 Interpretation der Messergebnisse

Aus den während der Injektionsversuche durchgeführten Temperatur- und Druckmessungen ergibt sich ein differenziertes Bild der thermodynamischen und strömungsmechanischen Vorgänge.

Die Analyse der Temperaturmessungen im anstehenden Fels zeigt, dass der Wärmeleitungsprozess mit hinreichender Genauigkeit als ein Vorgang quasi-stationärer Wärmeleitung mit der Randbedingung eines konstanten Wärmestroms angenähert werden kann. Mit diesem analytischen Rechenmodell ergeben sich gute Übereinstimmungen zu den verschiedenen Messreihen.

Des Weiteren kann die in Abschnitt 3.3 aufgestellte Hypothese der erstarrenden Randschichten bestätigt werden: Bei Betrachtung der Temperaturerhöhung am Kanalrand (Anhang 8.1) ist erkennbar, dass unter Ansatz einer Felstemperatur von $T_{s0} = 15 \text{ °C}$ und einer Temperatur der Injektionsschmelze von $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ bereits ca. $t = 30 \text{ s}$ nach Durchschreiten der Schmelze am jeweiligen Ort des Injektionskanals die Glasübergangstemperatur des verwendeten Thermoplasts unterschritten ist. Dies bedeutet, dass bereits kurz nach Kontakt des umgebenden, kalten Fels mit der heißen Injektionsschmelze diese lokal erstarrt und nicht mehr fließfähig ist. Ein identisches Bild ergibt sich auch aus den in Anhang 9 dargestellten rechnerischen Temperaturverteilungen im Injektionsquerschnitt zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Mit zunehmender Zeit werden die erstarrten Randbereiche immer größer – der Querschnitt verengt sich von außen nach innen.

Mit diesen Erkenntnissen kann sowohl der schnelle Anstieg des effektiven Injektionsdruckes über die Zeit als auch die weitgehende Ortsunabhängigkeit der Temperaturverteilung im Fels, wie sie in Abschnitt 6.4.3 dargestellt wurde, erklärt werden:

- Temperaturverteilung: In der erstarrten Randschicht sind die wärmetechnischen Parameter des erstarrten Kunststoffes wirksam, wobei die Wärmeleitfähigkeit für den hier verwendeten Kunststoff im erstarrten Zustand geringer ist als im flüssigen, das heißt die Wärmeenergie wird langsamer an die Umgebung weitergeleitet. Zudem entsteht zwischen erstarrter Randschicht und strömender Schmelze eine Temperaturgrenzschicht, in der es aufgrund der konvektiven Wärmeübertragung zu einem starken Temperaturabbau kommt, siehe Bild 3.1. Dies führt zu einer thermischen Isolierung der im Inneren des Kanals noch befindlichen fließfähigen Schmelze. Somit erreicht die Schmelze mit nahezu unveränderter Temperatur die Injektionsfront. Hieraus folgt, dass die in Injektionslängsrichtung festgestellte weitgehende Ortsunabhängigkeit der gemessenen Temperaturen physikalisch plausibel ist.
- Druckanstieg: Durch das Auftreten der erstarrten Randschichten verengt sich der Fließquerschnitt im Injektionskanal, was bei Beibehaltung einer konstanten Verpressrate zu einem Anstieg des effektiven Injektionsdrucks und zu einer erhöhten Fließgeschwindigkeit der Schmelze führt. Da gemäß Gleichung (4.17) der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α zwischen fließendem und bereits erstarrtem Kunststoff direkt proportional zur Wurzel der Fließgeschwindigkeit w ist, findet bei höheren Fließgeschwindigkeiten ein stärkerer Temperaturabbau in der thermischen Grenzschicht statt. Durch die Verengung des Fließquerschnittes von außen nach innen und den verstärkten Temperaturabbau ist der Prozess des Druckanstieges während der Injektion somit selbstbeschleunigend, wodurch die in Abschnitt 6.4.6 dargestellten Kurven des Druckanstieges erklärt werden können.

6.6 Erfahrungen von Baustellenanwendungen bei Injektion in Lockergestein

In den Jahren seit 2002 konnten auf verschiedenen Baustellen im In- und Ausland jeweils sehr gute Abdichtungserfolge durch die Injektion von heißen Thermoplastschmelzen erzielt werden. Bei den Anwendungsfällen handelte es sich in der Regel um Schadstellen an Tunnelaußenschalen, Baugrubenwänden oder Kanälen, bei denen meist vorangehende Abdichtungsversuche mit Schäumen oder Zement-basierten Suspensionen nicht zum gewünschten Erfolg geführt hatten. Bei den meisten Anwendungen handelte es sich um Injektionen in Lockergestein. WEBER (2002 und 2005) und IRNGARTINGER (2006) haben einzelne Anwendungen näher beschrieben.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden insgesamt vier Baustellenanwendungen wissenschaftlich begleitet, auf einer Baustelle wurden zusätzlich insitu Injektionsversuche durchgeführt. Aufgrund der jeweils stark unterschiedlichen Randbedingungen können die einzelnen Anwendungen untereinander nur in begrenztem Maße verglichen werden; die wissenschaftliche Begleitung diente in großem Maße der Weiterentwicklung der Anlagentechnik und der Injektionsstrategien. Im Folgenden werden drei Baustellenanwendungen jeweils kurz beschrieben; für die letzte Baustelle wird nur auf die durchgeführten Injektionsversuche eingegangen.

Abdichtung eines Kanals

Im Zuge von Neubaumaßnahmen wurde eine Dränleitung im Vollrohr weitergeführt und einem Sammelschacht zugeführt. Der Anschluss des Vollrohres an den Schacht befand sich ca. 5 m unter dem natürlichen Grundwasserspiegel und musste wasserdicht ausgeführt werden. Bei den anstehenden Böden handelte es sich in den relevanten Tiefen vorwiegend um weit gestufte Kiese. Durch einen undichten Anschluss zwischen Kanalrohr und Schacht drangen ca. 5 l/s Grundwasser in den Sammelschacht ein. Vorherige Abdichtungsversuche mit Polyurethan-Schäumen schlugen fehl. Bei Anwendung der Thermoplastinjektion wurden aus der Schachtwandung heraus Bohrungen \varnothing 18 mm in den Baugrund vorgetrieben, anschließend wurden in diese Bohrungen Stahlrohre eingesetzt, die als Injektionslanzen dienten. Die Injektion erfolgte anfangs oberhalb des Kanalrohres. Es stellte sich bereits nach kurzer Injektionszeit eine Reduktion der zulaufenden Wassermengen ein. Gelegentlich kam es zu einem Auslaufen der heißen Schmelze durch die Schadstelle in den Kanal, siehe [Bild 6.25](#). Die weiteren Injektionen erfolgten von unterhalb des Kanalrohres und führten sehr schnell zu einer Abdichtung der Schadstelle, da sich die heiße Schmelze, deren Dichte geringer als die von Wasser ist, von unten um das Kanalrohr anlegen und die verbliebenen Leckagestellen abdichten konnte.



Bild 6.25: Austritt der Injektionsschmelze und Wasserdampfbildung infolge Kontakts mit Wasser

Während der Injektionsmaßnahme wurde die Eindringtiefe der Injektionslanzen variiert. Zum Erzielen eines langsamen und kontrollierbaren Druckanstiegs während der Injektion wirkten sich Eindringtiefen der Injektionslanzen von $> 0,25$ m günstig aus. Um ein Abfließen der Schmelze ohne Wirkung zu vermeiden, sollten die Austrittsöffnungen der Injektionslanzen unterhalb und in gewisser Entfernung zur Schadstelle angesetzt werden, um der Schmelze zu ermöglichen, sich bis zum Austrittsort des Wassers wie ein Schleier zu verteilen.

Abdichtung einer Baugrube

Ein in offener Bauweise erstellter Straßentunnel wurde in Schlitzwandbauweise ausgeführt. Einzelne Baugrubenabschnitte wurden durch senkrecht zur Tunneltrasse liegende Spundwände voneinander getrennt. Um die Lücke zwischen Spund- und Schlitzwand wasserdicht zu schließen, waren in den anstehenden sandigen Kiesen vertikale Düsenstrahlsäulen ausgeführt worden. Wahrscheinlich wegen eines Mangels des verwendeten Zements wiesen die Düsenstrahlsäulen nur sehr geringe Festigkeit auf und konnten teilweise dem anstehenden Wasserdruck von bis zu 10 mWS nicht standhalten. So kam es bereits während des Aushubs im Trog zu Abplatzungen und Undichtigkeiten. Beim Freilegen von zwei Düsenstrahlsäulen bis zur Baugrubensohle kam es zu einer Unterströmung der Säulen mit einer Menge von ca. 25 l/s und es bestand die Gefahr eines hydraulischen Grundbruchs. Von der Baugrubensohle aus wurden deshalb Rammlanzen schräg unter die Säulen eingebracht, über die die Injektion der Thermoplastschmelze erfolgte. Durch die Injektion der Schmelze kam es anfänglich zu einer deutlichen Reduktion der anfallenden Wassermengen auf ca. 2 l/s. Beim Einrammen einer weiteren Lanze wurde aber der bereits hergestellte Dichtkörper wahrscheinlich derart beschädigt, dass die anfallenden Wassermengen wieder rapide anstiegen. Durch Einbringen weiterer Lanzen und Thermoplastinjektion konnte der Wasserandrang später dennoch bis auf eine akzeptierbare Restwassermenge abgedichtet werden.

Die Verwendung von Rammlanzen erwies sich bei dieser Baumaßnahme als ungeeignet, da es einerseits öfters zur Verstopfung der Austrittsöffnungen kam. Zudem besteht beim Einrammen der Lanzen die Gefahr, dass schon bestehende Dichtkörper durch die Rammenergie wieder zerstört werden. Für Abdichtungsinjektionen sollten demnach Injektionslanzen möglichst schonend eingebracht werden und nach Möglichkeit mehrfach zu beschicken sein.

Abdichtung einer Tunnelaußenschale

Ein bergmännischer Tunnelvortrieb wurde gegen einen anstehenden Wasserdruck von bis zu 20 mWS unter Druckluft aufgefahren. Nach Ablassen der Druckluft und Abschalten zusätzlicher Wasserhaltungsmaßnahmen kam es an zwei Stellen zu einem Aufreißen der Spritzbetonschale, wobei es zu einem Wasserandrang von ca. 20 l/s verbunden mit Feinsandeintrag kam. Anfangs wurde das anfallende Wasser über Dränrohre abgeleitet und die aufgetretenen Risse wurden mit Hilfe von Holzwole und Schnellmörtel provisorisch abgedichtet. Zur gesicherten Abdichtung entschied man sich, die Schadstellen mit heißer Thermoplastschmelze zu injizieren. Hierfür wurden unterhalb der Schadstellen Bohrungen durch die Spritzbetonschale geführt und Injektionsrohre eingestellt. Beim Setzen der Injektionsbohrungen kam es regelmäßig zu erneutem Wasserandrang mit Feinsandaustrag.

Die anschließende Injektion erfolgte mit sehr geringem Druck, da die Spritzbetonschale nur gering beansprucht werden konnte. Bereits nach kurzer Zeit stellte sich eine merkliche Reduzierung der anfallenden Wassermengen ein. Im Folgenden trat die Schmelze bevorzugt aus den Dränleitungen und aus dem Ringraum der Injektionsbohrungen aus. Weitere Injektionsbohrungen wurden im unmittelbaren Bereich der Risse gesetzt. Hierbei wurde mehrfach erhärtetes Injektionsmaterial aufgebohrt. Bei der nachfolgenden Injektion konnten jeweils nur noch geringe Mengen injiziert werden. Eine Erhöhung des Injektionsdruckes war aufgrund der spezifischen Situation nicht möglich. Mit dem beschriebenen Vorgehen konnten die verbleibenden Wasserführenden Bereiche ausreichend weit abgedichtet werden. Die verbleibende Restwassermenge von ca. 0,5 l/s war für den weiteren Bauablauf beherrschbar.

Dieser Anwendungsfall machte die Leistungsfähigkeit des Injektionsverfahrens deutlich, da innerhalb nur eines Arbeitstags der Schadensfall saniert werden konnte.

Parallel zu den Abdichtungsinjektionen wurden Temperaturmessungen im anstehenden Baugrund durchgeführt. Hierfür wurden Thermoelementfühler an Stahl-Rundeisen befestigt und diese durch Bohrungen in einem Abstand von 0,2 m und 0,4 m zu den Injektionslanzen in den Baugrund eingebracht. Während der Injektion konnte an den näher gelegenen Temperaturfühlern eine Erwärmung von im Mittel $\Delta\theta \approx 10$ K aufgezeichnet werden, die sich nach Abbruch der Injektion innerhalb weniger Minuten wieder auf den Ausgangswert abbaute. In den weiter entfernten Temperaturfühlern konnte in der Regel im Bereich der Messgenauigkeit keine Temperaturerhöhung gemessen werden. Diese Messungen sind ein Indiz dafür, dass von einer lokal begrenzten, geringfügigen Erwärmung des Bodens ausgegangen werden kann.

Injektionsversuche zur Untersuchung des Ausbreitungsverhaltens im Boden

Im Rahmen einer Baumaßnahme konnten Injektionsversuche in eine mit Spritzbeton gesicherte Böschung durchgeführt werden. Ziel war es, den Einfluss von Injektionstemperatur, Verpressrate und Injektionsdruck auf die Ausbreitung der Schmelze im Untergrund zu untersuchen. Ausgehend von einer Serie von Basisversuchen wurde anschließend jeweils ein Injektionsparameter variiert, so dass insgesamt zehn Injektionsversuche durchgeführt wurden. Aufgrund von Wasserhaltungsmaßnahmen war der Boden erdfeucht. Anhand von radial um die Injektionslanze angebrachten Thermoelementfühlern wurde das Temperaturfeld im Boden messtechnisch ermittelt. Die Aufzeichnung des Injektionsdrucks erfolgte ausschließlich an der Injektionspumpe, so dass die Einflüsse der variablen Leitungsverluste nicht berücksichtigt werden konnten.

Aufgrund der kalten Witterung stellte sich ein weiteres Problem ein: Ein zwischen 30 cm und 50 cm langes Teilstück der Injektionslanze befand sich anfangs unisoliert in der freien Atmosphäre, so dass es bereits in diesem Teilbereich zu einem Einfrieren der Thermoplastschmelze in der Injektionslanze kam, ohne dass die Schmelze in den Boden eindringen konnte. Die Länge der Injektionslanzen wurde daraufhin auf ein für den Injektionsbetrieb nötiges Minimum reduziert und der an Luft verbleibende Teil der Lanze wurde während der Injektion mit einem Gasstrahler beheizt.

Drei Wochen nach der Versuchsdurchführung wurden die Probekörper im Zuge des Baufortschritts freigelegt. Leider stellte sich der Bodenaufbau im Baufeld als sehr heterogen dar: sandiger, steiniger Kies in wechselnder Lagerungsdichte, teilweise mit Auffüllungen und tonigen Zwischenschich-

ten versetzt. In manchen Bereichen war Bohrsuspension vorangegangener Arbeiten in den Porenraum eingedrungen.

Aufgrund dieser Randbedingungen konnte eine direkte Abhängigkeit zwischen Injektionsparametern und Ausbreitungsverhalten der Schmelze nicht zuverlässig abgeleitet werden. Zudem wurde beim Freilegen der Injektionskörper festgestellt, dass oftmals eine Fuge zwischen anstehendem Baugrund und Spritzbetonschale verpresst wurde. Da keine thermisch isolierten Injektionslanzen verwendet wurden, stellte sich längs der heißen Stahllanze ein bevorzugter Strömungsweg der Schmelze ein.

Trotz dieser Einschränkungen erbrachte das Freilegen der Injektionskörper wertvolle Erkenntnisse über das Ausbreitungsverhalten der Schmelze im Boden und erweiterte das Grundverständnis über die Vorgänge während der Thermoplastinjektion.

In Bereichen, in denen die Injektion in den anstehenden Boden erfolgte, wurden häufig vertikale Lamellen im Boden aufgefunden (siehe [Bild 6.26](#)). Es kann davon ausgegangen werden, dass es in diesen Bereichen zu einer Verdrängungsinjektion kam, da der anstehende Injektionsdruck die effektiven Horizontalspannungen des Bodens überschritt und es somit zu Baugrundverformungen kam.

Neben diesen wurden aber auch Bereiche angefundene, in denen die Poren verfüllt waren. In [Bild 6.27](#) ist ein Penetrationskörper dargestellt.



[Bild 6.26](#): Verdrängungsinjektion



[Bild 6.27](#): Poreinjektion

Im Umfeld von tonigen Zwischenschichten oder alter Bohrsuspension wurden injizierte Feinstrisse aufgefunden. Im Nachhinein kann nicht geklärt werden, ob diese Risse bereits vor der Injektion existiert haben, oder ob diese durch hydraulische Rissbildung entstanden sind. Erwiesen ist allerdings, dass die Schmelze trotz der im Vergleich zu Zementsuspension deutlich höheren Viskosität in der Lage ist, in Poren und Risse mit Ausdehnungen < 1 mm vorzudringen.



Bild 6.28: Verpressen von Feinstrissen

Anhand der Messung des Temperaturfeldes im Boden konnte festgestellt werden, dass sich kein signifikanter Temperaturanstieg einstellt und dass die durch die Injektion erwärmten Bodenvolumina sehr schnell auskühlen.

Trotz der eingeschränkten Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse wurde die Leistungsfähigkeit des Injektionsverfahrens deutlich. Die Abkühlung der Schmelze erfolgt im Boden sehr rasch, so dass eine schnelle Erhärtung sicher gestellt ist. Eine signifikante Änderung des Temperaturniveaus im Boden konnte nicht festgestellt werden, da die insgesamt eingebrachte Wärmemenge vergleichsweise gering ist. Das Auftreten von vertikalen Lamellen im Boden bestätigt das aufgestellte Modell der erstarrten Randschichten, welches auch durch die Injektionsversuche in die Felskanäle untermauert wurde: Durch Kontakt der Schmelze mit dem Boden erstarrt diese lokal und kann nicht weiter in den Porenraum eindringen. Im Inneren eines Strömungskanals ist die Schmelze aber weiterhin fließfähig, so dass es zu Verdrängungsinjektionen kommen kann. Aus diesem Grund ist auf eine drucksensible Vorgehensweise zu achten, um vor allem in oberflächennahen Bereichen Baugrundverformungen zu vermeiden.

Die Penetration von Poren war in den im Versuchsfeld anstehenden grobkörnigen Böden nur vermindert ausgeprägt. Bei Verwendung anderer Injektionsthermoplaste, die niedrigviskoser sind und über einen geringeren Viskositätsanstieg bei abnehmender Temperatur verfügen, ist es aber möglich, den Anwendungsbereich der Thermoplastinjektion auf Böden mit geringeren äquivalenten Porendurchmessern zu erweitern.

7 Analytische Beschreibung des Injektionsvorgangs

In Abschnitt 6.4.6 wurde gezeigt, dass bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen der Injektionsdruck mit der Injektionszeit überproportional ansteigt, was von herkömmlichen Injektionen auf Basis von Zementsuspensionen in dieser Form nicht bekannt ist. Physikalisch ist der Druckanstieg mit der Abkühlung der Schmelze und dem Wärmetransport in das umgebende Gestein erklärbar: Durch die Wärmeabgabe an den umgebenden Boden oder Fels erhöht sich die Viskosität der Schmelze, so dass es bei konstanter Verpressrate zu einem Anstieg des effektiven Injektionsdruckes kommen muss. Zudem ergibt sich aufgrund erstarrender Randschichten eine Reduzierung des Fließquerschnitts, was ebenso eine Drucksteigerung zur Folge hat.

Im Folgenden wird ein vereinfachtes thermodynamisch-strömungsmechanisches Modell aufgestellt, mit dem die Abhängigkeit zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit abgebildet werden kann. Zur Ableitung des Modells ist es notwendig, an verschiedenen Stellen Vereinfachungen zu treffen. Diese werden in Abschnitt 7.2 ausführlich erläutert und diskutiert.

7.1 Ableitung des analytischen Modells

Der Zusammenhang zwischen Druckgefälle und Fließlänge kann für die Rohrströmung eines NEWTON'schen Fluids (siehe [Bild 5.5](#)) nach dem Gesetz von HAGEN-POISEUILLE beschrieben werden:

$$p = \frac{8}{\pi} \cdot \frac{\dot{V} \cdot \eta_f \cdot L}{r^4} \quad (7.1)$$

Hierin sind r [m] der Radius des Fließquerschnittes und L [m] die Fließlänge.

Im vorliegenden Fall ist die dynamische Viskosität η eine Funktion der Temperatur und mit der Kontinuitätsgleichung

$$L = \frac{\dot{V} \cdot t}{A} \quad (7.2)$$

gilt für einen Kreisquerschnitt mit Radius r :

$$p = \frac{8}{\pi^2} \cdot \frac{\dot{V}^2 \cdot \eta(T_f) \cdot t}{r^6} \quad (7.3)$$

Mit Gleichung (7.3) ist die grundlegende Beziehung zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit gegeben.

Für Rechteckquerschnitte mit einer Höhe von $2 \cdot a$ [m] (a : halbe Klufthöhe) und einer Breite b [m] kann nach LOUIS (1969) ein äquivalenter Radius angesetzt werden, der sich zu

$$r = \frac{2 \cdot A}{U} = \frac{a \cdot b}{a + b} \quad (7.4)$$

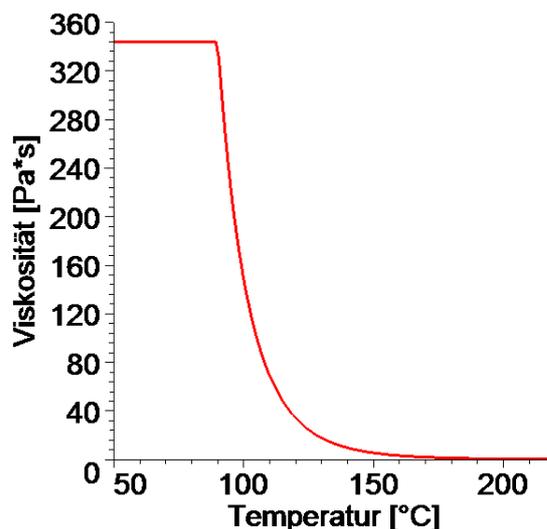
ermittelt.

Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität der Injektionsschmelze kann mit der WLF-Gleichung (siehe Abschnitt 5.2.2) ausgedrückt werden. Für die hier vorgestellte analytische Berechnung muss der Einfluss der strukturviskosen Eigenschaften der Injektionsschmelze vernachlässigt werden, da eine explizite Berechnung der Geschwindigkeitsverteilung im Fließquerschnitt nicht möglich ist. Für die Viskosität des für die Injektionsversuche verwendeten Thermoplasts gilt gemäß Gleichung (5.12):

$$\eta(T_f) = 9,6 \cdot e^{\frac{-15,75 \cdot (T_f - 140)}{T_f + 130}} \quad (7.5a)$$

Darin ist die Temperatur der Schmelze T_f in [°C] einzusetzen.

Unterhalb der Erstarrungstemperatur $T_g = 90$ °C liegt ein Festkörper vor, so dass die Viskosität als gegen Unendlich gehend angesetzt werden müsste. Ein derartiger Ansatz würde bei einer analytischen und / oder einer numerischen Berechnung zu Instabilitäten führen. Da bei dem verwendeten Thermoplast bei der Erstarrungstemperatur bereits eine sehr hohe Viskosität von $\eta = 344$ Pa·s vorliegt, wird im Rahmen dieser Arbeit die Viskositätsfunktion bei der Erstarrungstemperatur gekappt und dem Festkörper die fiktive, konstante Viskosität in Höhe des genannten Wertes zugewiesen (siehe [Bild 7.1](#)). Dies bedeutet, dass auch im Festkörper rechnerisch sehr geringe, aber endliche Fließgeschwindigkeiten w auftreten können. Dies ist physikalisch nicht richtig ist, doch die in den erstarrten Randschichten auftretenden rechnerischen Fließgeschwindigkeiten sind vernachlässigbar klein.



[Bild 7.1](#): modellierte Viskositätskurve der Schmelze

Die in Gleichung (7.5a) definierte Viskositätsfunktion der Schmelze ist von der Temperatur im Fließquerschnitt abhängig. Im Rahmen der analytischen Berechnungen wird hierfür vereinfachend die um konvektive Anteile erhöhte mittlere Temperatur im Querschnitt gemäß Gleichung (5.10) verwendet. Die in Gleichung (5.10) zu berücksichtigende Temperatur an der Kanalwand $T_{wand}(t)$ wird gemäß Gleichung (4.9) nach dem Modell des konstanten Wärmestroms implementiert.

Anhand der vorgestellten Formelbeziehungen kann die Abhängigkeit des effektiven Injektionsdrucks von der Injektionszeit explizit ausgedrückt werden zu:

$$p = \frac{76,8}{\pi^2} \cdot \frac{\dot{V}^2 \cdot (a+b)^6}{(a \cdot b)^6} \cdot t \cdot e^{\frac{-15,75 \cdot (T_f(t) - 140)}{T_f(t) + 130}} \quad (7.6)$$

mit

$$T_f(t) = T_{Wand}(t) + (T_{f0} - T_{Wand}(t)) \cdot e^{-\frac{a_f \cdot \pi^2}{4 \cdot r^2} \cdot t} \quad (5.10)$$

und

$$T_{Wand}(t) = T_{s0} - \frac{c_f \cdot \rho_f \cdot (a \cdot b)^2 \cdot (T_{f0} - T_{s0})}{4 \cdot \lambda_s \cdot t \cdot (a + b)^2} \cdot \text{Ei}\left(-\frac{x^2}{4 \cdot a_s \cdot t}\right) \quad (7.7)$$

Obige Formel (7.7) ergibt sich, wenn die Wärmemenge Q gemäß Gleichung (6.1) in Gleichung (4.9) eingesetzt und durch die Zeit t dividiert wird.

Die dargestellten Gleichungen können in herkömmliche mathematische Software eingearbeitet und gelöst werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurde hierfür das Programmpaket Maple® der Waterloo Maple Inc. in den Programmversionen 8.0 und 10.0 verwendet.

7.2 getroffene Annahmen und Vereinfachungen

Zur Ableitung des analytischen Berechnungsmodells ist es notwendig, an verschiedenen Stellen die physikalischen Zusammenhänge zu vereinfachen, damit die Abhängigkeit des Injektionsdrucks von der Injektionszeit mit herkömmlicher Software und mit begrenztem Rechenaufwand mathematisch abgebildet werden kann. Im Folgenden werden die getroffenen Annahmen vorgestellt:

- **Quasi-stationäre Berechnung:** Der reale Vorgang der Thermoplastinjektion ist sowohl strömungsmechanisch als auch thermodynamisch instationär, da sich sowohl das Temperatur- als auch das Strömungsfeld mit der Zeit ändern. Da es sich bei Injektionen im Wesentlichen immer um Anfangsströmungen handelt, wird der stationäre Strömungs- oder Wärmeleitungsvorgang nur dann erreicht, wenn sehr lange Injektionszeiten erzielt werden können. Wie in Kapitel 4 gezeigt worden ist, werden instationäre Wärmeleitungsprozesse nach der FOURIER'schen Differentialgleichung (4.1) abgebildet, die nur unter Annahme bestimmter Randbedingungen geschlossen gelöst werden kann. Zur Abbildung der Wärmeabgabe in den Fels wird im hier vorgeschlagenen Modell der Ansatz des konstanten Wärmestroms nach Gleichung (4.9) angesetzt. Durch diesen Ansatz wird der instationäre Vorgang der Wärmeleitung in eine quasi-stationäre Form überführt. Auch strömungsmechanisch liegen instationäre Verhältnisse vor – diese Zusammenhänge und die getroffenen Annahmen werden im Weiteren aufgezeigt.
- **Stoffparameter:** In Abschnitt 5 wurden die spezifischen mechanischen und strömungsmechanischen Eigenschaften von Thermoplasten im Allgemeinen und des für die Injektionsversuche verwendeten Kunststoffes im Speziellen erläutert.
 - Die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität des Kunststoffes sind abhängig von der Temperatur, siehe [Bild 5.13](#). Dieser Einfluss wird bei der analytischen Berechnung vernachlässigt, da ansonsten eine iterative Berechnung notwendig wäre. Im Modell werden die in Abschnitt 5.5.2 genannten mittleren Wärmekennwerten des Kunststoffes angesetzt.
 - Thermoplastische Schmelzen weisen eine werkstoffabhängige Strukturviskosität auf, siehe Abschnitt 5.2. Das heißt, die Viskosität ist in Abhängigkeit von der Scherung zwischen einzelnen Flüssigkeitsschichten im Injektionsquerschnitt veränderlich. Um den Einfluss der Struk-

turviskosität zu berücksichtigen, müsste für jeden Ort längs des Injektionsweges die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb des Fließquerschnittes explizit ermittelt werden. Dieser Schritt erfolgt im vorgeschlagenen Rechenmodell nicht, so dass der Einfluss der Strukturviskosität nicht berücksichtigt werden kann. Da für den verwendeten Kunststoff eine nennenswerte Reduktion der Viskosität erst ab sehr hohen Schergeschwindigkeiten von $\dot{\gamma} \geq 1000$ 1/s (siehe Bild 5.11) zu erwarten ist, wird der Einfluss der Strukturviskosität als untergeordnet eingestuft und in diesem Modell nicht implementiert.

- Wie in Abschnitt 5.4 erläutert wurde, wird beim Phasenübergang von flüssig zu fest Wärmeenergie freigesetzt, die so genannte Erstarrungsenthalpie. Die freiwerdende Wärmemenge muss zusätzlich in das umgebende Gestein abgeführt werden, was bei der Berechnung des Wärmeleitungsprozesses in Form einer zusätzlichen Wärmequelle bzw. in Form einer modifizierten Funktion der Wärmekapazität (siehe Abschnitt 8.2) modelliert werden kann. Im Rahmen der analytischen Berechnung wird dieser Aspekt nicht berücksichtigt.
- Temperatur- und Viskositätsverteilung im Fließquerschnitt: Die in Gleichung (7.5) definierte Viskosität der Schmelze ist von der Temperatur abhängig. Wie in Abschnitt 5.3 (siehe Bild 5.9) gezeigt wurde, ist von einem starken Temperaturgradienten im Fließquerschnitt auszugehen. Dies wurde durch die Temperaturmessungen während der Injektionsversuche (Abschnitte 6.4.3 und 6.4.5) bestätigt. Die Abnahme der Viskosität zu den Rändern des Querschnitts korrespondiert mit dem Temperaturgefälle über den Fließquerschnitt. Um dies im Rahmen einer analytischen Berechnung zu berücksichtigen, müsste die Temperaturverteilung im Querschnitt zu jedem Zeitschritt explizit ermittelt werden, was eine aufwändige instationäre Berechnung zur Folge hätte. Aus diesem Grunde wird in diesem Rahmen vereinfachend die mittlere Temperatur im Querschnitt gemäß Gleichung (5.10) verwendet.
- Konvektive Wärmeübertragung: Zwischen dem Inneren der Schmelze und den erstarrten Randschichten findet zusätzliche Wärmeübertragung aufgrund von Konvektion statt, siehe Abschnitt 4.3. Zur Berücksichtigung dieses Wärmestromanteils müsste über eine Ermittlung der Dicke der Temperaturgrenzschicht nach Gleichung (4.17) der konvektive Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Nusselt-Zahl und der Fließgeschwindigkeit ermittelt werden. Hierfür wäre wiederum ein iteratives Vorgehen im Rahmen einer analytischen Berechnung notwendig. Stattdessen wird hier vereinfachend das Verfahren nach STITZ / KELLER (2004) mit Einführung einer fiktiven Temperatur zur Berücksichtigung der konvektiven Anteile angewendet, siehe Abschnitt 5.3.
- Erstarrte Randschichten: Während der Injektion der thermoplastischen Schmelze entstehen erstarrte Randschichten an den Wandungen des Injektionskanals. In diesen Bereichen ist die Thermoplastschmelze nicht mehr fließfähig, was zu einer Reduktion des Fließquerschnittes führt. Bei Injektion mit konstanter Verpressrate steigt dann – bei Gültigkeit der Kontinuitätsbedingung – die Fließgeschwindigkeit w der Schmelze, so dass es zu einem zusätzlichen Druckanstieg kommt. Auch dieser Einfluss kann mit Hilfe des hier vorgeschlagenen analytischen Modells nicht abgebildet werden.

In diesem Abschnitt wurden die zum Aufstellen des analytischen Modells notwendigen Annahmen und Vereinfachungen vorgestellt, erläutert und begründet. Im Rahmen der numerischen Simulation (Abschnitt 8) wird detailliert untersucht werden, inwieweit die getroffenen Annahmen gerechtfertigt waren, bzw. inwieweit das analytische Rechenmodell hierdurch beeinflusst wird.

7.3 Analyse der Messdaten und der Berechnungsergebnisse

Der im Abschnitt 7.1 vorgestellte Rechengang zur Ermittlung der Beziehung zwischen effektivem Injektionsdruck und Injektionszeit wurde in das Programmpaket Maple® derart implementiert, dass für jede untersuchte Injektionstemperatur T_{f0} und für jede Verpressrate \dot{V} eine charakteristische Kurve ermittelt werden konnte. Der Quellcode der Berechnungsdatei ist in Anhang 11 beigefügt. Die in [Bild 6.23](#) dargestellten Messdaten wurden anschließend mit den rechnerischen Druckkurven verglichen. Dieser Vergleich ist für die Versuchsserien mit $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$ (Serien A, E, I) und $\dot{V} = 0,4 \text{ l/min}$ (Serien B, F, J) in [Bild 7.2](#) dargestellt. Wie in Abschnitt 6.4.6 bereits erläutert, wurde bei den Versuchsserien C, G, K mit $\dot{V} = 0,2 \text{ l/min}$ ausschließlich der Druck an der Pumpe aufgezeichnet, so dass eine Darstellung der Messergebnisse des effektiven Injektionsdrucks nicht möglich ist.

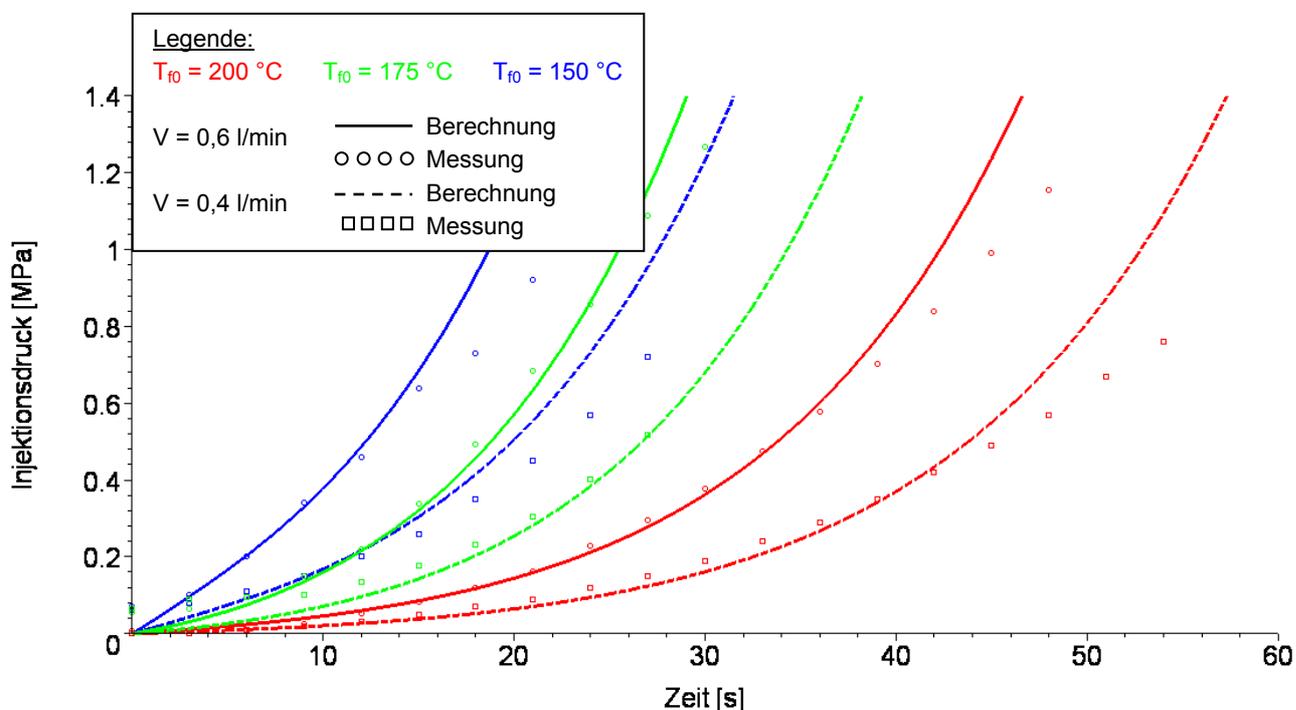


Bild 7.2: effektiver Injektionsdruck über die Injektionszeit – Vergleich zwischen Messdaten und Ergebnissen der analytischen Berechnung

Wie in [Bild 7.2](#) dargestellt, wird für die Injektionsversuche mit einer Injektionstemperatur von $T_{f0} = 175 \text{ °C}$ (grün) die beste Übereinstimmung zwischen den Berechnungen und den Messwerten sowohl für die Verpressrate $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$ (durchgezogene Linie: Berechnung – Kreissymbole: Messung) als auch für die Verpressrate $\dot{V} = 0,4 \text{ l/min}$ (gestrichelte Linie: Berechnung – Quadrat-symbole: Messung) erzielt. Für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 150 \text{ °C}$ (blau) liegen die Berechnungsergebnisse etwas über den Messungen, das heißt, zu einem gewählten Zeitpunkt ist der errechnete Druck höher als der gemessene. Die Messwerte werden bei der Injektionstemperatur $T_{f0} = 200 \text{ °C}$ (rot) von den Rechenwerten teilweise über- und teilweise unterschritten – die Abweichung zwischen Berechnung und Messung liegt unter 5 %.

In Bild 7.2 ist der überproportionale Anstieg des Injektionsdruckes mit der Injektionszeit deutlich erkennbar. Wird bei einer Injektionsmaßnahme – zum Beispiel, um Baugrundverformungen zu vermeiden – der maximale Injektionsdruck begrenzt, so steht nur eine maximale Injektionszeit zur Verfügung. Für die dargestellten Injektionsparameter und Injektionsrandbedingungen des Versuchstandes (Kluftgeometrie, Eigenschaften des Fels und der Schmelze) liegen z. B. die maximalen Injektionszeiten zwischen 15 s und 55 s, um ein definiertes Druckniveau von $p_{\text{eff}} = 1 \text{ MPa}$ nicht zu überschreiten. Die bis zum Erreichen des maximalen Injektionsdrucks zur Verfügung stehende Zeitspanne vergrößert sich bei höheren Injektionstemperaturen und geringeren Verpressraten. In Anhang 12 ist nochmals ein Vergleich zwischen Messung und Berechnung für die verschiedenen Injektionstemperaturen und Verpressraten dargestellt, aus denen die beschriebenen Zusammenhänge differenzierter abgelesen werden können.

Der Einfluss der Injektionstemperatur auf die maximale Injektionszeit ist leicht erklärbar: Bei höheren Injektionstemperaturen muss mehr Wärmeenergie an das umgebende Gestein abgegeben werden, bis es zu einem Erstarren der Schmelze kommt. Demzufolge bleibt die Schmelze über eine längere Zeitspanne fließ- und damit injektionsfähig. Der Einfluss der Verpressrate ergibt sich aus Gleichung (7.6), in die die Verpressrate in der zweiten Potenz in den Zähler eingeht: Um in einem klar begrenzten Fließquerschnitt einen definierten Volumenstrom konstant aufrecht erhalten zu können bzw. um eine bestimmte Strömungsgeschwindigkeit erzielen zu können, muss mehr Injektionsenergie aufgebracht werden, da die inneren Reibungskräfte der Schmelze zunehmen. Somit ergibt sich bei höheren Verpressraten ein schnellerer Anstieg des effektiven Injektionsdrucks.

Bei bekannter Injektionszeit kann über eine Volumenbilanz die rechnerische Reichweite in einem eindimensionalen Kanal ermittelt werden. Wie in Abschnitt 6.4.1 ausführlich erläutert wurde, kann im Rahmen dieser Arbeit kein Vergleich mit den bei den Injektionsversuchen gemessenen Reichweiten erfolgen, da aufgrund der radialen Dehnung des Injektionsschlauches der in den Injektionskanal geförderte Volumenstrom nicht exakt bekannt ist. Eine Kontrolle der in den Injektionsversuchen erzielten Injektionsreichweiten kann demnach nicht durchgeführt werden.

7.4 Diskussion der einzelnen Variablen

Im obigen Abschnitt wurde bereits dargestellt, welchen Einfluss die Variation der Injektionsparameter Verpressrate und Temperatur auf die Reichweite und die Druckentwicklung während der Injektion haben. Im Folgenden wird der Einfluss der weiteren Variablen, die in den dargestellten Berechnungsablauf einfließen, erläutert und diskutiert. Dies sind die thermischen Eigenschaften des umgebenden Gesteins, die geometrischen Abmessungen des Injektionskanals und die Eigenschaften der Injektionsschmelze. Für die verschiedenen Parameter werden gemäß der erläuterten Zusammenhänge Annahmen getroffen und anschließend werden Vergleichsberechnungen durchgeführt. Dabei wird jeweils auf die Berechnungs- und Messergebnisse der Versuchsserie A ($T_{f0} = 175 \text{ °C}$, $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$) Bezug genommen.

7.4.1 Variation der thermischen Eigenschaften des Fest- und Lockergesteins

Die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität beeinflussen maßgeblich den Vorgang der Wärmeleitung im Festgestein. Der Einfluss der Dichte des Materials spielt hier insofern eine untergeordnete Rolle, da bei kompaktem Fels die Dichte für die jeweiligen Gesteine nur geringfügig variiert. In Anlehnung an die in Tabelle 4.2 zusammengestellten thermischen Parameter einiger Gesteine werden nun vier fiktive Gesteine ausgesucht, bei denen die Wärmeleitfähigkeit oder die Wärmekapazität derjenigen des für die Injektionsversuche verwendeten Gneises entspricht und der jeweils andere Parameter davon abweicht. Die angenommenen thermischen Eigenschaften sind in Tabelle 7.1 aufgelistet.

Gestein	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Wärmekapazität c [kJ/(kg·K)]	Darstellung in <u>Bild 7.3</u>
Gneis 1 (identisch Injektionsversuche)	1,75	0,6	
Basalt	1,7	1,0	
Sandstein 1	1,7	1,5	
Sandstein 2	1,0	0,6	
Gneis 2	4,0	0,6	

Tabelle 7.1: angenommene Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität der Gesteine für die Vergleichsberechnungen

Für Basalt und Sandstein 1 bleibt die Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zum Versuchsmaterial identisch und die Wärmekapazität wird erhöht. Für Sandstein 2 bleibt die Wärmekapazität im Vergleich zum Versuchsmaterial gleich und die Wärmeleitfähigkeit wird reduziert. Für Gneis 2 wird bei konstanter Wärmekapazität die Wärmeleitfähigkeit erhöht.

Für die Vergleichsberechnungen werden alle anderen Parameter (Geometrie, Injektions- und Schmelzparameter) beibehalten. In Bild 7.3 sind Kurven des effektiven Injektionsdrucks über die Injektionszeit für die einzelnen Felsmaterialien dargestellt; die Bezugskurve mit den Parametern des Gneises des Versuchsstandes ist **rot** dargestellt. Bei einer größeren spezifischen Wärmekapazität (**Basalt, Sandstein 1**) stellt sich die Druck-Zeit-Beziehung auf, das heißt es stehen kürzere Injektionszeiten bis zum Erreichen eines vorgegebenen maximalen effektiven Injektionsdrucks zur Verfügung. Bei Reduktion der Wärmeleitfähigkeit (**Sandstein 2**) flacht sich die Druck-Zeit-Beziehung ab, wobei bei Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit (**Gneis 2**) wiederum ein steilerer Druckanstieg zu verzeichnen ist. Eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit bzw. der Wärmekapazität bedeutet, dass die Wärmeenergie besser in den umgebenden Fels eingeleitet wird bzw. dass mehr Wärmeenergie zur Erwärmung des Fels benötigt wird. Somit kühlt die Schmelze im Inneren des Injektionskanals schneller aus, woraus ein Anstieg des effektiven Injektionsdrucks resultiert. Ein Vergleich der in Tabelle 4.2 angegebenen Werte und der in Bild 7.3 dargestellten Druckkurven ver-

deutlich auch, dass der für den Versuchsstand verwendete Gneis geringe Werte der Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität aufweist, also im Vergleich zu anderen Gesteinen als guter Wärmeisoliator einzustufen ist. Bei Injektion in andere Gesteine wird sich demnach tendenziell eine steilere Beziehung zwischen effektivem Injektionsdruck und Injektionszeit einstellen.

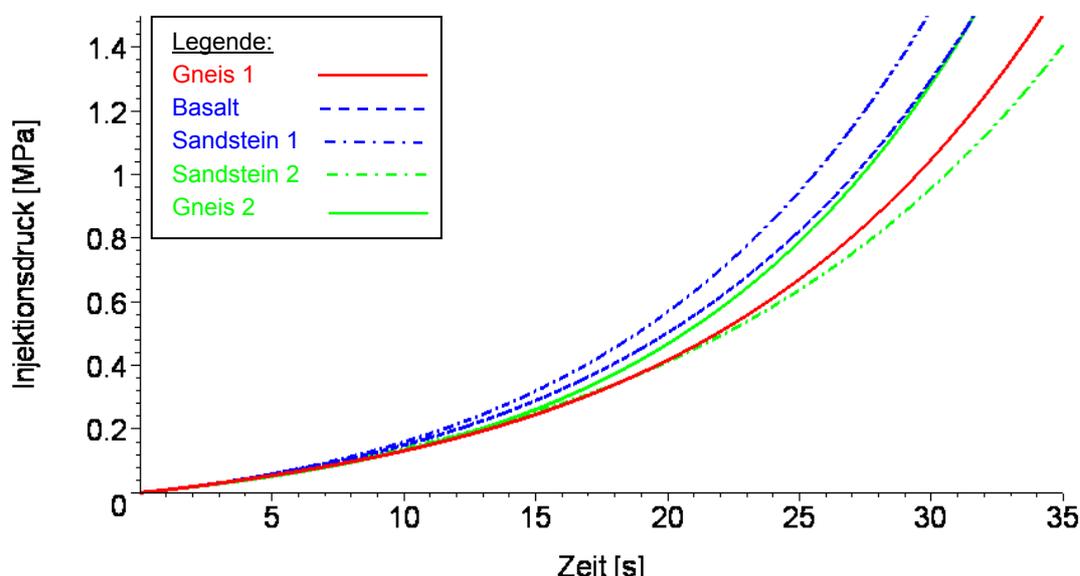


Bild 7.3: Variation der thermischen Eigenschaften des Fels – Druck-Zeit-Beziehung

Zur Betrachtung des Einflusses der wärmetechnischen Parameter eines Lockergesteins auf die Druckentwicklung während der Injektion wird ein hypothetischer Boden angenommen. Bei Böden ist der Einfluss der Lagerungsdichte und des Sättigungsgrades auf die Wärmeleitfähigkeit bzw. die Wärmekapazität deutlich größer als der Einfluss des mineralogischen Aufbaus der Partikel. Aus diesem Grunde wird im Rahmen dieser Betrachtungen reiner Quarzsand mit einer Wärmeleitfähigkeit von $\lambda = 6,5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ und einer spezifischen Wärmekapazität von $c = 0,77 \text{ kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ (siehe auch Tabelle 4.1) angenommen. Für die Lagerungs- und Sättigungszustände von natürlichen Böden werden in diesem Rahmen eingrenzend der Porenraum von $n = 0,45$ (lockere Lagerung) bis $n = 0,25$ (dichte Lagerung) und der Sättigungsgrad von $S_r = 1,0$ (voll Wasser gesättigt) bis $S_r = 0,2$ (zu 20% Wasser gesättigt) variiert. Hieraus ergeben sich nach Bild 4.5 und Gleichung (4.25) die folgenden Stoffeigenschaften:

Bodenart	Dichte ρ [kg/m^3]	Wärmeleitfähigkeit λ [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]	Wärmekapazität c [$\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]	Darstellung in <u>Bild 7.4</u>
locker, vollgesättigt	1,91	1,6	1,57	--- (dashed blue)
locker, ungesättigt	1,55	1,1	0,97	-.-.- (dash-dot blue)
dicht, vollgesättigt	2,24	3,0	1,15	--- (dashed green)
dicht, ungesättigt	2,04	1,8	0,85	-.-.- (dotted green)

Tabelle 7.2: angenommene Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des fiktiven Quarzsandes für die Vergleichsberechnungen

Für die Vergleichsberechnungen wird wiederum eine Injektionstemperatur von $T_{f0} = 175\text{ °C}$ und eine Verpressrate von $\dot{V} = 0,6\text{ l/min}$ gewählt. Der Radius des fiktiven Injektionskanals wird zu $r = 5\text{ mm}$ beibehalten, was für die Porengröße eines realen Sandbodens sicherlich nicht realistisch ist. Da es sich in diesem Rahmen lediglich um eine qualitative Bewertung des Einflusses von Lagerungsdichte und Sättigungsgrad handelt und weil die Vergleichbarkeit zu den vorangegangenen Berechnungen erhalten bleiben soll, wird der Radius des Injektionskanals dennoch nicht geändert. Eine differenzierte Betrachtung des Einflusses der Kanalabmessungen wird im folgenden Abschnitt erfolgen. Der effektive Injektionsdruck über die Injektionszeit ist für die beschriebenen Randbedingungen in [Bild 7.4](#) dargestellt.

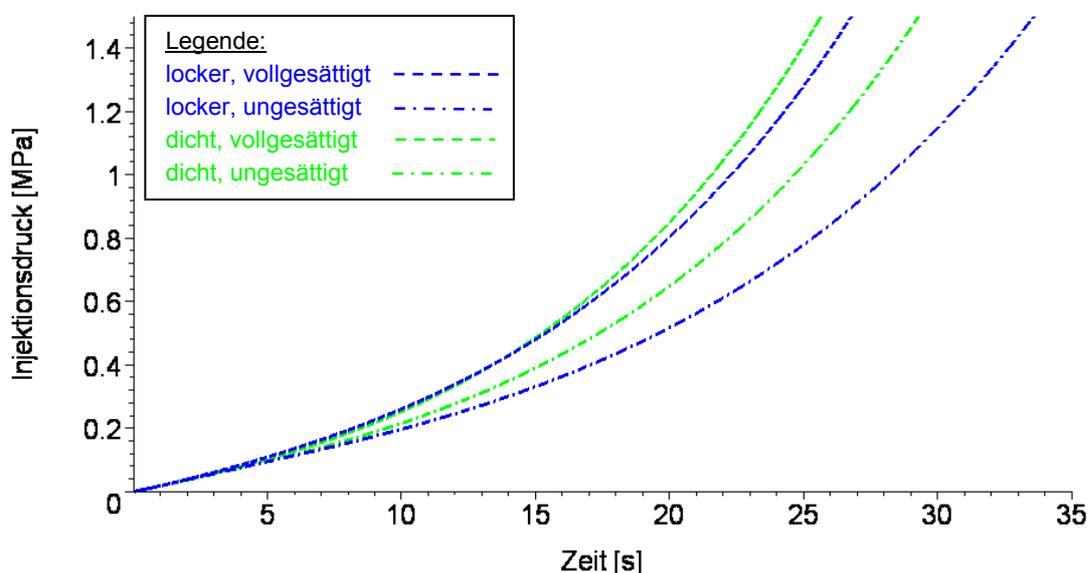


Bild 7.4: effektiver Injektionsdruck über Injektionszeit für Quarzsand in verschiedener Lagerung und Sättigung

Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität von Wasser wird bei Vollsättigung des Porenraums die Wärmeenergie der Schmelze schnell abgeleitet, so dass es zu einer Aufsteilung der Druck-Zeit-Beziehung kommt. Da die Druckentwicklung bei dichter Lagerung (**grüne, gestrichelte Kurve**) nur geringfügig von der bei lockerer Lagerung abweicht (**blaue, gestrichelte Kurve**), muss davon ausgegangen werden, dass der Einfluss des im Porenraum vorhandenen Wassers den Einfluss der Lagerung überdeckt. Bei ungesättigten Verhältnissen ist dies anders: Hier ist eine deutliche Abweichung der Druck-Zeit-Beziehung bei lockerer (**blaue, strichpunktierte Kurve**) und dichter (**grüne, strichpunktierte Kurve**) Lagerung zu verzeichnen. In dichtem, ungesättigtem Zustand verkürzt sich die Zeit zum Erreichen eines definierten Druckniveaus. Aufgrund häufigerer Korn-zu-Korn-Kontakte bei dichter Lagerung kann die Wärmeenergie besser abgeleitet werden. Bei lockerer Lagerung wirkt sich die isolierende Wirkung der Luft stärker aus, so dass hier der Wärmetransport vermindert ist und die längsten Injektionszeiten erreicht werden können.

7.4.2 Variation der geometrischen Kanalabmessungen

Bisher wurde jeweils von quadratischen Abmessungen des Injektionskanals ausgegangen. Für einen derart gedrunenen Querschnitt ergibt sich stets das günstigste Verhältnis aus Querschnittsfläche zu benetztem Umfang. In diesem Falle bedeutet dies, dass die zur Wärmeübertragung zur Verfügung stehende Fläche an der Berandung des Injektionskanals im Verhältnis zu dessen Querschnittsfläche ideal klein ist. In der Regel ist die Kluftbreite b allerdings größer als die Klufthöhe $2 \cdot a$, so dass ein ungünstigeres Verhältnis aus benetztem Umfang zur Querschnittsfläche entsteht. Um den Einfluss des Verhältnisses aus Höhe zu Breite zu untersuchen, werden Vergleichsberechnungen für die Querschnittsabmessungen $(2 \cdot a) : b = 1 : 1$, $(2 \cdot a) : b = 1 : 2$, $(2 \cdot a) : b = 1 : 10$ durchgeführt. Zudem werden die Querschnittsflächen $A = 1 \text{ cm}^2$ und $A = 2 \text{ cm}^2$ untersucht.

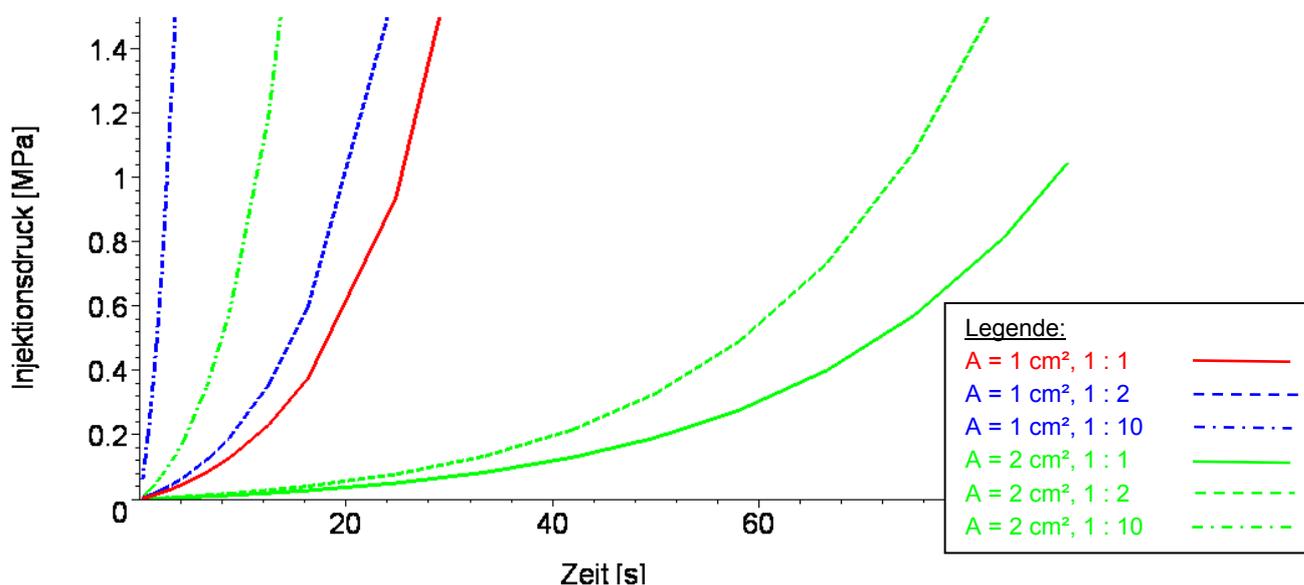


Bild 7.5: Variation der Querschnittsabmessungen – effektiver Injektionsdruck über Injektionszeit

Im obigen Bild 7.5 sind verschiedene Druck-Zeit-Beziehungen für unterschiedliche Querschnittsabmessungen dargestellt. **Rot** ist der Fall $A = 1 \text{ cm}^2$ mit $(2 \cdot a) : b = 1 : 1$ hervorgehoben, der der Versuchsserie A ($T_{f0} = 175 \text{ °C}$, $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$) entspricht. Bei gleicher Querschnittsfläche aber ungünstigerem Verhältnis aus Umfang zu Fläche steilen sich die Injektionsdruck-Zeit-Kurven auf (**blaue Kurven**), weil der zur Wärmeübertragung zur Verfügung stehende benetzte Umfang größer wird und somit die Schmelze im Kluftinneren zügiger auskühlen kann. Bei doppelter Querschnittsfläche (**grüne Kurven**) können deutlich größere Injektionszeiten erreicht werden, da bei konstanter Verpressrate die Fließgeschwindigkeit sinkt und die Schmelze somit langsamer auskühlt. Eine Vergrößerung der zu injizierenden Querschnittsfläche kommt demnach einer Reduktion der Verpressrate gleich.

Die Vergleichsberechnungen konnten zeigen, dass das Verhältnis von Querschnittsfläche zu benetztem Umfang einer Kluft maßgebenden Einfluss auf die Druckentwicklung der Injektion und die zur Verfügung stehenden Injektionszeit hat. Da Felsklüfte in der Natur eher als schmale Spalte und nicht als gedrungene Quadratquerschnitte auftreten, muss mit einem schnelleren Druckanstieg

während der Injektionszeit gerechnet werden. Die Vergrößerung des Injektionsquerschnitts führt zu längeren Injektionszeiten, wenn bei konstanter Verpressrate injiziert wird. Durch eine Erhöhung der Verpressrate kann dieser Einfluss in gewissem Rahmen kompensiert werden.

7.4.3 Variation der Eigenschaften der Schmelze

Der Injektionsvorgang ist in hohem Maße abhängig von den spezifischen Eigenschaften des Injektionsmittels, da sowohl die Viskositätsentwicklung als auch die thermischen Eigenschaften den Strömungsvorgang der Schmelze beeinflussen. In der Kunststofftechnik ist es möglich, durch die Wahl des molekularen Aufbaus der Polymerketten die spezifischen Stoffeigenschaften gezielt zu beeinflussen. Es gibt demnach eine Vielzahl an unterschiedlichen Produkten – einige davon für das jeweilige Verfahren und herzustellende Produkt „maßgeschneidert“. Im Rahmen dieser Arbeit kann der Einfluss der Eigenschaften des Injektionsmittels nur qualitativ dargelegt werden, weil eine dezidierte Betrachtung aufgrund der Fülle unterschiedlicher Kunststoffe nicht möglich ist.

Für eine qualitative Beurteilung des Einflusses der Eigenschaften der Schmelze auf die Druckentwicklung werden wiederum Vergleichsberechnungen durchgeführt. Als Bezugsgröße wird wie in den Abschnitten zuvor das Berechnungsergebnis der Versuchsserie A mit den Werkstoffkennwerten des in den Injektionsversuchen verwendeten Thermoplasts verwendet. Die Injektionsparameter Temperatur und Verpressrate sowie die Geometrie des Injektionskanals werden in den Vergleichsberechnungen nicht geändert. Variiert werden die Viskosität und die wärmetechnischen Eigenschaften des Injektionsmittels. Zur Analyse des Einflusses der strömungsmechanischen Eigenschaften wird die Viskositätsfunktion eines Thermoplasts herangezogen, der im Rahmen von Vorversuchen verwendet worden ist. Dieser Kunststoff zeichnet sich durch eine niedrigere Viskosität aus. Für die Berechnung der Druckkurve des Vergleichsmaterials werden die wärmetechnischen Parameter des Ausgangsmaterials angesetzt. In Bild 7.6 sind im Vergleich die Viskositätskurven des für die Injektionsversuche verwendeten Thermoplasts (Ausgangsmaterial) und des Vergleichsmaterials mit der jeweiligen mathematischen Formulierung nach der WLF-Gleichung (5.5) dargestellt.

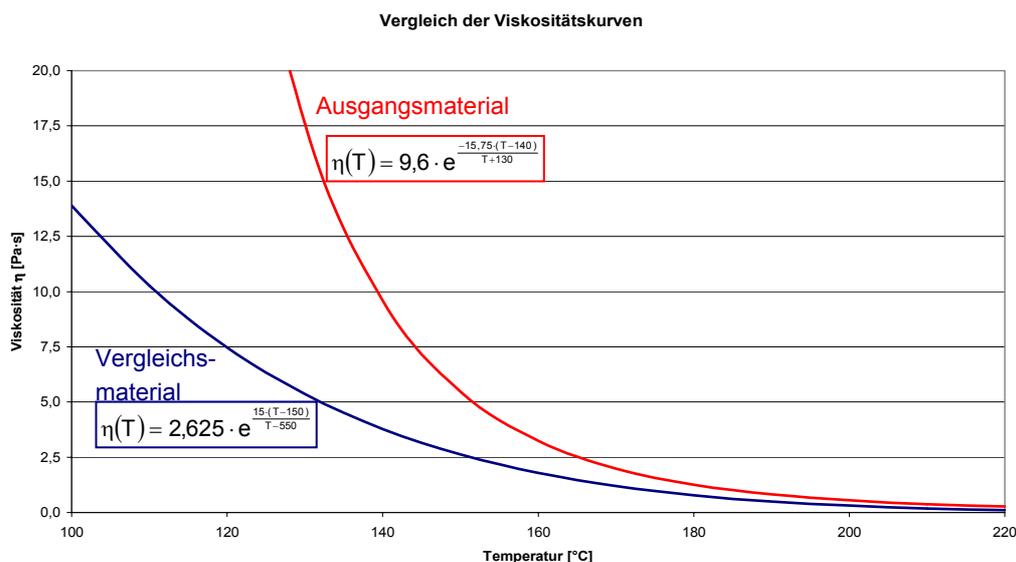


Bild 7.6: Vergleich der Viskositätskurven des Ausgangs- und des Vergleichsmaterials

Die Vergleichsberechnungen zum Einfluss der wärmetechnischen Parameter werden anhand eines fiktiven Materials durchgeführt. Hierbei wird die Viskositätskurve vom Ausgangsmaterial identisch übernommen und jeweils die Wärmeleitfähigkeit λ und die Wärmekapazität c in Anlehnung an EHRENSTEIN (1999) nach oben und unten variiert. Die angesetzten Parameter sind in nachfolgender Tabelle zusammengestellt:

Bodenart	Dichte ρ [kg/m ³]	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Wärmekapazität c [kJ/(kg·K)]	Darstellung in Bild 7.7
Ausgangsmaterial	960	0,2	2,1	— (rot)
fiktiv 1 (F1)	960	0,2	1,0	- - - (blau)
fiktiv 2 (F2)	960	0,2	3,0	- · - · - (blau)
fiktiv 3 (F3)	960	0,1	2,1	- - - (grün)
fiktiv 4 (F4)	960	0,3	2,1	- · - · - (grün)

Tabelle 7.3: angenommene Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des fiktiven Injektionsmittels für die Vergleichsberechnungen

Für die beschriebenen Randbedingungen ergeben sich die in Bild 7.7 dargestellten Beziehungen zwischen effektivem Injektionsdruck und Injektionszeit.

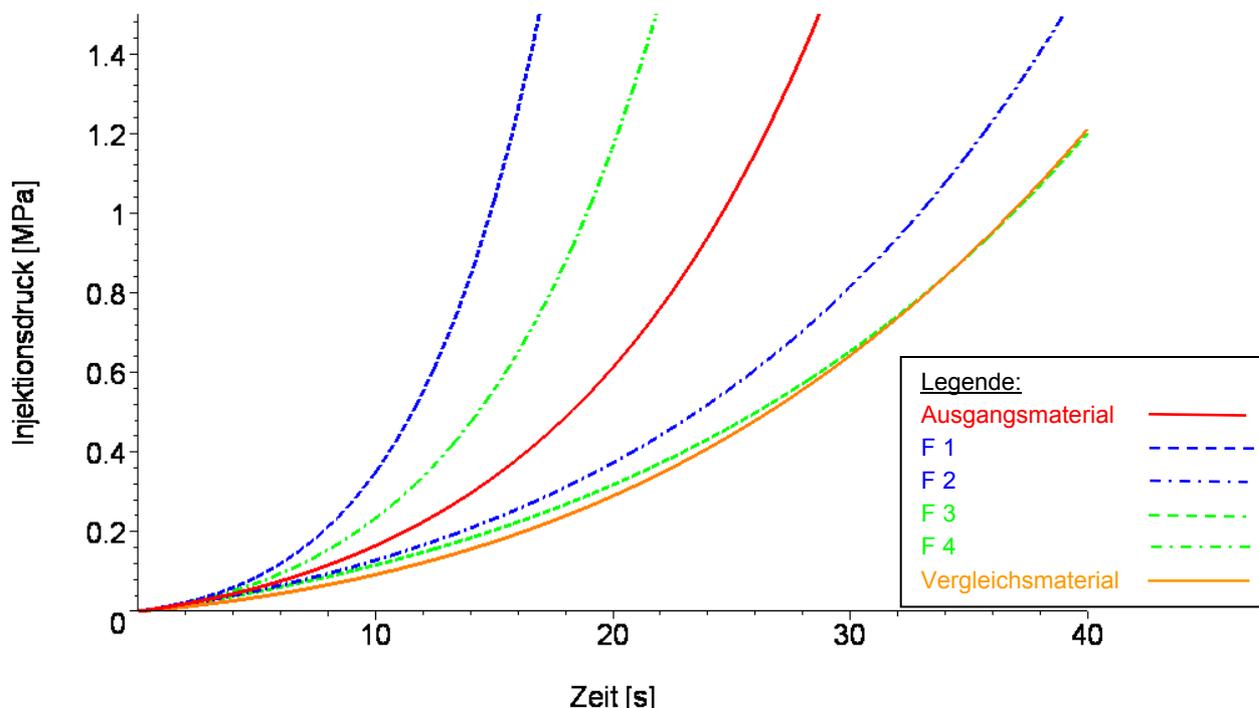


Bild 7.7: Variation der Eigenschaften der Schmelze – effektiver Injektionsdruck über Injektionszeit

Für das Vergleichsmaterial (**orange Kurve**) ergibt sich in Vergleich zum Ausgangsmaterial (**rote Kurve**) eine flachere Druckkurve, da aufgrund der niedrigeren Viskosität die inneren Reibungskräfte der Schmelze geringer sind und somit während der Injektionszeit geringerer Druck aufgebaut werden muss, um das Injektionsmittel in Strömung zu versetzen.

Ein langsamerer Anstieg des effektiven Injektionsdrucks mit der Injektionszeit ergibt sich bei Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität des Injektionsmittels (fiktives Material 2: **blaue Kurve – strichpunktiert**). Eine höhere spezifische Wärmekapazität des Injektionsmittels bedeutet, dass von der Schmelze mehr gespeicherte Wärmeenergie in die Umgebung abgegeben wird. Die Erstarungszeit der Schmelze verlängert sich, so dass die Schmelze länger fließfähig ist. Den gleichen Effekt erzielt die Reduktion der Wärmeleitfähigkeit der Schmelze (fiktives Material 3: **grüne Kurve – gestrichelt**), weil die Wärmeenergie schlechter abgeleitet werden kann. Durch Verminderung der spezifischen Wärmekapazität (fiktives Material 1: **blaue Kurve – gestrichelt**) oder Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit (fiktives Material 3: **grüne Kurve – strichpunktiert**) wird der gegenteilige Effekt hervorgerufen: Die Möglichkeit zur Wärmeabgabe aus der Schmelze in das Gestein verbessert sich, so dass es zu einer schnelleren Auskühlung der Schmelze kommt. Hieraus resultieren jeweils geringere Injektionszeiten zum Erreichen eines definierten Druckniveaus.

Da bei Anwendungen in der Praxis sowohl die Gesteins- bzw. Bodenart als auch die Geometrie des Poren- oder Kluftraumes als vorgegeben und unveränderbar angesehen werden müssen, stellt die Wahl eines spezifischen Injektionsmittels ein geeignetes Mittel dar, den Injektionsvorgang gezielt zu steuern. Die Vergleichsberechnungen haben verdeutlicht, dass nicht nur die Modifikation der Viskositätseigenschaften, sondern vor allem auch eine Anpassung der thermischen Eigenschaften der Schmelze hier maßgeblichen Einfluss haben.

In diesem Abschnitt wurde eine Möglichkeit vorgestellt, den Zusammenhang zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit analytisch zu beschreiben. Ziel war es, unter Billigung verschiedener Annahmen und Vereinfachungen, ein mathematisches Modell aufzustellen, welches als ein für die Anwendung in der Praxis flexibel nutzbares Planungsinstrument dienen kann. Durch Vergleichsberechnungen wurden die Einflüsse der verschiedenen Variablen auf die Druckentwicklung während der Injektionszeit diskutiert, die in Bild 7.8 nochmals zusammenfassend dargestellt sind.

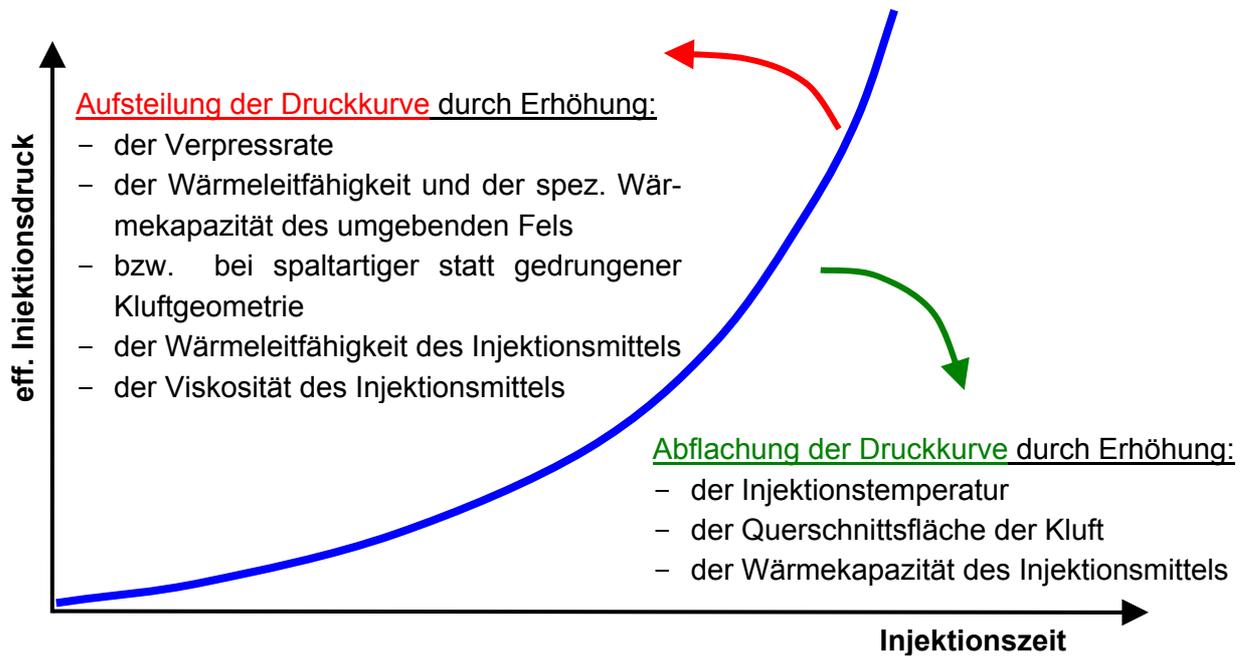


Bild 7.8: schematische Zusammenstellung der verschiedenen Einflüsse auf die Beziehung zwischen effektivem Injektionsdruck und Injektionszeit

Für die Injektionspraxis sind sowohl die spezifischen Eigenschaften des Injektionsmittels als auch die Injektionsparameter Verpressrate und Injektionstemperatur wählbar. Über eine Variation dieser Einflussgrößen kann eine Injektionsmaßnahme beeinflusst werden. Das in diesem Abschnitt vorgestellte analytische Modell zur Beschreibung des Injektionsvorganges eignet sich, um im Vorfeld einer Injektionsmaßnahme den Injektionsverlauf abschätzen zu können.

8 Numerische Simulation des Injektionsvorgangs

Im vorangegangenen Abschnitt wurde ein vereinfachtes analytisches Rechenmodell vorgestellt, mit dem der Anstieg des effektiven Injektionsdrucks über die Injektionsdauer dargestellt werden kann. Zur Ableitung des Rechenmodells mussten verschiedene Annahmen hinsichtlich der Eigenschaften des Injektionsmaterials, der thermodynamischen und strömungsmechanischen Gesetzmäßigkeiten sowie der Berechnungsart getroffen werden. In diesem Abschnitt wird die numerische Simulation der durchgeführten Injektionsversuche vorgestellt. Hierbei wird einerseits untersucht, inwieweit sich die im Rahmen des analytischen Modells getroffenen Annahmen und Vereinfachungen auf das Gesamtergebnis der Berechnungen auswirken. Andererseits werden auch die Ergebnisse der Simulation kritisch hinterfragt und es wird aufgezeigt, inwieweit die numerische Simulation von Injektionsvorgängen als Hilfsmittel für die Planung von Injektionsmaßnahmen geeignet ist. Die numerische Strömungssimulation soll ein vertieftes Verständnis der physikalischen Vorgänge während der Injektion der heißen Schmelze ermöglichen.

8.1 Kurze Einführung in die numerische Strömungssimulation

Auf dem Markt sind einige kommerzielle CFD-Programme (Computer aided Fluid Dynamics) erhältlich, die allerdings in der Flexibilität ihrer Anwendbarkeit und der Möglichkeit zur spezifischen Modifikation stark variieren. Für die numerischen Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit wird das Programmpaket ANSYS CFX in der Version 10.0 gewählt, da dieses Programm die Möglichkeit zur Implementierung eigener Rechen- und Stoffmodelle gibt. ANSYS CFX ist ein leistungsfähiges Programm zur Simulation von Strömungsvorgängen aller Art: stationäre und instationäre, laminare und turbulente Strömungen, Ein- und Mehrphasenströmungen, chemische Reaktionen und Verbrennungen u. v. m. können betrachtet werden. Entwickelt wurde das Programmpaket für die dreidimensionale Strömungssimulation überwiegend in Bereichen der Luft- und Raumfahrttechnik, in der Automobilindustrie und der Verfahrenstechnik. Im Bauingenieurwesen findet ANSYS CFX gelegentlich Anwendung in Fragestellungen der Hydromechanik, des Wasserbaus und der Ermittlung von Windlasten auf Bauwerke. Aus der Geotechnik sind keine Anwendungen bekannt.

Der Entwicklung des Programms entsprechend, sind im Programmcode bereits verschiedene mathematische Modelle zur Berechnung von Wärmetransportvorgängen, zur Modellierung von turbulenten Strömungen oder Verbrennungsvorgängen vorgegeben. Die wesentliche Arbeit der Modellierung besteht demnach im pre-processing, also in der Modellierung und in der Wahl der für die Fragestellung am besten geeigneten mathematisch-physikalischen Modelle.

Der Programmcode von ANSYS CFX basiert auf der Finite-Volumen-Methode (FVM), einer allgemeinen Form der Finite-Differenzen-Methode (MAYER / THALHOFER, 1993). Hierbei werden im jeweiligen Berechnungsgebiet Kontrollvolumina in der Form generiert, dass sie jeweils einen Gitterpunkt des zugrunde liegenden Berechnungsnetzes umschließen. Daraufhin werden die zu lösenden Differentialgleichungen – dies sind in allgemeiner Form die Gleichungen der Massen-, Impuls- und Energieerhaltung – über die Oberfläche der Kontrollvolumina integriert. Die Diskretisierung im einzelnen Gitterpunkt erfolgt durch eine Näherung der Differentialquotienten durch Differenzenquotienten (VERSTEEG, 1995 und MAYER / THALHOFER, 1993). Das entstehende algebraische Glei-

chungssystem kann dann iterativ gelöst werden. Vorteil dieses Vorgehens im Vergleich zu den aus der Strukturanalyse bekannten Finite-Elemente-Methoden ist die direkte Abbildung der zugrunde liegenden physikalischen Zusammenhänge auf den jeweiligen Gitterpunkt des Berechnungsgitters (VERSTEEG, 1995 und KENNEDY, 1995).

Im Folgenden sind die Bilanzgleichungen der Masse (8.1), des Impuls (8.2) und der Energie (8.3) in allgemeiner Form dargestellt, wobei Vektoren mit einem Pfeil (\vec{w}) und Tensoren mit einem Überstrich ($\bar{\tau}$) gekennzeichnet sind:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot \vec{w}) = 0 \quad (8.1)$$

$$\frac{\partial(\rho \cdot \vec{w})}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot \vec{w} \otimes \vec{w}) = -\text{grad } p + \text{div } \bar{\tau} + S_M \quad (8.2)$$

$$\frac{\partial(\rho \cdot h_0)}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot h_0 \cdot \vec{w}) = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad } T) + \frac{\partial p}{\partial t} + \text{div}(\vec{w} \bullet \bar{\tau}) + S_E \quad (8.3)$$

S_M und S_E bezeichnen möglich Quellterme des Impulses (momentum) und der Energie. Über den STOKES'schen Ansatz des Zusammenhangs zwischen Schubspannung und Viskosität

$$\bar{\tau} = \mu \cdot \left(\text{grad } \vec{w} + (\text{grad } \vec{w})^T - \frac{2}{3} \cdot \delta \cdot \text{div } \vec{w} \right) \quad (8.4)$$

kann die Gleichung der Impulserhaltung (8.2) in die bekannte Form der NAVIER-STOKES'schen-Differentialgleichung überführt werden.

Die dargestellten Beziehungen sind VERSTEEG (1995), KENNEDY (1995), MAYER / THALHOFER (1993), BAEHR / STEPHAN (2004) und ANSYS (2005) entnommen und jeweils in eine einheitliche Form gebracht worden. VERSTEEG (1995) weist darauf hin, dass das letzte Glied in Gleichung (8.4) aufgrund der Geringfügigkeit in guter Näherung vernachlässigt werden kann. Besteht ein Berechnungsgebiet aus einem Festkörper, in dessen Inneren keine Strömungsvorgänge stattfinden können, so muss für dieses Gebiet lediglich die Energieerhaltungsgleichung (8.3) gelöst werden, um die Wärmeleitungsvorgänge berechnen zu können.

Die exakte Abbildung physikalischer Vorgänge erfolgt über die Implementierung verschiedener mathematischer Modelle, die größtenteils bereits im Programmcode von ANSYS CFX enthalten sind. Die gewählten mathematischen Modelle werden in die jeweilige Differentialgleichung integriert, so dass sich eine konkrete Lösung ergeben kann. Alle im Programm wählbaren Modelle sind jeweils in einer allgemeinen Form impliziert, so dass es keine Einschränkungen hinsichtlich einer stationären oder instationären Berechnung gibt. Für stationäre Berechnungen ergeben sich mitunter erhebliche Vereinfachungen der zu lösenden Gleichungssysteme. Auf die im Einzelnen zur Simulation der Injektionsversuche verwendeten Modelle wird in Abschnitt 8.3.1 detailliert eingegangen.

8.2 Implementierung der Werkstoffparameter

Das Programmsystem ANSYS CFX bietet die Möglichkeit, jede Berechnungsgröße als Funktion verschiedener anderer Variablen darzustellen. Hierfür wird ein auf FORTRAN basierender Editor zur Verfügung gestellt, in dem die jeweiligen Zusammenhänge programmiert und in die Simulation eingefügt werden können. Dieser Programmteil wird genutzt, um die Werkstoffparameter des Injektionsmittels und des umgebenden Fels zu implementieren. Charakteristisch für den Editor ist, dass alle Größen unter Angabe der jeweiligen Dimension programmiert werden müssen. Mögliche Programmierfehler werden automatisch über eine interne Dimensionsanalyse kenntlich gemacht. Temperaturabhängigkeiten sollten jedoch ausschließlich auf Basis der Absoluttemperatur in [K] implementiert werden, da es zu Umrechnungsfehlern zwischen [K] und [°C] kommen kann. Der Programmiereditor bietet leider nur eine indirekte Möglichkeit, Abfragen und Wenn-Funktionen zu modellieren, was die Programmierung teilweise erschwert.

Für den verwendeten Gneis werden die in Abschnitt 6.4.4 aufgeführten Kenngrößen modelliert; Abhängigkeiten von der Temperatur oder anderen Größen ergeben sich hier nicht.

Wie in den Kapiteln 5 und 7 bereits dargelegt, ergeben sich jedoch für das Injektionsmittel Abhängigkeiten zwischen Viskosität, Temperatur und Fließgeschwindigkeit, sowie zwischen Wärmeleitfähigkeit bzw. Wärmekapazität und Temperatur. Während es im Rahmen der analytischen Berechnungen nur bedingt möglich war, diese Zusammenhänge abzubilden, können sie in der numerischen Berechnung in vollem Umfang berücksichtigt werden. Für das Injektionsmittel werden vier Stoffmodelle entwickelt, die im Folgenden kurz vorgestellt werden. Ergebnisse von Vergleichsberechnungen auf Basis der unterschiedlichen Stoffmodelle sind in Abschnitt 8.4 wiedergegeben.

Stoffmodell 1: Dieses Stoffmodell ist identisch dem für die analytische Berechnung verwendeten. Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität wird bis zur Erstarrungstemperatur $T_g = 90 \text{ °C}$ berücksichtigt, bei geringeren Temperaturen bleibt die Viskosität konstant (siehe Abschnitt 7.1). Da die Programmierung in ANSYS CFX die Modellierung auf Basis der absoluten Temperatur benötigt, ergibt sich für die Viskosität in Umformung von Gleichung (7.5a):

$$\eta(\vartheta_f) = 9,6 \cdot e^{\frac{-15,75 \cdot (\vartheta_f - 413)}{\vartheta_f - 143}} \quad (7.5b)$$

Die Absoluttemperatur ϑ_f ist in [K] einzusetzen.

Die Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit der Schmelze werden als mittlere Werte ohne Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit eingefügt.

Im Stoffmodell 2 wird die Strukturviskosität der Schmelze berücksichtigt, da es im Rahmen der numerischen Berechnung möglich ist, die Scherrate der Schmelze explizit errechnen zu lassen. Auf Basis von Absoluttemperaturen ergibt sich aus Gleichung (5.12a):

$$\eta(\vartheta_f, \dot{\gamma}) = \frac{9,6 \cdot e^{\frac{-15,75 \cdot (\vartheta_f - 140)}{\vartheta_f + 130}}}{(1 + 0,0004 \cdot \dot{\gamma})^{0,33}} \quad (5.12b)$$

Die wärmetechnischen Parameter der Schmelze bleiben in diesem Stoffmodell weiterhin über konstante Mittelwerte berücksichtigt.

Die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität der Schmelze werden im Stoffmodell 3 zusätzlich eingefügt. Die in Kapitel 5.5.2 vorgestellten Zusammenhänge werden wiederum auf die Absoluttemperatur bezogen, so dass sich für die Wärmekapazität

$$c_p(\vartheta_f) = \begin{cases} 0,083 + \frac{1}{180} \cdot \vartheta_f & \text{für } \vartheta_f < 363,15 \text{ K} \\ 1,28 + \frac{1}{440} \cdot \vartheta_f & \text{für } \vartheta_f > 363,15 \text{ K} \end{cases} \quad (5.13b)$$

und für die Wärmeleitfähigkeit

$$\lambda(\vartheta_f) = 0,153 + \frac{1}{8000} \cdot \vartheta_f \quad (5.14b)$$

ergeben.

Während des Erstarrungsvorgangs der Schmelze wird zusätzliche Wärmeenergie frei, die so genannte Erstarrungsenthalpie. Nach LEWIS (1996) und REDDY / GARTLING (2001) kann die freiwerdende Wärme durch eine Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität im Erstarrungsbereich berücksichtigt werden. Im Erstarrungsbereich zwischen den Temperaturen T_{g1} und T_{g2} errechnet sich die Wärmekapazität dann zu:

$$c_p^* = \frac{c_p(T_{g1}) + c_p(T_{g2})}{2} + \frac{h_E}{T_{g2} - T_{g1}} \quad (8.5a)$$

Dieser Zusammenhang ist im Stoffmodell 4 zusätzlich zu den voran genannten Aspekten berücksichtigt. Im Erstarrungsbereich des Injektionsmittels zwischen $T_{g1} = 85 \text{ °C}$ und $T_{g2} = 95 \text{ °C}$ erhöht sich die spezifische Wärmekapazität auf

$$c_p^* = \frac{2,07 + 2,12}{2} + \frac{20}{10} = 4,10 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \quad (8.5b)$$

wie dies in Bild 8.1 dargestellt ist.

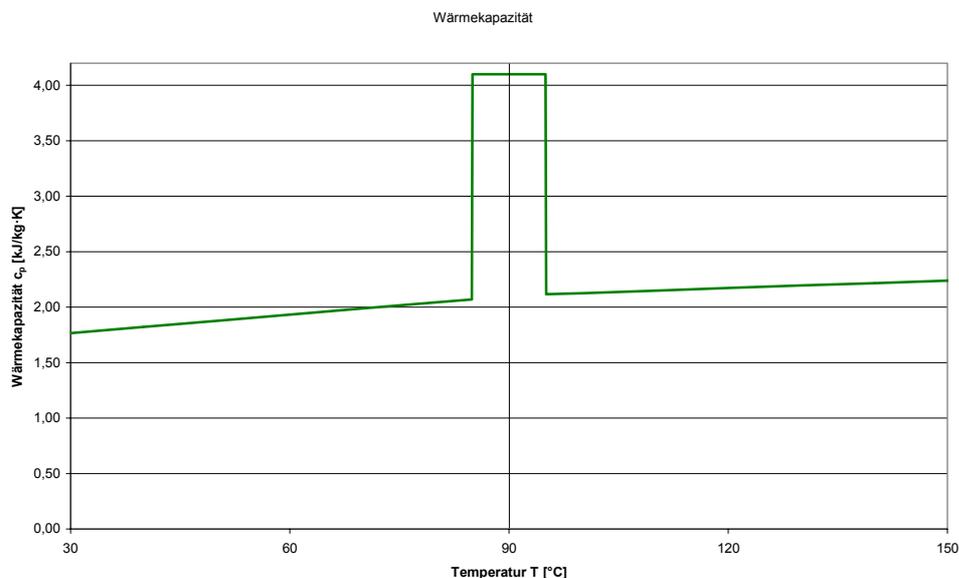


Bild 8.1: Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität des Injektionsmittels für das Stoffmodell 4 unter Berücksichtigung der Erstarrungsenthalpie

Im Stoffmodell 4 sind somit sowohl die Temperaturabhängigkeit der Viskosität, Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Injektionsmittels als auch die Strukturviskosität und die Erstarrungsenthalpie enthalten. In Anhang 13 ist der Quellcode dieses Stoffmodells für die Implementierung in ANSYS CFX gegeben. Die Stoffmodelle 1 bis 3 ergeben sich durch entsprechende Vereinfachungen in diesem Quellcode.

8.3 Entwicklung des numerischen Modells

Obwohl auch in der Geotechnik vermehrt numerische Simulationen zur statischen Berechnung von Konstruktionen oder zur Optimierung von Bauvorgängen angewendet werden, sind keine Fälle bekannt, in denen gezielt Berechnungen zur Strömung von Injektionsgütern durchgeführt worden sind. Auch mit dem sehr leistungsstarken und weit verbreiteten Programmpaket ANSYS CFX sind nach Aussagen des Software-Entwicklers bisher keine Simulationen von Injektionsvorgängen o. ä. vorgenommen worden.

Numerische Berechnungen im Allgemeinen und dreidimensionale Strömungsberechnungen im Speziellen benötigen ein hohes Maß an Erfahrung durch den Anwender. Aufgrund einer Vielzahl verschiedener Modellierungsmöglichkeiten müssen die Berechnungsergebnisse stets kritisch auf ihre physikalische Plausibilität hinterfragt werden. Die Modellierung der Berechnung und die Ergebnisauswertung nehmen einen erheblichen Zeitumfang in Anspruch.

Bei der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen Simulationen werden sowohl das strömungsmechanische Verhalten des Injektionsmittels als auch die thermodynamischen Vorgänge in der Schmelze und im umgebenden Fels betrachtet. Das numerische Modell zur Simulation des Injektionsvorgangs wurde anfangs im Rahmen einer Diplomarbeit entwickelt (KLEIH, 2006). Hierbei wurden die wesentlichen physikalischen Modellierungsmöglichkeiten getestet und Erfahrungen

hinsichtlich der Wahl der Berechnungsgitter gesammelt. Die Berechnungen von KLEIH zeigten zum einen, dass für das verwendete hochviskose Injektionsmittel der Einfluss der Gravitation nicht berücksichtigt werden muss. Unter Vernachlässigung der Gravitation ist es dann möglich, das gesamte Simulationsgebiet längs der Symmetrieachse zweifach zu teilen und die Berechnungen an einem Viertelsystem auszuführen. Zum anderen konnten im Rahmen der Diplomarbeit verschiedene mathematische Modelle – vornehmlich zur Modellierung des Wärmetransports im Fluid und im umgebendem Fels sowie zur Interaktion einzelner Phasen bei Simulation einer Mehrphasenströmung – hinsichtlich ihrer Verwendbarkeit untersucht werden. Auf Basis der Erkenntnisse von KLEIH wurde das Berechnungsmodell anschließend in Bezug auf die Modellierung der Randbedingungen, die Implementierung der Stoffparameter sowie die Optimierung der Berechnungsgitter weiterentwickelt. Hierzu wurden jeweils Vergleichsberechnungen für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 175 \text{ °C}$ und die Verpressrate $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$ (Versuchsserie A) durchgeführt. Das endgültige Modell ist Grundlage für die Nachrechnung von allen durchgeführten Versuchsserien.

8.3.1 Randbedingungen der Modellierung

Bei der numerischen Simulation werden zwei Berechnungsgebiete unterschieden: Im Gebiet des umgebenden Feststoffes muss nur die Wärmeleitung betrachtet werden, das heißt, es wird lediglich die Bilanzgleichung der Energie berücksichtigt. Im Gebiet des Fluids sind sowohl strömungsmechanische als auch thermodynamische Vorgänge nach den in Abschnitt 8.1 dargestellten grundlegenden Beziehungen zu betrachten.

Die Modellierung des Injektionsvorgangs erfolgt im Gebiet des Fluids als laminare, instationäre Anfangsströmung und wird in einem dreidimensionalen blockbasierten Berechnungsgitter (zu den Berechnungsgittern siehe Kapitel 8.3.2) ausgeführt. Der Injektionsvorgang wird numerisch als Füllvorgang eines Volumens dargestellt, wofür die Modellierung einer instationären Zwei-Phasen-Strömung notwendig ist. Zum Zeitpunkt $t = 0$ ist das Volumen (hier der Injektionskanal) vollkommen mit Luft gefüllt, welche in den folgenden Zeitschritten von der Injektionsschmelze verdrängt wird. Die Modellierung der Interaktion zwischen Luft und Schmelze kann in ANSYS CFX auf verschiedene Weisen erfolgen: Im allgemeinen Fall werden die Fließgeschwindigkeiten der beiden Phasen in jeweils einem getrennten Strömungsfeld berechnet. Hierfür ist es notwendig, den Energie-, Massen- und Impulsaustausch an der Injektionsfront über die Angabe der wirksamen Oberflächenspannungen und der Nusselt-Zahl zu beschreiben. Da diese Stoffwerte explizit nicht zu bestimmen sind, muss für die Modellierung ein homogenes Strömungsfeld gewählt werden. Das heißt, die Bilanzgleichungen werden für die gasförmige Phase Luft und die flüssige Phase Kunststoffschmelze in einem gemeinsamen Berechnungsfeld ermittelt und es wird lediglich der Wärmetransport im Bereich der Injektionsfront getrennt betrachtet. Bei diesem Vorgehen wird davon ausgegangen, dass beide Phasen die gleiche Fließgeschwindigkeit aufweisen und die ausströmende Luft nicht komprimiert wird. Durch diese Annahme wird der Injektionsvorgang weiterhin richtig abgebildet, da auch in der Realität von einem freien Ausströmen der Luft ausgegangen werden kann. Durch die Simulation im homogenen Berechnungsgebiet ist bei der Ergebnisauswertung keine Differenzierung nach der Fließgeschwindigkeit der beiden Phasen mehr möglich, der Wärmeübergang wird aber vollständig abgebildet.

Mehrphasenströmungen werden in ANSYS CFX numerisch über die Betrachtung von Volumenanteilen (volume fraction VOF) behandelt: Für jedes Kontrollvolumen wird der prozentuale Anteil ermittelt, der von der jeweiligen Phase eingenommen wird; ist der Volumenanteil für eine Phase gleich 1, so ist das entsprechende Kontrollvolumen vollkommen mit dieser Phase gefüllt. Rechnerisch müssen mehrere Phasen also nur in den Kontrollvolumina berücksichtigt werden, bei denen der Volumenanteil von 0 oder 1 abweicht. Für die in diesem Rahmen durchgeführten Berechnungen sind dies die Kontrollvolumina, die sich im Bereich der Grenzfläche der beiden Phasen Schmelze und Luft befinden. Mehrphasenströmungen erfordern deutlich höhere Rechenkapazitäten, weil der Umfang der zu lösenden Gleichungen steigt und höhere Anforderungen an die Netzfeinheit gestellt werden müssen. Wie im folgenden Abschnitt noch gezeigt werden wird, ergeben sich im Programmpaket ANSYS CFX Schwierigkeiten bei der exakten Darstellung der Volumenanteile im Randbereich des modellierten Injektionskanals, da das verfügbare Interaktionsmodell zwischen fluidem und festem Berechnungsgebiet nicht auf die Berechnung von Mehrphasenströmungen ausgelegt ist.

Als Randbedingungen der Simulationsberechnungen werden am Einlass in den Injektionskanal jeweils die Temperatur und die konstante Verpressrate (Volumenstrom) der Injektionsschmelze vorgegeben. Zum Zeitpunkt $t = 0$ wird der Kanaleinlass als vollkommen mit Schmelze gefüllt und das verbleibende Kanalvolumen als vollkommen mit Luft gefüllt modelliert. Als Wärmetransportmodell im Berechnungsgebiet der Strömung und des Feststoffes wird jeweils das „isothermal modell“ gewählt. Hierbei werden dissipative Anteile der Wärmeleitung nicht abgebildet, das heißt, aus innermolekularer Reibung im Fluid entstehende Wärme wird nicht berücksichtigt. An den Außenflächen des Feststoffes wird eine konstante Temperatur von $T = 15 \text{ }^\circ\text{C}$ vorgegeben, wie dies auch während der Injektionsversuche gemessen worden ist (siehe Abschnitte 6.4.3 und 6.4.4).

Die Modellierung des Erstarrungsvorgangs der Schmelze stellt eine der Hauptaufgaben während der Erstellung des numerischen Modells dar. Durch die Abkühlung der fluiden Phase ergibt sich im Strömungsgebiet eine Grenze zwischen fließender und erstarrter Masse. Diese Grenzfläche ist zeitlich und örtlich variabel, da die Erstarrungsfront in Abhängigkeit des Wärmetransports im Laufe der Injektionszeit voranschreitet. Nach VAN DE VEN (2003) entstehen so genannte sich bewegende Grenzflächen (moving boundaries), die nur sehr schwer in einen Berechnungscode zu implementieren sind, da für jeden Gitterpunkt und jeden Zeitschritt erneut festzulegen ist, ob sich das entsprechende Kontrollvolumen noch in der fluiden Phase des Strömungsgebietes befindet oder bereits erstarrt ist und als Feststoff betrachtet werden muss. Seitens des Software-Herstellers ANSYS CFX wurde die β -Version eines Erstarrungsmodells zur Verfügung gestellt, mit der der Phasenwechsel eines Fluids zum Feststoff im Strömungsgebiet simulierbar sein sollte. Mehrere Vergleichsberechnungen und Modifikationen im Quellcode des Programmteils ergaben aber keine zufrieden stellenden Simulationsergebnisse, da nicht stabil mit den variablen Randbedingungen im Strömungsgebiet umgegangen werden konnte. Somit musste auf eine explizite Modellierung des Erstarrungsvorgangs verzichtet werden und es wurde eine implizite Implementierung gewählt: Für alle Stoffmodelle gemäß Kapitel 8.2 wird die Viskosität der Schmelze zwar als endlich angenommen, nach Unterschreiten der Erstarrungstemperatur des Injektionsmittels ist die Viskosität aber so groß, dass rechnerisch nur sehr geringe Fließgeschwindigkeiten in den erstarrten Randschichten auftreten. Dieses Vorgehen entspricht nach VAN DE VEN (2003) und REDDY / GARTLING (2001) dem Stand der Technik numerischer Simulationsprogramme wie sie für die Berechnung von Spritzgieß-

vorgängen angewendet werden und wurde in dieser Form auch für die analytischen Berechnungen (siehe Kap. 7.1) angesetzt.

8.3.2 Berechnungsgitter und Zeitschrittweite

In ANSYS CFX können für dreidimensionale Berechnungen Prismen- und Tetraedergitter verwendet werden. Aufgrund der quaderförmigen Geometrie des Injektionskanals und des umgebenden Fels werden in diesem Rahmen ausschließlich prismatische Gitter verwendet, da diese das Berechnungsgebiet exakt abbilden können. Wie bereits erwähnt wurde, kann die Berechnung am Viertelsystem erfolgen, da der Injektionsvorgang bei Simulationsberechnungen ohne Berücksichtigung der Gravitation sowohl in horizontaler als auch in vertikaler Ebene symmetrisch ist. Bei der Berechnung wird der umgebende Felsblock in vollem Umfang berücksichtigt, so dass in Querschnittsebene (x-y-Ebene) ein 55 mm x 55 mm großes Simulationsgebiet modelliert wird. Da aus den Temperaturmessungen im Fels während der Injektionsversuche (siehe Abschnitt 6.4.2) bekannt ist, dass in den Außenbereichen des Fels keine Temperaturerhöhung zu verzeichnen ist, wird das Berechnungsgitter im festen Berechnungsgebiet von der äußeren Berandung zum Injektionskanal hin verfeinert. Im fluiden Berechnungsgebiet des Injektionskanals wird ein Abstand der Gitterpunkte von konstant 0,5 mm gewählt. Das verwendete Berechnungsgitter in x-y-Ebene ist in Bild 8.2 dargestellt; das Strömungsgebiet des Injektionskanals ist blau dargestellt, das Berechnungsgebiet des Feststoffes rot.

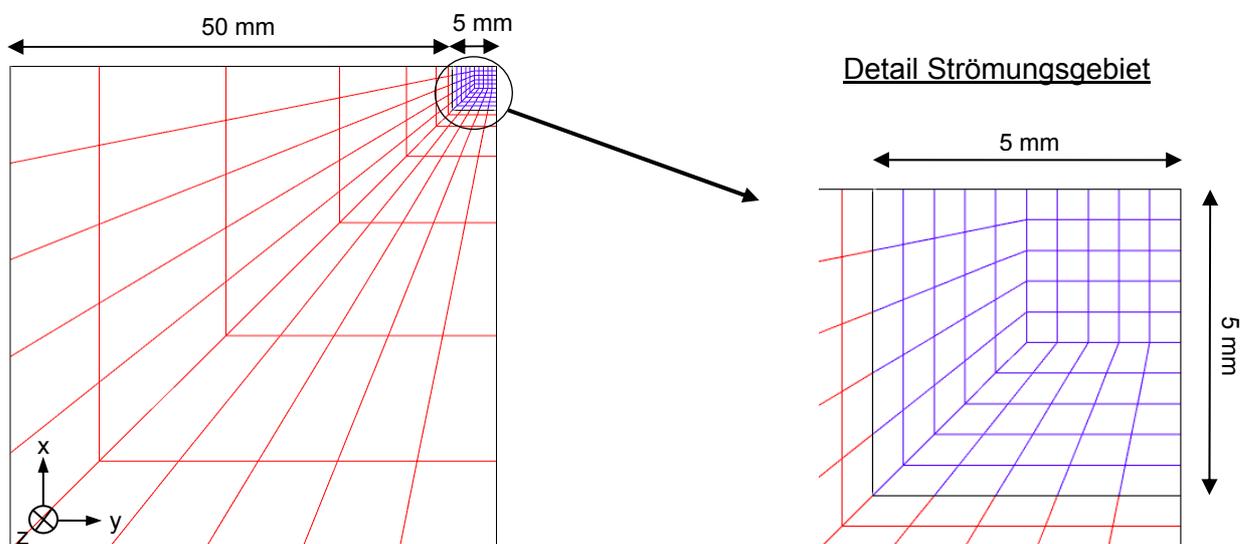


Bild 8.2: verwendetes Berechnungsgitter in x-y-Ebene; **blau**: Strömungsgebiet, **rot**: Feststoff

Da im Berechnungsgebiet des Feststoffes nur Wärmeleitungsmechanismen zu berücksichtigen sind, wirkt sich die gestreckte Querschnittsgeometrie der Kontrollvolumina hier nicht negativ auf die Berechnungsgenauigkeit aus.

In Längsrichtung des Injektionskanals wird der Abstand der Gitterpunkte nicht nur durch die Geometrie des Berechnungsgebiets, sondern auch durch die Berechnungsart bestimmt. Laut Benut-

zerhandbuch des Programmpaketes (ANSYS, 2005) kann das Verhältnis zwischen den Abständen der Gitterpunkte in Strömungsrichtung (z-Richtung) zu den Abständen senkrecht zur Strömungsrichtung bei laminaren Strömungen bis zu 100 : 1 betragen. Zudem ist aber zu beachten, dass bei Simulation instationärer Strömungen der Berechnungszeitschritt derart zu wählen ist, dass sich ein Strömungspartikel pro Zeitschritt maximal innerhalb eines Kontrollvolumens bewegt. Hierfür muss die Strömungsgeschwindigkeit im Vorfeld abgeschätzt werden.

Im Zuge der Gitteroptimierung musste ein Gitterabstand in Längsrichtung gefunden werden, der einerseits eine zufrieden stellende Berechnungsgenauigkeit und andererseits eine möglichst geringe Berechnungsdauer ergab. Hinsichtlich der Berechnungsdauer muss bedacht werden, dass eine Verringerung des Gitterabstandes in z-Richtung nicht nur die Anzahl der Berechnungsknoten erhöht, sondern dass bei einem feineren Gitter auch ein geringerer Zeitschritt gewählt werden muss, was nochmals zu einem deutlichen Anstieg der Rechenzeiten führt.

Als Kriterium zur Beurteilung der Berechnungsqualität an einem Simulationsgitter wird die Darstellung der Grenzfläche zwischen Luft und Injektionsmittel im Strömungsgebiet verwendet. Da keine Vermischung zwischen den beiden Phasen Schmelze und Luft stattfindet, muss die Grenzfläche sehr scharf abgebildet werden, das heißt, der Volumenanteil (volume fraction, VOF) einer Phase muss innerhalb eines kurzen Bereichs von 1 auf 0 abfallen. Hinsichtlich der Wahl der Zeitschrittweite ist bekannt, dass sich durch die erstarrenden Randschichten der Fließquerschnitt einengt und sich somit – bei weiterhin konstanter Verpressrate – eine Erhöhung der Fließgeschwindigkeit einstellen wird.

Die Optimierung von Gitterabstand und Zeitschrittweite erforderte mehrere Variationsberechnungen, die hier nicht im Detail wiedergegeben werden können. Deshalb soll anhand der Bilderserie [Bild 8.3](#) das prinzipielle Vorgehen dargestellt werden. In den Bildern ist jeweils der Volumenanteil der Schmelze an der Injektionsfront zum Zeitpunkt $t = 20$ s dargestellt, wobei die **orange Farbe** vollkommene Sättigung mit Schmelze ($\text{VOF} = 1$) und die **blaue Farbe** vollkommene Sättigung mit Luft bedeuten. In [Bild 8.3A](#) ist der Volumenanteil der Schmelze bei einer Gitterweite in z-Richtung von $\Delta z = 10$ mm dargestellt. Die Zeitschrittweite wurde derart gewählt, dass ein Flüssigkeitspartikel, der mit der 5-fachen Anfangsgeschwindigkeit w_0 fließt, den Abstand von maximal einem Gitterabstand pro Zeitschritt zurücklegt. Die Grenzfläche zwischen Luft und Schmelze wird unscharf abgebildet: Ausgedehnte Bereiche weisen einen Volumenanteil der Schmelze zwischen 0 und 1 auf, was bedeutet, dass hier rechnerisch Luft und Schmelze in einer Mischform vorliegen. Dies ist physikalisch nicht plausibel und deutet auf eine numerisch ungenaue Lösung hin. Im Folgenden wird die Gitterweite auf $\Delta z = 5$ mm reduziert, der Zeitschritt entsprechend einer maximalen Fließgeschwindigkeit von $w_{\max} = 5 \cdot w_0$ verkürzt ([Bild 8.3B](#)). Die Grenzfläche zwischen Schmelze und Luft wird nun zwar deutlich schärfer abgebildet, allerdings sind noch immer Unstetigkeiten erkennbar. Daraufhin werden unter Beibehaltung der Gitterweite die Zeitschritte für eine maximale Fließgeschwindigkeit von $w_{\max} = 10 \cdot w_0$ verkürzt, worauf sich eine deutliche Verbesserung einstellt. Um nicht zu lange Rechenzeiten zu erhalten, wird im Folgenden die Gitterweite auf $\Delta z = 7,5$ mm vergrößert und die Zeitschrittweite so gewählt, dass ein Flüssigkeitsteilchen mit einer Fließgeschwindigkeit von $w_{\max} = 10 \cdot w_0$ innerhalb eines Zeitschrittes nicht mehr als ein Kontrollvolumen durchschreitet. Diese Kombination aus Zeitschrittweite und Netzfeinheit stellte eine gute Optimierung aus Berechnungsgenauigkeit einerseits und Berechnungsdauer andererseits dar. Die Grenzfläche zwischen den beiden Phasen wird nun in hinreichender Genauigkeit scharf abgebildet, wie aus [Bild 8.3C](#) zu erkennen ist.

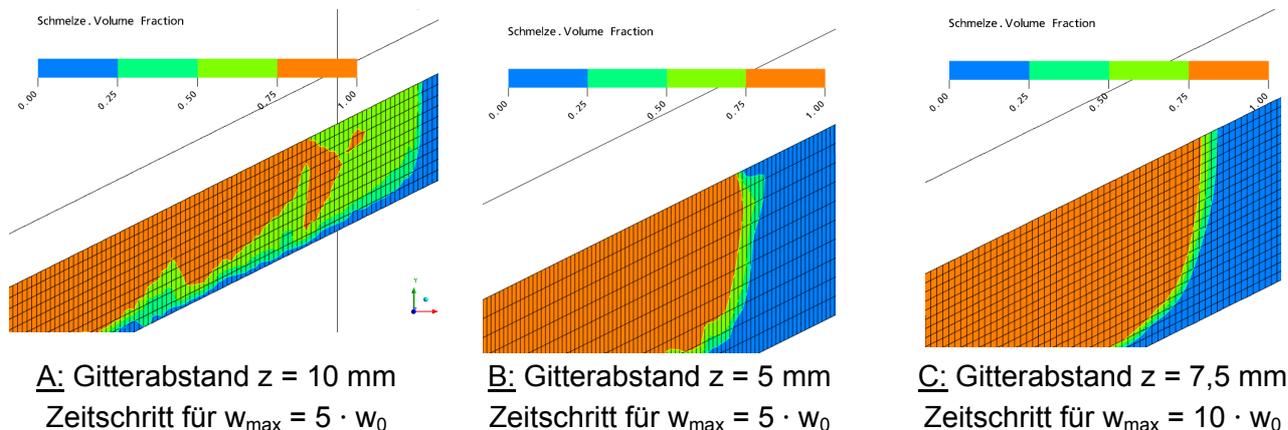


Bild 8.3: Wahl der Gitterweite und des Zeitschrittes

Für alle folgenden Berechnungen wird das Gitter mit einem Abstand in z-Richtung von $\Delta z = 7,5$ mm verwendet. Das Verhältnis der Gitterweite in z-Richtung zu dem in x-y-Ebene beträgt für das Strömungsgebiet 15 : 1 und liegt damit deutlich unter dem in ANSYS (2005) genannten Wert. Pro Laufmeter in z-Richtung ergeben sich für das gewählte Gitter insgesamt 12.285 Gitterpunkte im Strömungsgebiet und 11.880 Gitterpunkte im Berechnungsgebiet der festen Phase.

Entsprechend der gewählten Verpressrate ergeben sich unterschiedliche Anfangsgeschwindigkeiten w_0 , die die Zeitschrittweite beeinflussen. In der nachfolgenden Tabelle 8.1 sind die für die Vergleichsberechnungen (siehe Abschnitt 8.5) modellierten Zeitschrittweiten in Abhängigkeit der jeweiligen Versuchsserien dargestellt.

Verpressrate [l/min]	Versuchsserie	w_0 [m/s]	$w_{max} = 10 \cdot w_0$ [m/s]	$\Delta t = 7,5 / w_{max}$ [ms]
0,6	A, E, I	0,10	1,0	7,5
0,4	B, F, J	0,067	0,67	11,2 \Rightarrow 10,0
0,2	C, G, K	0,033	0,33	22,7 \Rightarrow 20,0

Tabelle 8.1: modellierte Zeitschrittweiten Δt in Abhängigkeit der Verpressrate des Injektionsversuchs

Es werden jeweils die ersten 30 s bis 60 s des Injektionsvorgangs berücksichtigt. Da mit unterschiedlichen Reichweiten der Injektion zu rechnen ist, wird die Gesamtlänge des numerischen Modells in Abhängigkeit der gewählten Injektionstemperatur variiert. Für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 150$ °C werden in z-Richtung eine Modelllänge von insgesamt $L = 3,0$ m berücksichtigt, für $T_{f0} = 175$ °C insgesamt $L = 4,0$ m und für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 200$ °C beträgt die Länge des numerischen Modells $L = 5,0$ m. Den Simulationsberechnungen wird jeweils eine stationäre Berechnung vorangestellt, um eine stabile Anfangslösung zu erhalten. Damit wird die Anzahl der

Iterationen in den ersten Zeitschritten deutlich reduziert und somit Rechenzeit eingespart. Auf einem herkömmlichen Windows-Rechner (Pentium 4; 3,2 GHz; 2,0 GB RAM) ergeben sich dann Rechenzeiten zwischen 25 h (Serie K: kürzestes Berechnungsgitter, längste Zeitschrittweite) und 100 h (Serie E: längstes Berechnungsgitter, kürzeste Zeitschrittweite).

Wie bereits im vorigen Abschnitt erwähnt wurde, kann im Grenzbereich zwischen Strömungsgebiet und fester Phase der Volumenanteil von Injektionsmittel und Luft nicht befriedigend gelöst werden, da das Interaktionsmodell zwischen festen und fluiden Berechnungsgebieten für die Simulation von Mehrphasenströmungen nur bedingt geeignet ist. Aus diesem Grunde wurde für eine weitere Vergleichsberechnung die Gitterweite in x-y-Ebene im Strömungsgebiet derart verfeinert, dass sich der Gitterabstand auf 0,25 mm halbiert. Doch auch für das verfeinerte Gitter wurde der Volumenanteil des Injektionsmittels im Berandungsbereich des Injektionskanals weiterhin unsauber dargestellt, da auch hier in den äußersten Gitterebenen rechnerisch keine Schmelze vorhanden ist, siehe [Bild 8.4](#).

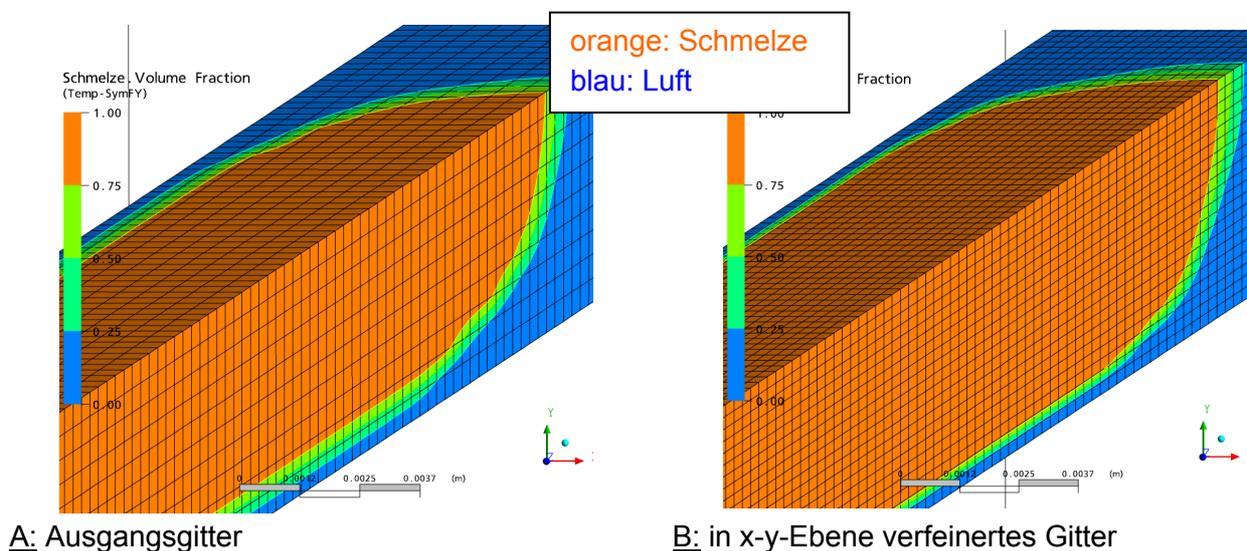


Bild 8.4: Volumenanteil der Schmelze an der Injektionsfront zum Zeitpunkt $t = 15$ s, Ausgangsnetz und Verfeinerung

In [Bild 8.4A](#) (Ausgangsgitter) ist deutlich zu erkennen wie die unterste Gitterebene blau eingefärbt ist, was volle Sättigung mit Luft symbolisiert. Nach einer etwa eine Gitterebene umfassenden Übergangzone (grün) liegt im restlichen Querschnitt ausschließlich Schmelze (orange) vor. In [Bild 8.4B](#) (Gitterverfeinerung) ist der gleiche Effekt erkennbar: Die äußerste Gitterebene wird der Luft zugeordnet, obwohl dieser Bereich mit Schmelze gefüllt sein muss. Ab der zweiten Gitterebene liegt ausschließlich Schmelze vor. Da aufgrund des homogenen Berechnungsgebietes im Randbereich des Strömungsfeldes aber die physikalischen Kenngrößen wie Fließgeschwindigkeit oder Viskosität richtig mit den Daten des Injektionsmittels berechnet werden, kann der Fehler in der Ermittlung der Volumenanteile eindeutig auf die Schwächen des mathematischen Interaktionsmodells zwischen fluidem und festem Berechnungsgebiet bei Mehrphasenströmung zurück geführt werden. Da ein aktives Eingreifen in den Quellcode von ANSYS CFX nicht möglich ist, kann dieser Fehler nicht behoben werden. Die Gitterverfeinerung bietet somit keine numerischen Vorteile und wird deshalb

im Folgenden nicht weiter verfolgt. Alle weiteren Simulationsberechnungen erfolgen an dem in Bild 8.2 dargestellten Gitter mit einem Abstand der Gitterpunkte in z-Richtung von $\Delta z = 7,5$ mm.

8.3.3 Kalibrierungsberechnungen für die Versuchsserie A, Stoffmodell 1

Die bisher dargestellten Berechnungen zur Ermittlung geeigneter Berechnungsgitter, Zeitschrittweiten und Modellierungsrandbedingungen erfolgten jeweils für die Versuchsserie A ($T_{f0} = 175$ °C $\dot{V} = 0,6$ l/min) und das Stoffmodell 1 gemäß Abschnitt 8.2. Dies entspricht dem im Rahmen der analytischen Berechnungen (Kapitel 7) verwendeten Modell, so dass für diese Versuchsserie eine detaillierte Auswertung der maßgebenden physikalischen Größen angegeben wird. Es wird betrachtet, inwieweit die Vereinfachungen des analytischen Modells zutreffend sind und ob das in Kapitel 6.4 erläuterte Verfahren zur Zusammenfassung der Temperaturmesswerte gerechtfertigt war.

Hinsichtlich der Temperaturerhöhung im Fels konnte im Rahmen der Messdatenaufbereitung kein signifikanter Temperaturabfall in Kanallängsrichtung festgestellt werden, so dass die an verschiedenen Messquerschnitten aufgezeichneten Daten zu einer mittleren Temperaturkurve zusammengefasst wurden. Dies widerspricht der physikalischen Modellvorstellung, nach der in Kanallängsrichtung die Temperatur der Injektionsschmelze abnehmen müsste und aufgrund der geringeren in den Fels eingeleiteten Wärmeenergie sich niedrigere Temperaturen im Fels einstellen sollten. Für die numerische Simulation wurden die Felstemperaturen an unterschiedlichen Orten ausgewertet. In Anhang 14.1 ist der Temperaturanstieg 15 mm von der Kanalachse entfernt über die Zeit nach Durchschreiten der Injektionsfront für verschiedene Messquerschnitte dargestellt. Unmittelbar nach Durchschreiten der Injektionsfront ergeben sich unabhängig von der Lage in Kanallängsrichtung identische Temperaturen. Je weiter die Messquerschnitte in z-Richtung vom Kanalkopf entfernt sind, desto früher flachen sich die Temperaturverläufe ab – für den Messquerschnitt 4 ($z = 2,50$ m – rosa Kurve) beginnt dies bereits $\Delta t = 5$ s nach Durchschreiten der Injektionsfront. Diese Reduktion der Felstemperaturen untermauert die Modellvorstellung, nach der die Felstemperaturen in z-Richtung abnehmen sollten. In der numerischen Simulation beläuft sich die Temperaturdifferenz zwischen den einzelnen Messquerschnitten im Mittel auf $\Delta \vartheta = 1$ K. Diese geringe Temperaturdifferenz war im Rahmen der Injektionsversuche aufgrund der beschriebenen Mess- und Lageungenauigkeiten der Temperaturfühler in dieser differenzierten Art nicht messbar. Somit ist die Zusammenfassung der Messdaten, wie sie in Kapitel 6.4 beschrieben wurde, im Rahmen der Modellgenauigkeit zulässig.

In Übereinstimmung mit den analytischen Berechnungen und den Messergebnissen wird bei den numerischen Berechnungen im Simulationszeitraum eine nennenswerte Erwärmung des Fels bis in einen Abstand von ca. 2,5 cm zum Injektionskanal festgestellt.

In Anhang 14.2 sind die Temperaturen am Kanalrand (gestrichelte Kurven) nach der numerischen Simulation für verschiedene Messquerschnitte im Vergleich zu den Messergebnissen dargestellt. Aufgrund der beschriebenen Schwächen des Interaktionsmodells zwischen fluidem und festem Berechnungsgebiet kann die Auswertung der Temperaturen aber nicht direkt am Kanalrand erfolgen, sondern muss in einem Abstand von 0,5 mm im Kanalinneren durchgeführt werden. Die dargestellten Temperaturen sind demnach der Schmelze zuzuordnen, so dass es nicht weiter verwun-

dert, wenn die direkt an der Kanalwand aufgezeichneten Messergebnisse (*rosa Kurve*) um ca. $\Delta\vartheta = 20\text{ K}$ niedriger sind.

Die Temperaturen der Schmelze in Kanalmitte sind als durchgezogene Linien ebenso in Anhang 14.2 für die ersten drei Messquerschnitte dargestellt. Aus den Ergebnissen der numerischen Berechnung kann die Reduktion der Schmelzetemperatur in Kanallängsrichtung deutlich abgelesen werden: Während sich im Abstand von $z = 0,25\text{ m}$ vom Kanalkopf (*blaue Kurve*) bereits eine Temperaturabnahme von $\Delta\vartheta = 20\text{ K}$ während der Simulationszeit abzeichnet, stellt sich $z = 1,75\text{ m}$ hinter dem Kanalkopf (*grüne Kurve*) eine Temperaturabnahme von $\Delta\vartheta > 40\text{ K}$ ein. Die numerische Simulation bestätigt auch hier die Modellvorstellung, nach der die Temperatur der Schmelze in Längsrichtung des Injektionskanals und mit der Injektionszeit abnehmen muss. Aufgrund der Messunschärfe konnte dieser Effekt während der Injektionsversuche nicht festgestellt werden. In Anhang 14.2 ist in *rosa* auch die aus den Messdaten ermittelte mittlere Injektionstemperatur eingetragen: Als Mittelwert der Temperaturen in Kanallängsrichtung stimmen Messung und numerische Simulation im Rahmen der zu erwartenden Genauigkeit zufrieden stellend überein.

Die Ergebnisse der numerischen Simulation eignen sich gut, um die Zusammenhänge zwischen Temperaturgradient in der Schmelze, Fließgeschwindigkeit und Viskosität darzustellen. Im Rahmen der analytischen Berechnung wurde die Temperatur der Schmelze als eine mittlere Temperatur über den Gesamtquerschnitt angenommen, die um konvektive Anteile erhöht wurde. Daraus ergab sich auch eine konstante Viskosität und Fließgeschwindigkeit im Injektionsquerschnitt. In der numerischen Berechnung werden einerseits die konvektiven Wärmetransportvorgänge explizit abgebildet, andererseits kann der Temperaturgradient im Querschnitt dargestellt werden. In Bild 8.5 sind die drei Größen für den Zeitpunkt $t = 25\text{ s}$ und die Lage $z = 1,0\text{ m}$ hinter dem Kanalkopf dargestellt. In Bild 8.5A ist die Temperaturverteilung abgebildet: Zwischen dem Strömungskern und dem Kanalrand herrscht zu diesem Zeitpunkt ein Gradient von $\Delta\vartheta = 150\text{ K}$. Durch die schwarze Kurve ist die Erstarrungstemperatur $T_E = 90\text{ °C}$ symbolisiert: Im Randbereich wird diese unterschritten, so dass hier das Injektionsmittel bereits in fester Phase vorliegt. Der erstarrte Bereich ist schraffiert dargestellt. Aus Bild 8.5B ergibt sich die Viskositätsverteilung – auch hier sind die erstarrten Randschichten durch die schwarze Kurve und die Schraffur gekennzeichnet.

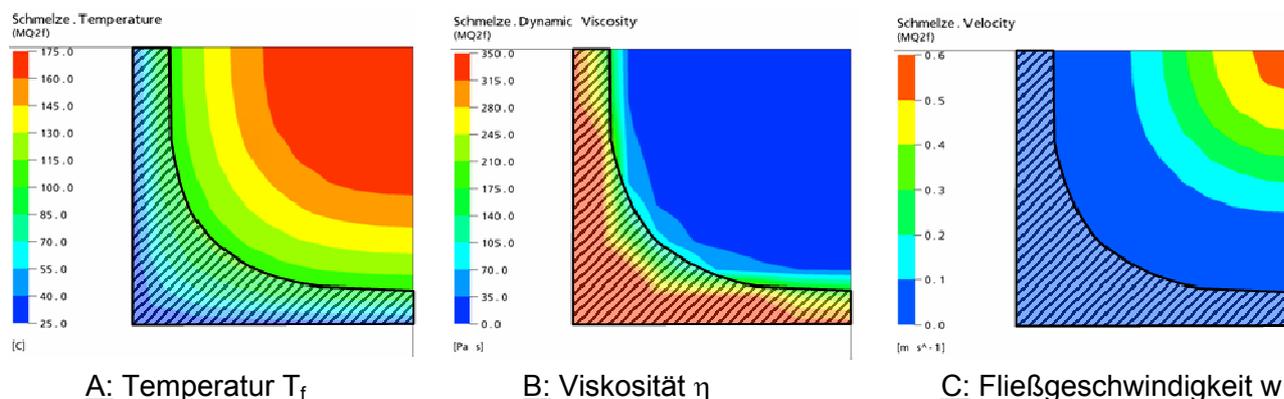
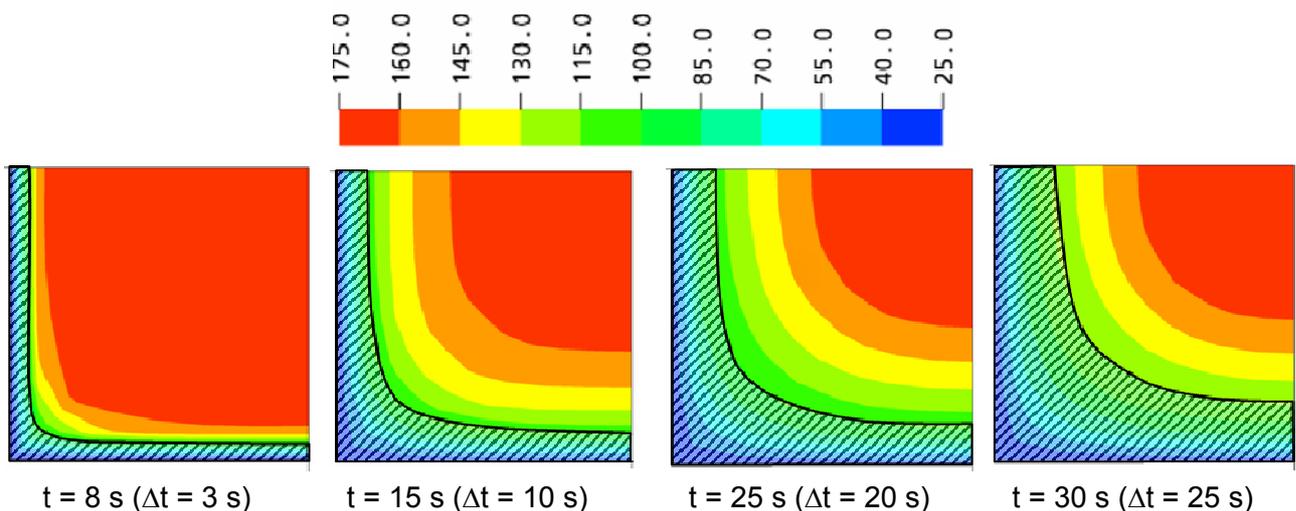


Bild 8.5: Temperatur-, Viskositäts- und Geschwindigkeitsverteilung Versuchsserie A, $z = 1,0\text{ m}$, $t = 25\text{ s}$ – erstarrte Randbereiche schraffiert hinterlegt

In [Bild 8.5C](#) ist die aus der Temperatur- und Viskositätsverteilung resultierende Geschwindigkeitsverteilung im Querschnitt dargestellt. An der blauen Einfärbung ist zu erkennen, dass auch in Bereichen, in denen die Erstarrungstemperatur noch nicht unterschritten ist, aufgrund der hohen Viskosität bereits eine Fließgeschwindigkeit kleiner als die Anfangsgeschwindigkeit $w_0 = 0,1 \text{ m/s}$ vorliegt. Zum Querschnittskern nimmt die Fließgeschwindigkeit bis auf einen Wert von $w = 0,6 \text{ m/s}$ zu – es bildet sich eine Kernströmung aus, in der die heiße Injektionsschmelze zur Injektionsfront transportiert wird. Die vorhandene Fließgeschwindigkeit liegt noch unter dem für die Wahl des Zeitschritts der Berechnung angesetzten Wert von $w_{\text{max}} = 1,0 \text{ m/s}$.

Durch Auswertung der Temperaturen der Schmelze zu unterschiedlichen Zeitpunkten wird das Anwachsen der erstarrenden Randschichten sichtbar, wie dies in der Bilderserie [Bild 8.6](#) dargestellt ist. Etwa $\Delta t = 3 \text{ s}$ nach Durchschreiten der Injektionsfront (Simulationszeit $t = 8 \text{ s}$) hat sich am Rand des Injektionskanals bereits eine erstarrte Randschicht gebildet, die in [Bild 8.6](#) schraffiert dargestellt ist.



[Bild 8.6](#): Temperaturverteilung $z = 1,0 \text{ m}$ hinter dem Kanalkopf zu unterschiedlichen Zeitpunkten – erstarrte Randschichten schraffiert

Im weiteren Verlauf der Injektion kühlt die Schmelze kontinuierlich aus: Die Bereiche, in denen die Erstarrungstemperatur unterschritten ist, nehmen zu – der zur Injektion zur Verfügung stehende Fließquerschnitt nimmt von außen nach innen ab. Durch Berechnungen mit längeren Simulationszeiten kann gezeigt werden, dass sich der Injektionsquerschnitt fortdauernd verjüngt, bis an einer beliebigen Stelle in z -Richtung des Injektionskanals die Schmelze vollkommen erstarrt ist und kein Injektionsgut mehr gefördert werden kann. Der Effekt der Verjüngung lässt sich in [Bild 8.7](#) gut erkennen: Hier ist die Temperaturverteilung in den Symmetrieebenen des Injektionskanals zum Zeitpunkt $t = 60 \text{ s}$ dargestellt. Die Maximaltemperaturen (rote Einfärbung) treten um die Symmetrieachse herum auf. Längs des Injektionsweges werden diese Bereiche immer kleiner, während die Volumina, in denen das Injektionsmittel bereits erstarrt ist (grüne Einfärbung), von außen nach innen anwachsen. Die Injektionsschmelze fließt in einem inneren Kernbereich zur Injektionsfront, wo sie den Kanal aus dem Inneren heraus auffüllt.

Somit kann durch die numerische Simulation gezeigt werden, dass die Schmelze nicht an der Injektionsfront erstarrt, sondern an einem beliebigen Punkt längs der Fließstrecke einfriert. Während der Injektionsversuche wurde öfters die zungenförmige Ausbildung der Injektionsfront und die entstehenden Hohlformen beobachtet (siehe Bilder 6.7 und 6.13), die auf denselben Effekt zurückgeführt worden sind.

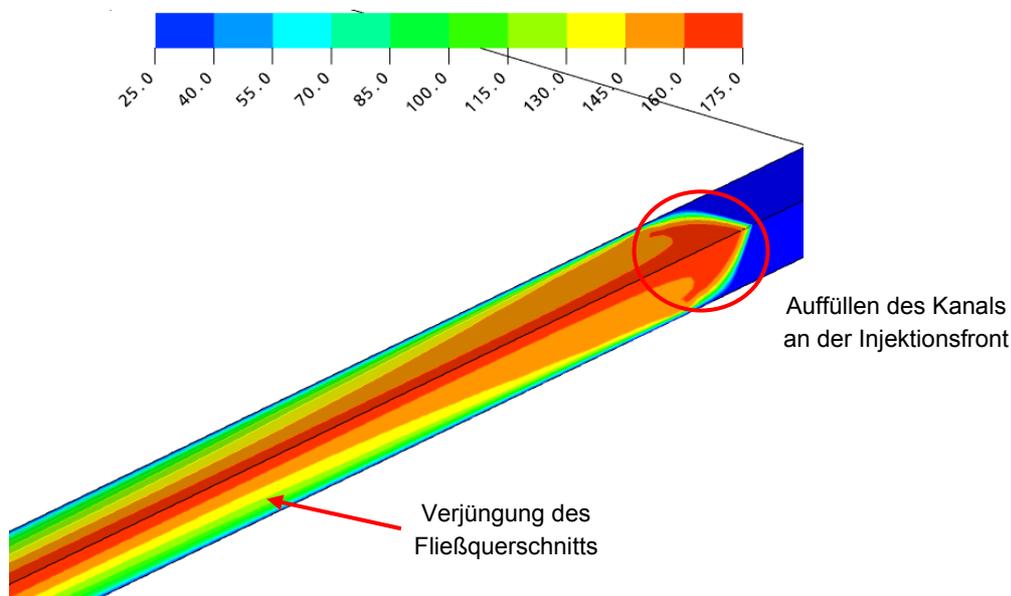


Bild 8.7: Temperaturverteilung an den Symmetrieflächen Zeitpunkt $t = 60$ s

Aus diesen Betrachtungen ergibt sich ebenso, dass zwischen Kanalwandung und Injektionsmittel keine Relativverschiebung auftritt, weil bereits kurz nach Auffüllen des Injektionskanals erstarrte Randschichten auftreten. Somit ist auch die in Kapitel 3 aufgestellte Hypothese zutreffend, dass zwischen Kanalwandung und Injektionsmittel Reibung nicht berücksichtigt werden muss. Die Rauigkeit des Injektionskanals hat demnach keinen Einfluss auf die strömungsmechanischen Aspekte des Injektionsvorgangs.

Im Rahmen der analytischen Berechnung wurde die Entwicklung des Injektionsdrucks über die Injektionszeit rechnerisch ermittelt und mit den Messdaten verglichen. Eine identische Auswertung erfolgt auch für die numerische Simulation. Die Form des überproportionalen Druckanstieges mit der Injektionszeit wird im Rahmen der numerischen Simulation sehr gut wider gespiegelt. Die Simulationsergebnisse liegen geringfügig über den Messergebnissen – die Abweichung liegt unter 5 %. In Kapitel 8.5 wird detailliert auf die Beziehung zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit für alle durchgeführten Injektionsversuche eingegangen. In Anhang 15 sind die Mess- und Berechnungsergebnisse grafisch gegenübergestellt.

Die Auswertung der Kalibrierungsberechnungen und der Vergleich mit den Messwerten der Injektionsversuche zeigen, dass mit dem numerischen Modell der Injektionsvorgang in guter Näherung abgebildet werden kann. Obwohl in den Randbereichen des Injektionskanals die Lösung der Volumenanteile von Luft und Kunststoff nicht richtig ermittelt werden kann, werden aufgrund des verwendeten homogenen Strömungsfeldes für die einzelnen Phasen die Wärmetransport- und Strömungsvorgänge richtig abgebildet.

8.4 Variation der Werkstoffparameter der Schmelze

Im Rahmen der analytischen Berechnung konnte ausschließlich die Temperaturabhängigkeit der Viskosität, wie sie im Stoffmodell 1 in Kapitel 8.2 beschrieben ist, berücksichtigt werden. Im Folgenden werden Vergleichsberechnungen mit den erweiterten Stoffmodellen erläutert, um den Einfluss der bisher nicht berücksichtigten Stoffeigenschaften des Injektionsmittels zu klären. Die Vergleichsberechnungen werden wiederum für die Versuchsserie A durchgeführt.

Für einen Punkt 2,0 mm vom Querschnittsrand entfernt und $z = 1,0$ m hinter dem Kanaleinlass sind in Bild 8.8 die Temperatur der Schmelze (gestrichelt), die Scherrate (strichpunktiert) und die daraus resultierende Viskosität (durchgezogene Kurven) über die Injektionszeit für die einzelnen Stoffmodelle dargestellt.

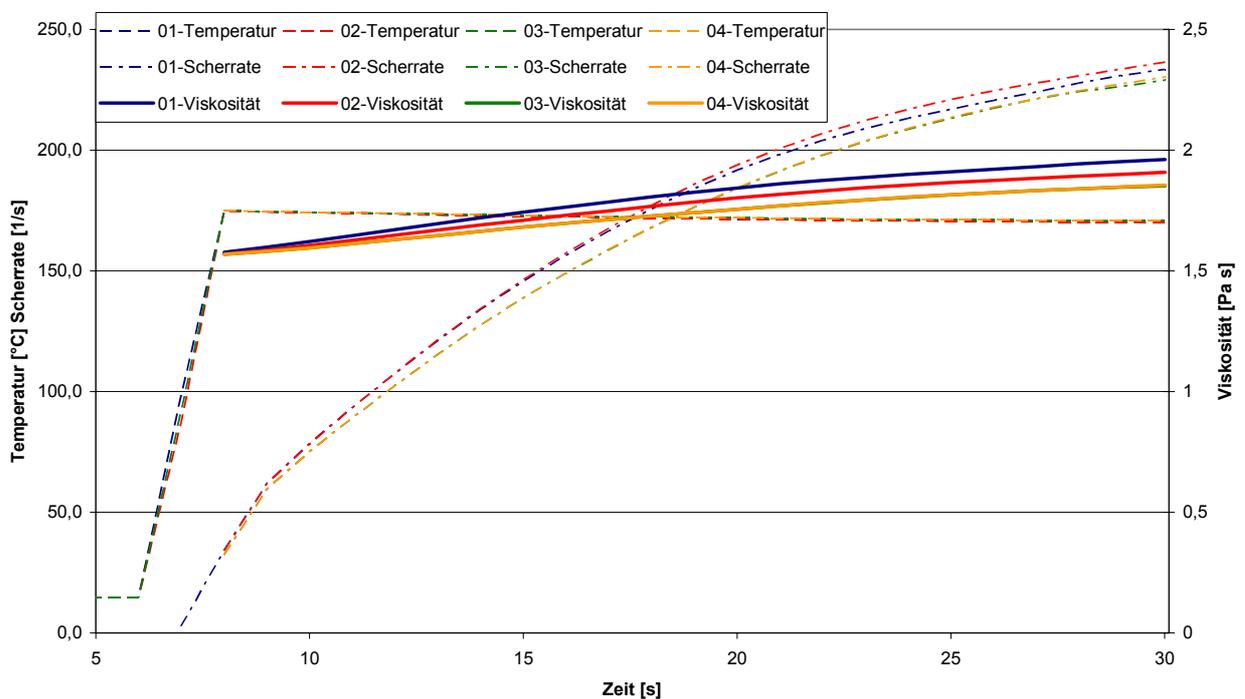


Bild 8.8: Vergleich der Stoffmodelle 1 bis 4: Schmelzetemperatur, Scherrate und Viskosität, $z = 1,0$ m

Nach Durchschreiten der Injektionsfront weichen die Temperaturen der Schmelze (gestrichelte Kurven) je nach Wahl des Stoffmodells geringfügig voneinander ab, was mit kleinen Differenzen in der Fließgeschwindigkeit der Schmelze zu erklären ist. Die Injektionsfront erreicht die untersuchte Stelle je nach Stoffmodell etwas zeitversetzt. Im weiteren Verlauf sind zwischen dem Stoffmodell 1 und 2 (mit Berücksichtigung der Strukturviskosität) keine Abweichungen der Schmelzetemperaturen feststellbar. Nach den Stoffmodellen 3 und 4, die die Temperaturabhängigkeit von Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit des Injektionsmittels berücksichtigen, ergeben sich um $\Delta\vartheta \approx 1,5$ K höhere Schmelzetemperaturen.

Die Scherrate (strichpunktierte Kurven in Bild 8.8) ist nach Stoffmodell 2 (mit Strukturviskosität) etwas höher als bei Stoffmodell 1. Für die Stoffmodelle 3 und 4 ergeben sich identische Scherraten, die geringer sind als für Stoffmodell 1. In allen vier Fällen belaufen sich die Scherraten auf

$\dot{\gamma} \leq 250 \text{ 1/s}$, so dass nach den in Abschnitt 5.5 vorgestellten Werkstoffkennwerten des verwendeten Thermoplasts nur ein untergeordneter Einfluss auf die Viskosität (durchgezogene Kurven) zu erwarten ist. Diese ist für das Stoffmodell 1 am höchsten und nimmt für die anderen Stoffmodelle ab. Die Viskositäten nach Stoffmodell 2 sind geringfügig höher als die für die Stoffmodelle 3 und 4, zwischen denen keine Abweichung festgestellt werden kann. Die maximale Differenz zwischen den ermittelten Viskositäten beläuft sich auf $\Delta\eta < 0,2 \text{ Pa}\cdot\text{s}$.

In Bild 8.9 sind der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität über die Zeit an der Stelle $z = 1,0 \text{ m}$ hinter dem Kanalkopf aufgetragen. Die Wärmeleitfähigkeit der Stoffmodelle 1 und 2 hat den konstanten, mittleren Wert von $\lambda = 0,21 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ (blaue, gestrichelte Gerade). Für die Stoffmodelle 3 und 4 (grüne, gestrichelte Kurve) liegt die Wärmeleitfähigkeit unter dem mittleren Wert und nimmt mit der Zeit um ca. 5 % ab, da die Schmelze kontinuierlich auskühlt.

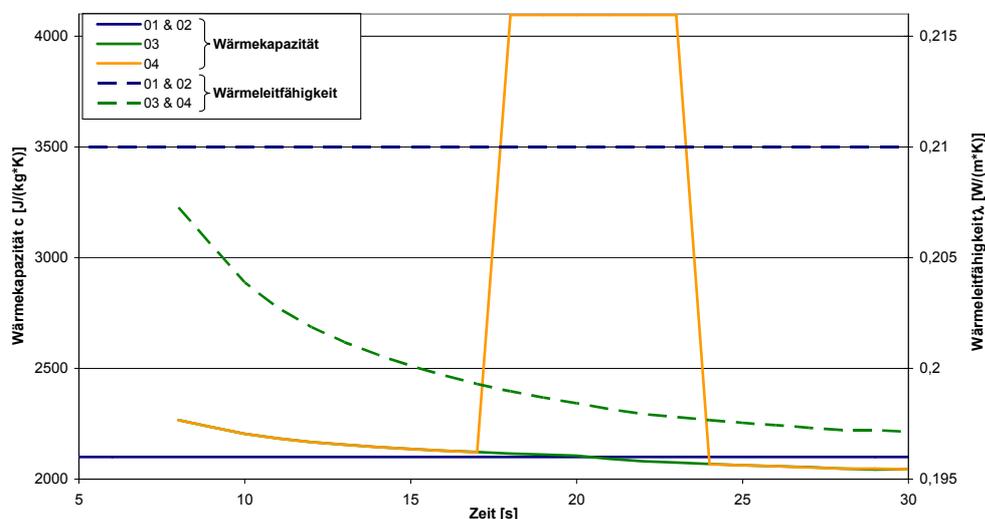


Bild 8.9: Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität für die einzelnen Stoffmodelle, $z = 1,0 \text{ m}$

Die Wärmekapazität nach Stoffmodell 3 (grüne, durchgezogene Kurve) bewegt sich um den mittleren Wert der Stoffmodelle 1 und 2 (blaue, durchgezogene Gerade) und fällt ebenso mit der Zeit um ca. 10 % ab, da die Schmelze auskühlt. In Stoffmodell 4 wird die Erstarrungsenthalpie über eine Erhöhung der Wärmekapazität im Temperaturbereich des Phasenwechsels berücksichtigt. In Bild 8.9 ist an der orangefarbene, durchgezogene Kurve deutlich zu erkennen, wie sich die Schmelze zwischen dem Zeitpunkt $t = 18 \text{ s}$ bis $t = 23 \text{ s}$ in der Erstarrung befindet und die Wärmekapazität erhöht ist. Vor und nach der Erstarrung ist die Wärmekapazität identisch zu der des Stoffmodells 3.

Aus Bild 8.9 ist zu erkennen, dass aus der Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit von Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit des Injektionsmittels geringere Abweichungen zum Mittelwert resultieren, was zu einem insgesamt leicht erhöhten Temperaturniveau führt. Hieraus resultieren die geringeren Viskositäten (Bild 8.8) der Stoffmodelle 3 und 4. Die Berücksichtigung der Erstarrungsenthalpie wirkt sich aber auf die Viskositätsverteilung nur in untergeordnetem Maße aus, da sich die Schmelze nur über einen kurzen Zeitraum im Erstarrungsbereich befindet und das Volumen der erstarrenden Schichten sehr klein ist, so dass es nicht zu einer signifikanten Erhöhung der gesamten, abzugebenden Wärmeenergie kommt.

Abschließend ist in Bild 8.10 der Verlauf des Injektionsdrucks über die Injektionszeit für die vier Stoffmodelle im Vergleich zu den Messergebnissen der Versuchsserie A dargestellt.

Der Druckanstieg nach dem Stoffmodell 2 (rot) liegt geringfügig unterhalb des Stoffmodells 1 (blau) – nach beiden Modellen wird der Druck im Vergleich zur Messung überschätzt. Für die Stoffmodelle 3 (grün) und 4 (orange) ergeben sich nahezu übereinstimmende Druckverläufe, die geringer sind als bei den einfacheren Stoffmodellen und die Messwerte etwas unterschreiten. Die Abweichungen zwischen den einzelnen Stoffmodellen liegen unter 5 %.

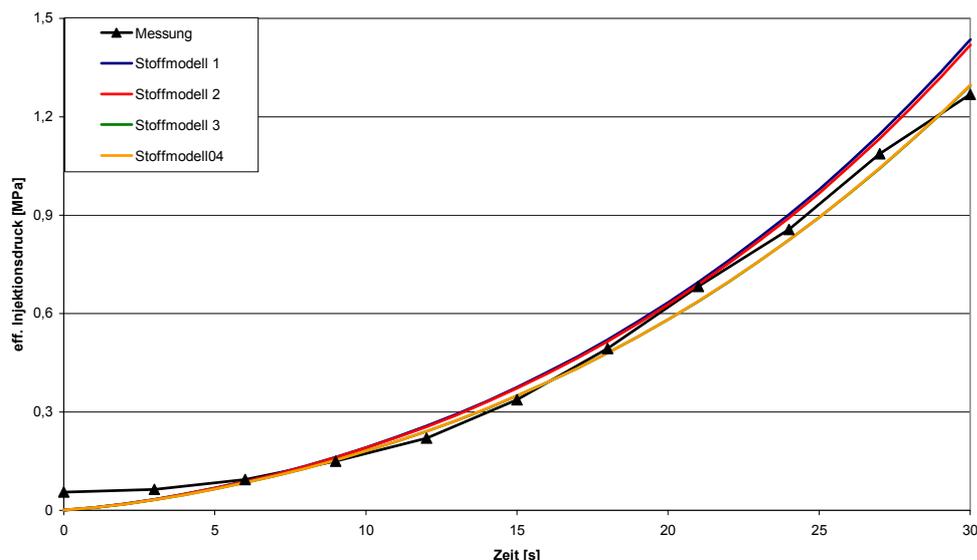


Bild 8.10: Vergleich des effektiven Injektionsdrucks für die vier Stoffmodelle und der Messung

Die Variationsberechnungen der Stoffmodelle zeigen, dass die Berücksichtigung der Strukturviskosität sowie der Temperaturabhängigkeit von Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität für das verwendete Injektionsmittel nur geringe Auswirkungen auf das Strömungsverhalten der Schmelze haben und als untergeordnet angesehen werden kann. Das für die analytische Berechnung verwendete Stoffmodell 1 ist demnach eine gute Näherung, mit der die effektiven Injektionsdrücke leicht überschätzt werden. Für die folgenden Variationsberechnungen wird das Stoffmodell 4 weiter verwendet.

8.5 Variation der Injektionsparameter

Die bisher vorgestellten Variationsberechnungen dienten dazu, das numerische Modell hinsichtlich der Berechnungsgitter, der Zeitschrittweiten und des Stoffmodells der Injektionsschmelze zu optimieren. Auf Basis dieser Ergebnisse wurden alle neun Versuchsserien, wie sie im Rahmen der Injektionsversuche durchgeführt worden sind, numerisch nachgerechnet. Als Grundlage dienen das in Kapitel 8.3.2 vorgestellte Berechnungsgitter mit den in Tabelle 8.1 zusammengestellten Zeitschrittweiten und dem Stoffmodell 4.

In Anhang 15 ist ein Vergleich der effektiven Injektionsdrücke nach Messung, analytischer Berechnung und numerischer Simulation für die jeweiligen Injektionstemperaturen und Verpressraten gegeben. Für die Verpressraten $\dot{V} = 0,6$ l/min und $\dot{V} = 0,4$ l/min ergibt sich für die Injektionstemperaturen $T_{f0} = 175$ °C und $T_{f0} = 200$ °C gute Übereinstimmungen zwischen den Mess- und Berechnungsergebnissen. Für Injektionszeiten von $t = 20$ s bis $t = 40$ s ergeben sich nach der numerischen Simulation jeweils ein etwas höherer Injektionsdruck als der gemessene. Bei größeren Injektionszeiten unterschreiten die Simulationsergebnisse die der analytischen Berechnung und stimmen dann besser mit den Messergebnissen überein als der nach der analytischen Berechnung ermittelte Injektionsdruck. Für die Injektionstemperatur $T_{f0} = 150$ °C, bei der sich die Ergebnisse zwischen analytischer Berechnung und Messung am stärksten unterscheiden, liegen die numerisch ermittelten Druckverläufe über denen der analytischen Berechnung. Bei niedriger Injektionstemperatur tritt der Effekt der Querschnittsreduktion aufgrund erstarrender Randschichten markanter in den Vordergrund, da das Temperaturniveau geringer ist und die Erstarrungstemperatur somit früher unterschritten wird. Dieser Aspekt konnte im Rahmen der analytischen Berechnungen nicht berücksichtigt werden, so dass sich geringere effektive Injektionsdrücke ergeben.

Für die Verpressrate $\dot{V} = 0,2$ l/min, für die leider keine vergleichbaren Messwerte vorliegen, unterschreiten die numerisch ermittelten Injektionsdrücke diejenigen der analytischen Berechnung zum Teil deutlich. Die voran gegangenen Betrachtungen zeigen, dass bei der analytischen Berechnung die effektiven Injektionsdrücke im Vergleich zu Messung tendenziell überschätzt werden. Da hier auch jeweils die numerisch simulierten Injektionsdrücke geringer sind als die des analytischen Berechnungsmodells, liegt die Annahme nahe, dass die Injektionsdrücke nach der numerischen Simulation eine realistischere Abbildung der Wirklichkeit darstellen. Denn im Rahmen der numerischen Simulation konnten – wie bereits erläutert wurde – die Injektionsrandbedingungen besser angepasst werden.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass für Injektionszeiten bis ca. 30 s eine gute Übereinstimmung zwischen dem analytischen Berechnungsmodell, der numerischen Simulation und den Messergebnissen erzielt wird. Bei längeren Injektionszeiten überschätzt das analytische Modell die Injektionsdrücke – bei der numerischen Simulation ergibt sich hier eine bessere Abbildung der gemessenen Drücke.

Im Rahmen der Messdatenzusammenfassung (Kapitel 6.4) wurden mittlere Temperaturkennkurven unabhängig von der Verpressrate aufgestellt. In Bild 8.11 ist ein Vergleich der Felstemperaturen im Abstand von 15 mm von der Kanalachse nach der numerischen Simulation für die jeweiligen Injektionsversuche mit einer Schmelzetemperatur von $T_{f0} = 175\text{ °C}$ dargestellt.

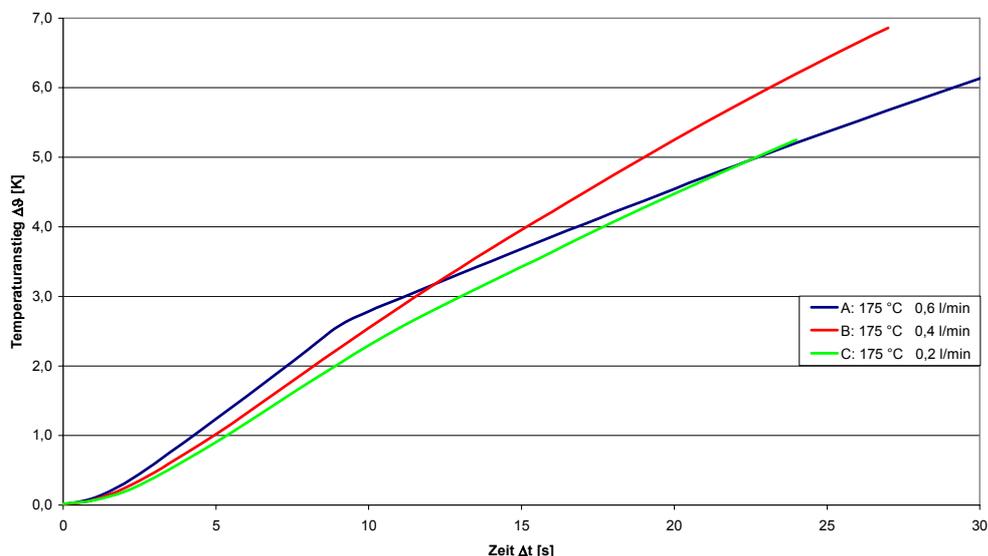


Bild 8.11: Vergleich der Temperaturen im Fels 15 mm von Kanalrand entfernt bei unterschiedlichen Verpressraten, $z = 0,25\text{ m}$

Für die Versuchsserien A (blau) und C (grün) ist kein signifikanter Einfluss der Verpressrate auf den Temperaturanstieg erkennbar. Der Temperaturanstieg bei der Versuchsserie B (rot) ist etwas größer als bei den anderen Versuchsserien, die Abweichung der errechneten Felstemperaturen beträgt $\Delta\theta \leq 1,5\text{ K}$. Die durch Variation der Verpressrate hervorgerufenen Temperaturdifferenzen nach der numerischen Simulation wären im Rahmen der durchgeführten Injektionsversuche aufgrund der Messungenauigkeit nicht ermittelbar gewesen. Die Abweichung zwischen den Ergebnissen der Simulationsberechnungen ist physikalisch nicht nachvollziehbar, so dass auch numerische Ungenauigkeiten bei der Berechnung der Felstemperaturen nicht ausgeschlossen werden können. Somit kann die im Rahmen der Aufbereitung der gemessenen Felstemperaturen durchgeführte Elimination des Einflusses der Verpressrate als zulässig und schlüssig für die angestrebte Modellgenauigkeit angesehen werden.

8.6 Anwendbarkeit numerischer Simulationsrechnungen für die Injektionspraxis

Die vorherigen Abschnitte haben gezeigt, dass mit leistungsfähigen CFD-Programmen die numerische Simulation von Injektionsströmungen gut möglich ist. Zur realitätsnahen Beschreibung der Strömungsvorgänge müssen allerdings aufwändige instationäre Mehrphasenströmungen modelliert werden, was einen erheblichen Rechenaufwand beansprucht.

Zur Berechnung von Grundwasserströmungen werden in der Ingenieurpraxis oft FEM-Programme verwendet. Der Boden wird hierbei in der Regel als poröser Feststoff mit einem definierten Durchlässigkeitsbeiwert gegenüber Wasser modelliert. Die Definition einer Durchlässigkeit gegenüber einem anderen strömenden Medium oder die Modellierung von Mehrphasenströmungen sind nur vereinzelt möglich. Somit eignen sich diese Programme nur bedingt zur Abbildung von Injektionsvorgängen. Bei der numerischen Simulation der Thermoplastinjektion müssen zusätzlich zur Strömungssimulation die Wärmetransportbedingungen zutreffend beschrieben werden, was mit den meisten kommerziellen Programmen zur Berechnung von Grundwasserströmungen nicht möglich ist. Somit müssen numerische Simulationen von Injektionsvorgängen derzeit mit flexiblen CFD-Codes erstellt werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen wurden mit einer einfachen Geometrie des Injektionskanals unter zweifacher Berücksichtigung der Symmetrie durchgeführt. Dennoch betrug die Rechenzeit bis zu 100 Stunden. Für die Injektionspraxis wäre aber mit deutlich komplexeren Geometrien zu rechnen, für die die Erstellung eines geeigneten Simulationsgitters bereits sehr aufwändig sein würde. Zusätzlich erfordern spezielle Berechnungen an derartigen Gittern eine erhebliche Rechenkapazität. Zudem ist für die numerische Modellierung einer Injektion in Böden stets die Frage zu klären, wie der Porenraum eines grobkörnigen Bodens sinnvoll in einem dreidimensionalen Modell abgebildet werden kann. Aus diesen Gründen erscheint es derzeit für die Baupraxis noch nicht möglich, in größerem Rahmen numerische Simulationsberechnungen zur gezielten Planung von Injektionsmaßnahmen durchzuführen.

Zur wissenschaftlichen Untersuchung von Injektionsströmungen eignet sich das vorgestellte numerische Modell jedoch sehr gut. Dieses kann reale Injektionsversuche zwar nicht ersetzen, dient aber dazu, Strömungsvorgänge im Detail näher zu analysieren. Vor allem hinsichtlich der Optimierung für die Thermoplastinjektion geeigneter Kunststoffe kann die numerische Simulation ein wichtiges Instrument sein, um die Wechselwirkung zwischen strömungsmechanischen und thermodynamischen Einflüssen untersuchen zu können. Aber auch zur vertieften Analyse von Injektionsvorgängen auf Basis von Zementsuspensionen eignen sich CFD-Berechnungen: In Kapitel 2 wurde erläutert, dass in den vergangenen Jahren einige wissenschaftliche Untersuchungen hinsichtlich der Filtrationsproblematik von Feinstbindemittel-Suspensionen angestrengt worden sind. Im Rahmen von numerischen Simulationen könnte auch der Transport von Partikeln untersucht werden, womit die Filtrationsproblematik auch numerisch analysierbar werden würde.

9 Wertung der Ergebnisse, praktische Anwendung und Ausblick

9.1 Ergebnisinterpretation und Wertung

Die Ergebnisse der durchgeführten Injektionsversuche sowie die nachlaufend erfolgten analytischen und numerischen Berechnungen des Injektionsvorgangs haben die in Abschnitt 3 aufgestellte Hypothese der Bildung erstarrender Randschichten bestätigt: Durch die Erstarrung des Kunststoffes an einer Berandung, das heißt, an einer Kluftwandung oder an einem Bodenpartikel, bildet sich ein eigenständiger Strömungsbereich. Im Gegensatz zu der für BINGHAM'sche Fluide bekannten Pfropfenströmung (siehe [Bild 2.5](#)) bildet sich bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen eine Kernströmung aus: Im Inneren eines von erstarrtem Kunststoff umgebenden Strömungsbereiches wird stets flüssige Schmelze an die Injektionsfront transportiert, wo sie die Kavität auffüllt und in den Randbereichen lokal erstarrt. Eine Relativverschiebung zwischen Boden oder Fels und Schmelze findet somit nicht statt. Da die erstarrenden Randschichten im Laufe der Injektionsdauer von außen nach innen zuwachsen, verjüngt sich der Strömungsbereich kontinuierlich. Dies hat eine stetige Erhöhung der Fließgeschwindigkeit der Schmelze zur Folge, was wiederum den Wärmeabgabeprozess in den umgebenden Boden oder Fels beeinflusst. Durch die Geschwindigkeitszunahme erhöht sich auch die Scherung des Injektionsmittels, so dass die Strukturviskosität der Schmelze mehr in den Vordergrund tritt. Für den bisher verwendeten Thermoplast kann dieser Effekt als untergeordnet eingestuft werden. Bei Verwendung anderer thermoplastischer Injektionsmaterialien muss aber gegebenenfalls eine Viskositätsabnahme bei höherer Scherung in Betracht gezogen werden.

Aufgrund der erstarrenden Randschichten hat sich die Injektions- bzw. die Erstarrungszeit des Kunststoffes als entscheidender Injektionsparameter herausgestellt. Bei fortschreitender Erstarrung des Injektionsmittels im Strömungsbereich steigt der Injektionsdruck überproportional an, so dass sehr schnell kritische Druckniveaus überschritten werden und eine Verdrängungsinjektion stattfinden kann. Dem Aspekt der Zeit als maßgebender Injektionsparameter wurde in der klassischen Injektionstechnologie bisher kaum Beachtung zuteil. Für die Injektion thermoplastischer Schmelzen müssen demnach modifizierte Injektionsstrategien verwendet werden, wie diese in Abschnitt 9.2 vorgestellt werden.

Wegen der hohen Viskosität und des starken Viskositätsanstiegs bei fallender Temperatur eignet sich der für die Injektionsversuche verwendete Thermoplast ausschließlich zur Injektion in Grobkiese und Klüfte. Eine Penetration von Böden mit kleineren äquivalenten Porendurchmessern (Sand-Kies-Gemische oder Sande) wäre nur bei Modifikation des Injektionsmaterials in Richtung zu geringeren Viskositäten möglich. Im Abschnitt 9.3 werden hierzu entsprechende Vorschläge vorgestellt.

Durch die Messung des Temperaturfeldes im umgebenden Gneis während der Injektionsversuche sowie durch die analytischen und numerischen Berechnungen konnte gezeigt werden, dass nur ein sehr begrenztes Gesteinsvolumen um den Injektionsbereich herum erwärmt wird. Die durch die

Injektion eingetragene Wärmeenergie (Gesamtenthalpie) wird wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit von Gesteinen schnell abgeleitet. Trotz der im Vergleich zu Kunststoffen geringeren Wärmekapazität der Gesteine stellt sich dann eine geringe, temporäre Temperaturerhöhung im umgebenden Gestein ein. Analytische Vergleichsberechnungen haben aber auch gezeigt, dass bei Injektion in Böden der Sättigungsgrad einen wesentlichen Einfluss auf die Wärmeleitungsvorgänge hat, da Wasser ein besserer Wärmeleiter und -speicher ist als Luft.

Die Versuchs- und Berechnungsergebnisse bestätigen die prinzipiellen Modellvorstellungen und die Wirkungsweise von Thermoplastinjektionen. Das Verfahren hat sich für den Zweck der Abdichtungsinjektion als praxistauglich, effizient und innovativ erwiesen. Um Injektionen in unterschiedliche Böden oder Felsstrukturen zu ermöglichen und um flexibel auf verschiedene Injektionsrandbedingungen reagieren zu können, sollten verschiedene Verfahrensmodifikationen vor allem hinsichtlich der zu verwendenden Injektionsmittel angestrebt werden.

9.2 Hinweise für die praktische Anwendung

Wie bereits dargestellt wurde, stellt die Injektionszeit in Zusammenhang mit den thermisch-rheologischen Eigenschaften des Injektionsthermoplasts einen entscheidenden Injektionsparameter dar und muss bei der praktischen Anwendung entsprechend berücksichtigt werden.

Als Injektionsstrategie bietet sich eine Modifikation des in Abschnitt 2.2 vorgestellten GIN-Verfahrens von LOMBARDI an: Während bei der Injektion von herkömmlichen Zementsuspensionen das Produkt aus Druck und injiziertem Volumen als konstanter Injektionsgrenzwert angesetzt wird, muss bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen das Produkt aus effektivem Injektionsdruck und Injektionszeit verwendet werden. In Abhängigkeit der thermisch-rheologischen Eigenschaften des Injektionsmittels und der Eigenschaften des umgebenden Bodens kann die Injektionsdauer variieren, in der eine Eindringinjektion möglich ist und sich großflächig noch keine erstarrten Randschichten gebildet haben. Bei Ansatz eines modifizierten GIN-Grenzwertes wird der besonderen Bedeutung der Injektionszeit als Einflussgröße des Injektionsvorganges Rechnung getragen – über die für die jeweilige Injektion gewählte Verpressrate ist darin implizit auch das injizierte Volumen erfasst:

$$\text{GIN}_{\text{mod}} = p_{\text{eff}} \cdot t = \text{konst.} \quad (9.1)$$

In Anlehnung an LOMBARDI kann damit für eine drucksensible Injektionsweise ebenso eine Grenzkurve im Injektionsdiagramm dargestellt werden, siehe [Bild 9.1](#). Der modifizierte GIN-Grenzwert muss individuell für jede Baumaßnahme in Abhängigkeit des Überlagerungsdrucks an der Injektionsstelle, den thermischen Eigenschaften des anstehenden Bodens oder Fels und des verwendeten Injektionsmittels sowie den gewählten Injektionsparametern festgelegt werden. Hierzu sind gegebenenfalls insitu-Injektionsversuche notwendig. Die maximale Injektionszeit ist erreicht, wenn das gesamte Injektionsmittel erstarrt ist. Nach einem Zeitpunkt t_1 , ab dem sich im injizierten Volumen großflächig erstarrte Randschichten ausgebildet haben und eine Penetration in den Poren- oder Kluftraum nicht mehr möglich ist, darf die Überlagerungsspannung nicht mehr überschritten werden, da sonst Verformungen an der Oberfläche auftreten können. Bei Injektionen hinter Baugrubenwände oder Böschungssicherungen aus Spritzbeton richtet sich der maximale

Injektionsdruck nach der Ausbausteifigkeit der Bauteile und kann unter der Überlagerungsspannung liegen.

Wird die Injektion über den Zeitpunkt t_1 hinaus verlängert, können Baugrundverformungen auftreten. Diese werden sich zunächst senkrecht zur kleineren Hauptspannung im Boden einstellen und führen dann zu einer Homogenisierung des Spannungszustandes im Boden. Erst bei weiterer Drucksteigerung kann es zu ungewünschten Baugrundverformungen an der Oberfläche kommen.

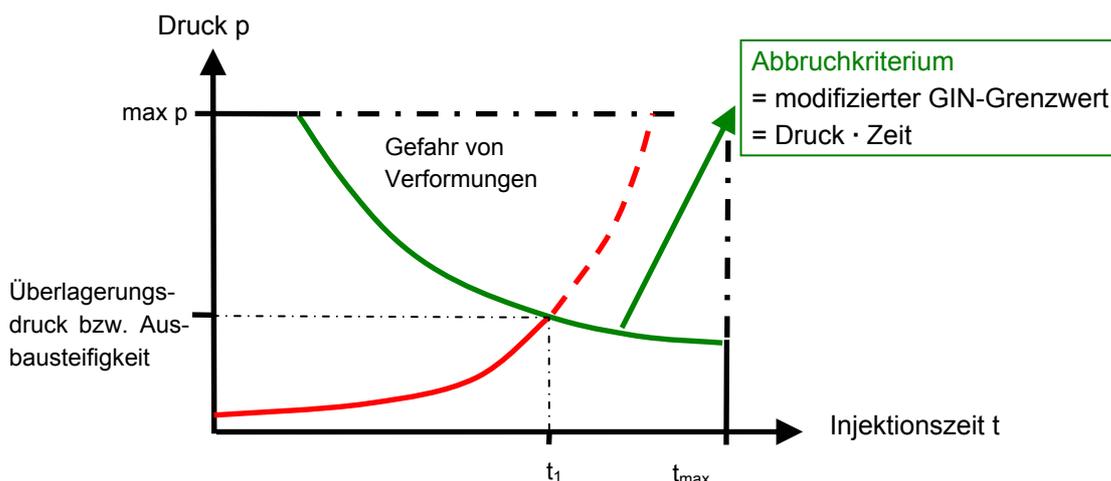


Bild 9.1: für Thermoplastinjektionen modifiziertes GIN-Prinzip

Derzeit wird die Injektion thermoplastischer Schmelzen überwiegend für Abdichtungsinjektionen im Bereich von Undichtigkeitsstellen in Baugrubenumschließungswänden, Tunnelaußenschalen o. ä. angewendet. Hierbei ist es notwendig, den zuströmenden Grundwasserfluss möglichst schnell zu reduzieren, um rückschreitende Erosion zu verhindern. Zur Reduzierung der Durchlässigkeit einer Undichtigkeitsstelle sollte bei Verwendung der Thermoplastinjektion anfangs mit niedriger Temperatur und geringer Verpressrate injiziert werden. Hierdurch kann das Injektionsmittel gezielt im Schadstellenbereich eingebaut werden, da durch die rasche Auskühlung nur eine geringe Penetration erreicht wird. Bei entsprechend eingebauten Injektionslanzen können so bevorzugte Strömungswege lokal abgedichtet werden, so dass sich die Durchlässigkeit dort deutlich reduziert. Um im Folgenden auch ein größeres Bodenvolumen um die Undichtigkeitsstelle herum abdichten zu können, sollte bei den weiteren Injektionen mit einer hohen Injektionstemperatur und hoher Verpressrate gearbeitet werden, um so die Penetrationswege der Schmelze zu verlängern. Für dieses gestaffelte Vorgehen sind mehrfach verwendbare Injektionslanzen notwendig, wie sie im Folgenden noch vorgestellt werden.

Bei Verwendung von wasserunlöslichen, lebensmittelechten Kunststoffen eignet sich die Thermoplastinjektion besonders zur Injektion in grundwassersensiblen Bereichen, zum Beispiel im Umfeld von Mineralwasservorkommen. Um diese Vorkommen beispielsweise im Zuge anderer Bautätigkeit vor Kontaminationen zu schützen, können mit geeigneten Kunststoffen Dichtschleier im Untergrund hergestellt werden. Deren Herstellung wird umso wirtschaftlicher, je weniger Injektionslanzen gesetzt werden müssen, das heißt, die Reichweite einer Injektion sollte möglichst groß sein. Für der-

artige Injektionsaufgaben ist dann die Injektion mit hohen Temperaturen und einer hohen Verpressrate sinnvoll.

Durch die differenzierte Wahl von Injektionstemperatur und Verpressrate ist es möglich, die Reichweite der Injektion aktiv zu steuern. Dies ist in dieser Form nur bei der Injektion thermoplastischer Schmelzen möglich und als entscheidender Vorteil gegenüber anderen Injektionsmitteln anzusehen.

Die in Kapitel 6.6 vorgestellten Injektionsversuche zur Untersuchung des Ausbreitungsverhaltens im Boden haben deutlich gemacht, dass die derzeit verwendeten einfachen Injektionslanzen unzureichend sind. Da bisher lediglich unisolierte Stahlrohre in den Boden eingetrieben wurden, entstand im Untergrund ein bevorzugter Strömungsweg der Schmelze längs der Außenwandung des heißen Injektionsrohres. Da die Injektionslanzen in der Regel durch Betonteile (Schachtringe, Bohrpfahlwände o. ä.) oder durch eine mit Spritzbeton versiegelte Böschung oder Ortsbrust eingebracht werden, fließt die Schmelze bei Verwendung unisolierter Injektionslanzen bevorzugt an den Injektionslanzen in Richtung zum Betonteil zurück. Somit wird vorwiegend der Spalt zwischen Boden und dem angrenzenden Bauteil verpresst; eine Penetration der Schmelze in den Porenraum findet nur vermindert statt. Um dies zu verhindern, sollten die Injektionslanzen thermisch isoliert werden, damit der Strömungsweg längs der heißen Injektionslanze unterbunden wird und ein Eintreten der Schmelze in den Poren- oder Klufttraum sichergestellt ist. Eine mögliche Konstruktion derartiger Lanzen ist folgendermaßen denkbar: Zwischen Kopf der Injektionslanze und Beginn der Penetrationsstrecke wird die Lanze als Vollrohr ausgeführt und mit einer Isolierungsschicht z.B. aus Schaumstoff umgeben. Zum Schutz der Isolierungsschicht wird ein Schutzrohr aus Hartkunststoff oder Stahl übergezogen – der Ringraum zwischen Isolierung und Schutzrohr kann beispielsweise mit handelsüblichem Bauschaum ausgefüllt werden, damit die einzelnen Elemente kraftschlüssig miteinander verbunden werden. Am Beginn der Penetrationsstrecke endet die thermische Isolierung und das Injektionsvollrohr wird als Schlitzfilterrohr weitergeführt. Das Injektionsmittel wird damit ausreichend temperiert bis an die Stelle der geplanten Penetration gefördert und kann dort flächig in den Porenraum des Bodens eintreten.

Bei Verwendung derartiger Injektionslanzen ist es zudem möglich, auf das innere Injektionsrohr (Vollrohr und Schlitzfilterrohr) eine elektrische Heizwendel zu applizieren. Hiermit könnte das im Rohr erstarrte Injektionsmittel wieder aufgeschmolzen werden und die Injektionslanzen könnten mehrfach beschickt werden.

Erfolgt die mehrfachen Beschickungen einer Lanze in einem ausreichenden zeitlichen Abstand zueinander, wäre der injizierte Kunststoff im Boden bereits ausgehärtet. Bei erneutem Erhitzen der Lanze und anschließender Injektion würden sich neue Strömungswege für das Injektionsmittel öffnen und es könnte von einer Lanze aus ein größeres Bodenvolumen verpresst werden.

Die Injektionsversuche und Baustellenanwendungen verdeutlichten die derzeitigen Mängel an der messtechnischen Aufzeichnung der Verfahrensparameter: Injektionsdruck und Injektionsrate sollten zukünftig unmittelbar am Kopf der Injektionslanze gemessen werden, da sich aufgrund der radialen Dehnung des Injektionsschlauches nicht bezifferbare Druck- und Durchflussänderungen ergeben. Nur bei Aufzeichnung der genannten Parameter unmittelbar an der Injektionslanze können Abbruchkriterien der Injektion sinnvoll angewendet werden.

9.3 Ausblick

Die im Rahmen dieser Arbeit angestellten Untersuchungen haben die Tauglichkeit des Prinzips der Thermoplastinjektion für die Abdichtung von Fest- und Lockergestein gezeigt. Als wesentlich für die Wirksamkeit und Effizienz der Injektion haben sich die thermischen und rheologischen Eigenschaften des Injektionsmittels herausgestellt. Der zurzeit verwendete Thermoplast auf Polyamid-Basis muss für die Injektion in Lockergesteine wegen der hohen Viskosität als nur begrenzt einsetzbar angesehen werden. Um dem Verfahren eine größere Anwendungsbreite zu verschaffen, sollten zukünftig weitere Injektionsmittel etabliert werden. Hierbei wäre es denkbar, dass für unterschiedliche Anwendungsfälle verschiedene Injektionsmittel zur Verfügung stehen. Hinsichtlich der Materialmodifikationen sind folgende Aspekte zu beachten:

- Viskosität der Schmelze: Die Viskosität der Schmelze sollte im Bereich üblicher Injektionstemperaturen deutlich unter der des derzeit verwendeten Thermoplasts liegen. Bei einer geringeren Viskosität der Schmelze könnten dann auch geringere äquivalente Porendurchmesser injiziert werden. Das heißt, die Anwendungsgrenzen des Verfahrens könnten in Richtung der Penetrationsmöglichkeiten von Wasserglas- oder Kunstharzsystemen gemäß Bild 2.1 verschoben werden. Bei einer geringeren Injektionsviskosität würden sich auch die erzielbaren Injektionsreichweiten erhöhen.
- Viskositätsentwicklung: Bei dem bisher verwendeten Thermoplast steigt die Viskosität bei fallender Temperatur stetig an. Diese Eigenschaft begünstigt den überproportionalen Druckanstieg, da die Schmelze auch bei Temperaturen oberhalb des Erstarrungspunktes schnell zähflüssig wird. Dies ist bei Abdichtungsinjektionen gegen stark strömendes Wasser günstig, da somit ein Abfließen der Schmelze in den Boden verhindert und das Injektionsmittel gezielt lokal eingebracht werden kann. Für die Herstellung von Injektionsschleiern, bei denen eine große Injektionsreichweite erzielt werden soll, ist ein derartiges Viskositätsverhalten eher negativ zu bewerten. Hier wären Materialien vorstellbar, die über einen vergleichsweise großen Temperaturbereich eine konstante Viskosität aufweisen und dann schlagartig erhärten (z.B. analog zum Verhalten von Kerzenwachs). Damit verbliebe die Schmelze auch bei abnehmender Temperatur länger fließfähig und die erstarrenden Randschichten würden langsamer in den Fließquerschnitt hinein wachsen.
- Wärmekapazität: Die Wärmekapazität der Schmelze bringt den Anteil an Enthalpie zum Ausdruck, der beim Erstarrungsvorgang in die Umgebung abgeführt werden muss. Thermoplaste mit hoher Wärmekapazität kühlen langsamer aus, da mehr Wärmeenergie abgegeben wird. Eine verlangsamte Temperaturabnahme der Schmelze würde sich wiederum günstig auf die Fließigenschaften des Materials auswirken, da die zur Injektion zur Verfügung stehende Zeit verlängert werden würde. Bei Verwendung von Materialien mit höherer Wärmekapazität müsste allerdings beachtet werden, dass während des Aufschmelzens des Rohmaterials dem Kunststoff auch mehr Energie zugeführt werden müsste.

Der bisher verwendete Injektionskunststoff ist auf Polyamid-Basis hergestellt. Polyamid ist ein vergleichsweise teurer und sehr hochwertiger Kunststoff, der z.B. für die Herstellung von sehr zugfesten und gleichzeitig elastischen Produkten (z. B. Kletterseile, Textilien) verwendet wird. Diese Eigenschaften sind für die Thermoplastinjektion nicht zwingend notwendig, so dass auch andere thermoplastische Kunststoffe als Ausgangsmaterial verwendet werden könnten. Ebenso wäre es

denkbar, aufbereitete Um- und Endverpackungen wie z. B. PET-Getränkeflaschen o. ä. als Injektionsmittel zu verwenden. Durch den Recycling-Vorgang werden die Polymerketten zwar geschädigt und die Homogenität der maßgebenden technischen Eigenschaften ist nicht mehr in dem Maße sichergestellt, wie dies für einen neuwertigen Kunststoff in der Produktion gewährleistet werden kann. Es wäre aber zu prüfen, inwieweit sich chargenabhängige Schwankungen der Eigenschaften des Injektionskunststoffes negativ auf den Injektionsvorgang auswirken würden. Bei Verwendung von Recyclingmaterialien könnten die derzeit noch hohen Kosten für das Injektionsmittel deutlich gesenkt werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen ergeben, dass sich die größten Verfahrensverbesserungen durch eine Modifikation der zu verwendenden Kunststoffe einstellen werden. Die Anpassung des Injektionsmittels bleibt allerdings erfahrenen Kunststofftechnologern vorbehalten und konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht detailliert aufgearbeitet werden.

Mit verbesserten Injektionskunststoffen könnte dann die Penetration in den Porenraum verschiedener Böden genauer untersucht werden. Durch gezielte Injektionsversuche könnten nicht nur die Anwendungsgrenzen des Verfahrens sondern auch das Ausbreitungs- und Abkühlverhalten der Schmelze im Porenraum untersucht werden. Des Weiteren sollte durch Injektionsversuche und numerische Simulationen die Wechselwirkung zwischen heißer Schmelze und Wasser differenzierter untersucht werden. Bei Kontakt von Schmelze und Wasser ist es denkbar, dass das Wasser schlagartig verdampft und sich zwischen den Flüssigkeiten ein Wasserdampfpolster ausbildet. Die Vorgänge einer derartigen Mehrphasenströmung sind weitgehend ungeklärt, können aber wesentlichen Einfluss auf das Fließverhalten des Injektionsmittels im Bereich der Injektionsfront haben. In dieser Hinsicht besteht weiterer Forschungsbedarf.

10 Zusammenfassung

Abdichtungsinjektionen gegen strömendes Wasser stellen stets eine Herausforderung an die Planenden und Ausführenden dar. Da aufgrund der verzögerten Erhärtung von Zementsuspensionen oder chemischen Injektionsmitteln eine Verdünnung des Injektionsguts oder ein Auswaschen von Zementpartikeln möglich ist, kann gegebenenfalls die Aushärtung des Injektionskörpers behindert oder unmöglich werden.

Ein neuartiges Injektionsverfahren arbeitet auf Basis einer thermoplastischen Schmelze, die heiß und flüssig in den Boden oder Fels injiziert wird. Hier kühlt der Kunststoff rasch aus, so dass eine auf einen rein physikalischen Wärmeabgabeprozess beruhende Verfestigung des Injektionsmittels eintritt. Somit kann mit dem Verfahren schnell und effizient gegen strömendes Grundwasser injiziert werden, da die Erhärtung des Injektionsmittels stets garantiert und ein gezielter Einbau des Injektionsmittels im Schadstellenbereich möglich ist.

In der vorliegenden Arbeit wurden die thermodynamischen und strömungsmechanischen Vorgänge während der Thermoplastinjektion untersucht. Hierzu wurden zuerst die theoretischen Grundlagen der Injektionstechnik, die wesentlichen Eigenschaften des mechanischen und rheologischen Verhaltens von Kunststoffen sowie relevante Aspekte aus der Thermodynamik zusammengestellt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurde eine Modellvorstellung des Injektionsvorganges entwickelt (siehe [Bild 3.1](#)): Bei Kontakt der heißen Schmelze mit dem umgebenden Boden oder Fels erstarrt der Kunststoff lokal, da wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit kristalliner Stoffe die eingetragene Wärme gut abgeleitet wird. Durch die erstarrten Randschichten wird die Penetration der Schmelze in den Porenraum behindert und es stellt sich eine Kernströmung im Inneren der Randschichten ein. Wegen der Wärmeabgabe erhöht sich die Viskosität der Schmelze, so dass zu einem Druckanstieg während der Injektion kommt.

Die Zunahme der Viskosität in Abhängigkeit der Zeit chemischer Injektionsmittel wurde bisher bei der strömungsmechanischen Beschreibung von Injektionsvorgängen berücksichtigt (MÜLLER-KIRCHENBAUER, 1968). Für die Thermoplastinjektion muss nun aber einerseits eine temperaturabhängige Viskositätsentwicklung und andererseits eine zeitabhängige, instationäre Wärmeübertragung in den Untergrund erfasst werden.

Zur Validierung der Modellvorstellung wurden Injektionsversuche in einen einzelnen Kluftkanal im Gneis ausgeführt. Der Injektionsvorgang wurde bewusst auf die Strömung in einem Kanal abstrahiert, um im Folgenden eindeutige geometrische Randbedingungen für eine analytische und numerische Berechnung des Injektionsvorgangs zu erhalten. Durch den vergleichsweise einfachen Versuchsaufbau war es möglich, das Temperaturfeld im Fels und im Injektionsmittel differenziert zu analysieren. Durch die Injektionsversuche konnte die Existenz erstarrter Randschichten messtechnisch belegt werden. Es wurde nachgewiesen, dass sich durch die eingetragene Wärmeenergie nur geringe Felsvolumina um den Injektionskanal herum temporär erwärmen. Die insgesamt eingetragene Enthalpie reicht nicht aus, um den Fels signifikant zu erwärmen. Die Rückanalyse der Temperaturmessdaten zeigte, dass das Temperaturfeld im Fels gut über den quasi-stationären Ansatz des konstanten Wärmestroms nach Gleichung (4.9) dargestellt werden kann.

Bei den Injektionsversuchen wurde zudem ein überproportionaler Anstieg des Injektionsdrucks über die Injektionszeit festgestellt, der von der Anwendung klassischer Injektionen in dieser Form nicht bekannt ist.

Ergänzende Versuche in ein verzweigtes Kanalsystem sowie in einen grobkörnigen Boden bestätigten diese Erkenntnisse. Die hier gewonnenen Messdaten erlauben allerdings nur eine phänomenologische Beschreibung des Injektionsvorgangs. Bei verschiedenen erfolgreichen Baustellenanwendungen wurde das Injektionsverfahren hinsichtlich der Anlagentechnik, einer effizienten Arbeitsweise und möglicher Injektionsstrategien weiterentwickelt.

Auf Basis der theoretischen Erkenntnisse und der Messergebnisse der Injektionsversuche wurde ein vereinfachtes, analytisches Rechenmodell aufgestellt, mit dem die grundlegende Beziehung zwischen Injektionsdruck und Injektionszeit abgebildet werden kann. Trotz verschiedener Vereinfachungen im Rechenmodell (quasi-stationäre Betrachtung, Berücksichtigung konvektiver Anteile, Modellierung des Stoffverhaltens) ergab sich eine zufrieden stellende Übereinstimmung mit den Temperatur- und Druckmessungen der Injektionsversuche. Anhand des analytischen Modells wurde der wesentliche Einfluss der Injektionszeit bzw. der Erstarrungszeit des Kunststoffes auf den Injektionsvorgang deutlich. Durch die analytische Berechnung konnte ebenso der Einfluss verschiedener Parameter auf den Injektionsverlauf untersucht werden: Bei Injektion in Klüfte spielt das Verhältnis zwischen Querschnittsfläche der Kluft zu benetztem Umfang eine wesentliche Rolle, da sich bei einem ungünstigen Verhältnis in ausgedehnten Bereichen erstarrte Randschichten ausbilden, was zu einem rapiden Druckanstieg führen kann. Durch Modifikation der thermischen und rheologischen Eigenschaften des Injektionsmittels kann der Injektionsvorgang aktiv beeinflusst werden. Die Injektion kann aber vor allem sehr gut über eine Variation von Injektionstemperatur und Verpressrate gesteuert werden, was mit anderen Injektionsmitteln in dieser Form nicht möglich ist und eine innovative Neuerung der Injektionstechnologie darstellt.

Das aufgestellte analytische Rechenmodell eignet sich gut, um den Injektionsverlauf und die Auswirkung von Verfahrensmodifikationen für einfache Randbedingungen abzuschätzen.

Ergänzend wurden die Injektionsversuche in einem dreidimensionalen Finite-Volumen-Modell numerisch simuliert. Einerseits wurden damit die thermodynamisch-strömungsmechanischen Wechselwirkungen differenzierter analysiert, andererseits wurden die Auswirkungen der im Rahmen des analytischen Berechnungsmodells angestellten Vereinfachungen aufgezeigt.

Anhand der Simulationsergebnisse kann die Bildung erstarrender Randschichten deutlich gezeigt werden. Die Strömung der Schmelze findet im Inneren der Randschichten statt. Es bildet sich eine Kernströmung aus, durch die heiße Schmelze an die Injektionsfront transportiert wird und dort die Kavität auffüllt (siehe [Bild 8.7](#)). Die erstarrten Randschichten wachsen im Laufe der Injektionszeit von außen nach innen zu, so dass sich der zur Verfügung stehende Injektionsquerschnitt verringert und gleichzeitig die Fließgeschwindigkeit im verbleibenden Kernquerschnitt ansteigt. Die Injektion kommt zum Stillstand, wenn sich die Randschichten an einem nicht näher festzulegenden Ort längs des Fließweges vollständig geschlossen haben. Durch die Querschnittsreduktion einerseits und die Viskositätssteigerung der Schmelze andererseits lässt sich der überproportionale Anstieg des Injektionsdrucks mit der Injektionszeit erklären und wird durch die Simulation guter Näherung zu den Messergebnissen abgebildet.

Anhand der numerischen Simulation der Injektion ergibt sich ein differenziertes Bild der thermodynamischen und strömungsmechanischen Vorgänge. Es zeigt sich, dass die im analytischen Be-

rechnungsmodell angestellten Vereinfachungen hinsichtlich des Stoffverhaltens des Injektionsmittels für die Eigenschaften des im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Thermoplasts einen untergeordneten Einfluss auf das Berechnungsergebnis haben. Durch die Vereinfachungen bei den thermodynamisch-strömungsmechanischen Wechselwirkungen werden mit dem analytischen Berechnungsmodell die sich einstellenden Injektionsdrücke geringfügig überschätzt.

Die Klärung der physikalischen Vorgänge während der Injektion hat Auswirkungen auf die Injektionspraxis: Durch die erstarrenden Randschichten kann eine volumetrische Penetration der Schmelze behindert werden, so dass bei erhöhten Injektionsdruck die Gefahr von Baugrundverformungen besteht. Dem wesentlichen Einfluss der Erstarrungszeit des Kunststoffes muss während der Injektion Rechnung getragen werden, indem sowohl Injektionsdruck als auch Injektionszeit als Abbruchkriterien für die Injektion erfasst werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen haben die wesentlichen thermodynamischen und strömungsmechanischen Zusammenhänge während der Injektion aufgezeigt und ein grundsätzliches, physikalisches Verständnis des Injektionsvorgangs befördert. Das Verfahren der Thermoplastinjektion hat sich als praxistaugliche, effiziente Injektionstechnologie bestätigt und konnte in Bereichen der praktischen Anwendung weiterentwickelt werden. Die Einsatzbereiche des Verfahrens können erweitert werden, wenn weitere Injektionsmittel etabliert werden, die sich durch modifizierte rheologische und thermische Eigenschaften und geringere Materialkosten auszeichnen. Dann ist es denkbar, dass sich die Thermoplastinjektion vom derzeitigen Stand einer Sonderanwendung zukünftig hin zu einem gängigen Verfahren der Spezialtiefbaupraxis entwickelt.

Von wissenschaftlicher Seite bedarf es zusätzlicher Untersuchungen zum Strömungs- und Auskühlverhalten der Schmelze in Böden und mit Wassergegenströmung. Außerdem sollte die in Abhängigkeit von Spannungszustand und Injektionszeit zunehmende verdrängende Wirkung der Injektion dezidiert aufgearbeitet werden.

Literaturverzeichnis

- ADAM (2002) Adam, D. / Markiewicz, R.: Nutzung der geothermischen Energie mittels erdberührter Bauwerke - Teile 1-3. In: Österreichische Ingenieur- und Architekten Zeitschrift 147 (2002), Heft 4-6 und 148 (2003) Heft 1, 2003
- ANDERSLAND / ANDERSON (1978) Andersland, O. / Anderson, D.: Geotechnical engineering for cold regions. New York: McGraw-Hill Book Company, 1978
- ANGERER (2004) Angerer, C.: Wärmetransport im Erdreich. unveröffentlichte Diplomarbeit, Lehrstuhl für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, 2004
- ANSYS (2005) Ansys CFX Release 10.0 Handbook. Canonsburg, PA, USA: Ansys Inc. 2005
- BAEHR / STEPHAN (2004) Baehr, H. D. / Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. Berlin: Springer-Verlag, 2004 (4. Aufl.)
- BEAR (1972) Bear, J.: Dynamics of fluids in porous media. New York: American Elsevier Publishing Company, inc., 1972
- BEAR / BACHMAT (1991) Bear, J. / Bachmat, J.: Introduction to modelling of transport phenomena in porous media. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1991 (4. Aufl.)
- BRANDL (2006) Brandl, H.: Energy foundations and other thermo-active ground structures. In: Géotechnique, Vol. 56 No. 2. London: Thomas Telford Ltd., 2006
- BRANTBERGER (2000) Brantberger, M. / Stille, H. / Eriksson, M.: Controlling grout spread in tunnel grouting - analyses and developments of the GIN-method. In: Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 15 No. 4. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., 2000
- BRAUNS (2001) Brauns, J. / Eiswirth, M. / Hötzl, H. / Kast, K. / Ohlenbusch, R.: Nachweis der Umweltverträglichkeit von Weichgelinjektionssohlen. In: Bautechnik 78 (2001), Heft 7. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 2001

- BRAUNS (2002) Brauns, J. / Lubert, M. / Santo, J. / Schuler, U. / Schulze, B.: Zum Ausbreitungsverhalten von Injektionsgütern. In: Beiträge zum 17. Christian Veder Kolloquium Injektionen in Boden und Fels. Gruppe Geotechnik Graz, Technische Universität Graz, Heft 13, 2002
- BREHM (1989) Brehm, D. R.: Entwicklung, Validierung und Anwendung eines dreidimensionalen, strömungsgekoppelten Finite-Differenzen Wärme-transportmodells. In: Giessener Geologische Schriften Nr. 43. Gießen: Lenz-Verlag, 1989
- BRONSTEIN (1995) Bronstein, I. / Semendjajew, K. / Musiol, G. / Mühlig, H.: Taschenbuch der Mathematik. Frankfurt am Main: Verlag Harri Deutsch, 1995 (2. Aufl.)
- BUSCH / LUCKNER (1993) Busch, K.-F. / Luckner, L. / Tiemer, K.: Geohydraulik. Berlin: Gebrüder Bornträger, 1993
- CAMBEFORT (1969) Cambefort, H. / Back, K. (dts. Bearb.): Bodeninjektionstechnik. Wiesbaden: Bauverlag GmbH, 1969
- CARSLAW / JAEGER (1959) Carslaw, H. S. / Jaeger, J. C.: Conduction of heat in solids. New York: Oxford University Press Inc., 1959 (2. Ed. Reprint 1997)
- CÔTÉ (2005A) Côté, J. / Konrad, J.-M.: Thermal conductivity of base-course materials. In: Canadian Geotechnical Journal Vol. 42 No. 1. Ottawa: National Research Council of Canada, 2005
- CÔTÉ (2005B) Côté, J. / Konrad, J.-M.: A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. In: Canadian Geotechnical Journal Vol. 42 No. 2. Ottawa: National Research Council of Canada, 2005
- DALMALM (2003) Dalmalm, T. / Stille, H.: Some aspects on time grout modelling. In: Grouting and Ground Treatment - Proceedings of the Third International Conference. Reston, Virginia, USA: American Society of Civil Engineers, 2003
- DALMALM (2004) Dalmalm, T.: Choice of grouting method for jointed hard rock based on sealing time predictions. Stockholm: Division of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology, 2004
- DE VRIES (1963) de Vries, D. A. / van Wijk, W. R. (Editor): Thermal properties of soils. In: Physics of Plant Environment. Amsterdam: North-Holland Publishing Company, 1963
- DEMIRCI (2004) Demirci, A. / Görgülü, K. / Durutürk, Y.S.: Thermal conductivity of rocks and its variation with uniaxial and triaxial stress. In: International Journal of Rock Mechanics and Mining Science Vol. 71 No. 7. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., 2004

- DONEL (1990) Donel, M.: Bodeninjektionstechnik. In: Studienunterlagen für das Fachgebiet Grundbau und Bodenmechanik der Universität Gesamthochschule Essen. Essen: Glückauf Verlag GmbH, 1990
- EBELING (1974) Ebeling, F.-W.: Extrudieren von Kunststoffen. Würzburg: Vogel Verlag, 1974
- EHRENSTEIN (1978) Ehrenstein, G. W.: Polymer-Werkstoffe. München: Hanser Verlag, 1978 (1. Aufl.)
- EHRENSTEIN (1999) Ehrenstein, G. W.: Polymer-Werkstoffe. München: Hanser Verlag, 1999 (2. Aufl.)
- EHRENSTEIN (2002) Ehrenstein, G. W.: Mit Kunststoffen konstruieren. München: Hanser Verlag, 2002 (2. Aufl.)
- ENNIGKEIT (2002) Ennigkeit, A.: Energiepfahlanlagen mit saisonalem Thermospeicher. Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der TU Darmstadt, Heft 60, 2002
- FAROUKI (1986) Farouki, O. T.: Thermal properties of soils. In: Series on Rock and Soil Mechanics, Vol. 11. Clausthal-Zellerfeld: Trans Tech Publications, 1986
- GIESEKUS (1994) Giesekus, H.: Phänomenologische Rheologie. Berlin: Springer-Verlag, 1994
- GRIGULL / SANDNER (1990) Grigull, U. / Sandner, H.: Wärmeleitung. Berlin: Springer-Verlag, 1990 (2. Aufl.)
- GUO (2005) Guo, R. / Martino, J. / Dixon, D.: Fully coupled thermohydraulic modelling of the sealing bulkheads and adjacent rock in a full-scale underground test. In: Canadian Geotechnics, Vol. 42 No. 4. Ottawa: National Research Council of Canada, 2005
- GUSTAFSON (2005) Gustafson, G. / Stille, H.: Stop criteria for cement grouting. In: Tunnelbau 3/2005. Essen: Glückauf Verlag GmbH, 2005
- GUSTAFSON (2006) Gustafson, G. / Claesson, J.: Steering parameters for rock grouting. In: Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., eingereicht 2006

- HAO (2002) Hao, Z. / Wang, Y. / Liu, B.: Reliability of grouting for stopping up water in rock masses. In: Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002
- HAUPTMÜLLER (2005) Hauptmüller, S.: Wärmeleitfähigkeit von Fels bei hohen Temperaturen. unveröffentlichte Diplomarbeit, Lehrstuhl für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, 2005
- HERING (1995) Hering, E. / Martin, R. / Stohrer, M.: Physik für Ingenieure. Düsseldorf: VDI - Verlag, 1995 (5. Aufl.)
- IDEL (1996) Idel, K.-H. / Smoltczyk, U. (Editor): Injektionsverfahren. In: Grundbautaschenbuch, 5. Auflage, Teil 2. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 1996
- INGERSOLL (1954) Ingersoll, L. R. / Zobel, O. J. / Ingersoll, A. C.: Heat conduction with engineering, geological and other applications. Madison, Wisconsin: University of Wisconsin Press, 1954
- IRNGARTINGER (2006a) Irngartinger, S. / Weber, K. / Vogt, N.: Sealing of rock and soil by grouting thermoplastic melts. In: Proceedings of 22nd ICOLD Conference. Barcelona: International Commission on Large Dams, 2006
- IRNGARTINGER (2006b) Irngartinger, S. / Weber, K. / Vogt, N.: Abdichtungsinjektionen mit thermoplastischen Schmelzen. In: Beiträge zum 5. Kolloquium Bau- en in Boden und Fels. Esslingen: Technische Akademie, 2006
- IRNGARTINGER (2006c) Irngartinger, S. / Kogler, K. / Vogt, N. / Weber, K.: Injektionen mit thermoplastischen Schmelzen zur Abdichtung gegen strömendes Wasser. In: Beiträge zum 21. Christian Veder Kolloquium. Graz: Eigenverlag TU Graz, 2006
- JOWAT (2005) Werkstoffdaten Jowtherm 211.90, Jowat AG Detmold
- JURY (1991) Jury, W. / Gardner, W. R. / Gardner, W. H.: Soil physics. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1991
- KAKAC / YENER (1985) Kakac, S. / Yener, Y.: Heat conduction. New York: Springer-Verlag, 1985 (2. Aufl.)
- KENNEDY (1995) Kennedy, P.: Flow analysis of injection molds. München: Hanser Verlag, 1995

- KLEIH (2006) Kleih, J.: Numerische Modellierung der Ausbreitung von thermoplastischen Schmelzen in Kluftsystemen. unveröffentlichte Diplomarbeit, Lehrstuhl für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, 2006
- KNOBLICH (1999) Knoblich, K. / Sanner, B.: Geotechnik im Einsatz für Heizen und Kühlen - Energiepfähle. In: Geotechnik 22 Nr. 1. Essen: Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V., 1999
- KOENZEN (1975) Koenzen, P.: Rheologische Eigenschaften Silikat-injizierter Korngerüste. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 64, 1975
- KOLDITZ (2003) Kolditz, O. / de Jonge, J.: Non-isothermal two-phase flow in porous media. In: Rockflow (14-2003). Tübingen: ZAG Publisher, 2003
- KUCHLING (1996) Kuchling, H.: Taschenbuch der Physik. Leipzig: Hanser Verlag, 1996 (16. Aufl.)
- KÜHLING / WIDMANN (1994) Kühling, G. / Widmann, R.: Injektionen im Fels - ein Sachstandsbericht der Arbeitsgruppe Felsinjektionen der ISRM. In: 11. Nationales Felsmechanik Symposium, Aachen. Geotechnik - Sonderheft. Essen: Verlag Glückauf, 1994
- KUK (2004A) Kuk, M.: Untersuchungen zur Beeinflussung der Feinstbindemittelausbreitung im Lockergestein durch Filtrationsmechanismen. Hannover: Mitteilungen des Instituts für Grundbau, Bodenmechanik und Energiewasserbau (IGBE), Heft 60, 2004
- KUK (2004B) Kuk, M. / Schlötzer, C.: Räumliche Ausbreitung von Feinstbindemittelsuspensionen im Lockergestein. In: Bautechnik 81 Heft 12. Berlin: Ernst & Sohn Verlag, 2004
- KUTZNER (1991) Kutzner, Ch.: Injektionen im Baugrund. Stuttgart: Enke, 1991
- LANDRY (2000) Landry, D. / Lees, D. / Naudts, A.: New developments in rock and soil grouting: design and evaluation. In: Dam Engineering, Vol. 11 Part 2. Sutton, Surrey: Reed Business Publishing, 2000
- LEE / FARMER (1993) Lee, C.-H. / Farmer, Ian: Fluid flow in discontinuous rocks. London: Chapman & Hall, 1993
- LEWIS (1996) Lewis, R. W. / Morgan, K. / Thomas, H. R. / Seetharamu, K. N.: The finite element method in heat transfer analysis. Chichester: John Wiley & Sons, Inc., 1996

- LKT (2005) Prüfbericht AP 05-07-91, Lehrstuhl für Kunststofftechnik der Universität Nürnberg-Erlangen, 2005
- LOMBARDI (1985) Lombardi, G.: The role of cohesion in cement grouting of rocks. In: Fifteenth International Congress On Large Dams. Lausanne: International Commission on Large Dams, 1985
- LOMBARDI (1987) Lombardi, G.: Injection des massifs rocheux. In: L'eau dans les massifs rocheux et dans les ouvrages souterrains. Bienne: Mitteilungen der Schweizerischen Gesellschaft für Boden- und Felsmechanik, 1987
- LOMBARDI (1993) Lombardi, G. / Deere, D.: Grouting design and control using the GIN principle. In: Water Power & Dam Construction, 1993
- LOMBARDI (1996) Lombardi, G.: Selecting the grouting intensity. In: Hydropower & dams, 1996
- LOMBARDI (1997) Lombardi, G.: GIN principle revisited. In: International Water Power & Dam Constructions, 1997
- LOMBARDI (2003) Lombardi, G.: Grouting of rock masses. In: Grouting and Ground Treatment - Proceedings of the Third International Conference. Reston, Virginia, USA: American Society of Civil Engineers, 2003
- LOUIS (1967) Louis, C.: Strömungsvorgänge in klüftigen Medien und ihre Wirkung auf die Standsicherheit von Bauwerken und Böschungen im Fels. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 30, 1967
- LUBER (2004) Lubber, M. / Gschwind, J.: Stabilität von Injektionssuspensionen im körnigen Untergrund. In: Thema Injektionen. Mitteilungen der Abteilung Erddammbau und Deponietechnik am Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, 2004
- MAYR / THALHOFER (1993) Mayr, M. / Thalsofer, U.: Numerische Lösungsverfahren in der Praxis. München: Hanser Verlag, 1993
- MENGES (1990) Menges, G.: Werkstoffkunde Kunststoffe. München: Hanser Verlag, 1990 (3. Aufl.)

- MENGES (2002) Menges, G. / Haberstroh, E. / Michaeli, W. / Schmachtenberg, E.: Werkstoffkunde Kunststoffe. München: Hanser Verlag, 2002 (5. Aufl.)
- MITCHELL (1981) Mitchell, J. K.: Soil Improvement. In: Proceedings of the 10th International Conference for Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rotterdam: A. A. Balkema, 1981
- MITTAG (2000) Mittag, J.: Untersuchungen zum Filtrationsverhalten von Feinstbindemittelsuspensionen bei der Injektion im Sande. Veröffentlichungen des Grundbauinstitutes der Technischen Universität Berlin, Heft 27, 2000
- MÜLLER-KIRCHENBAUER (1968) Müller-Kirchenbauer, H.: Zur Theorie der Injektionen. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 32, 1968
- MÜLLER-KIRCHENBAUER (1969) Müller-Kirchenbauer, H.: Untersuchungen zur Eindringung von Injektionsmassen in porigen Untergrund und zur Auswertung von Probverpressungen. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 139, 1969
- MÜLLER-KIRCHENBAUER (2002) Müller-Kirchenbauer, H. / Kuk, M. / Gawalek, K. / Schlötzer, C.: Ergebnisse zur Eindringung und Reichweitenentwicklung beim Einsatz neuartiger Injektionsmassen. In: Beiträge zum 17. Christian Veder Kolloquium Injektionen in Boden und Fels. Gruppe Geotechnik Graz, Technische Universität Graz, Heft 13, 2002
- NEIß (1982) Neiß, J.: Numerische Simulation des Wärme- und Feuchtetransports und der Eisbildung in Böden. In: Fortschritt-Berichte der VDI Zeitschriften. Düsseldorf: VDI - Verlag, 1982
- NIELD / BEJAN (1998) Nield, D. A. / Bejan, A.: Convection in porous media. New York: Springer-Verlag, 1998
- NONVEILLER (1989) Nonveiller, E.: Grouting - theory and practice. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., 1989
- PLAJER (1970) Plajer, O.: Praktische Rheologie für Kunststoffschmelzen. Speyer: Zechner & Hüthig Verlag, 1970
- PORHABA (2002) Porhaba, A.: State of the art in quality assessment of deep mixing technology. In: Ground Improvement, Vol. 6 No. 3. London: Thomas Telford Ltd., 2002

- RANJITH (2006) Ranjith, P. G. / Choi, S. K. / Fourar, M.: Characterization of two-phase flow in single rock joint. In: Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 43 No. 2. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., 2006
- REDDY / GARTLING (2001) Reddy, J. N. / Gartling, D. K.: The finite element method in heat transfer and fluid dynamics. Boca Raton: CRC Press LLC, 2001
- REICHL (2002) Reichl, I. / Wollmarker, R. / Stadler, G. / Schretter, K. / Eder, S.: Erkundungsstollen Brixlegg Ost, Beispiel für die Grenzen der Wirksamkeit von Felsinjektionen. In: Beiträge zum 17. Christian Veder Kolloquium Injektionen in Boden und Fels. Graz: Gruppe Geotechnik Graz, Technische Universität Graz, Heft 13, 2002
- ROTH (2004) Roth, S.: Untersuchung der Fließvorgänge bei Thermoplastinjektion. unveröffentlichte Diplomarbeit, Lehrstuhl für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, 2004
- ROYEN / WINTERKORN (1957) Royen, M. v. / Winterkorn, H. F.: Theoretical and practical aspects of the thermal conductivity of soils and similar granular systems. Princeton, New Jersey USA: Department of Civil Engineering Princeton University, 1957
- SAECHTLING (1995) Saechtling, H.: Kunststoff - Taschenbuch. München: Hanser Verlag, 1995 (26. Aufl.)
- SCHOLZ-SOLBACH (2004) Scholz-Sohlbach, K.: Thermische Effekte der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen. Weimar: Bauhaus-Universität Weimar Schriftenreihe Geotechnik, 2004
- SCHÖN (1983) Schön, J.: Petrophysik - Physikalische Eigenschaften von Gesteinen und Mineralen. Stuttgart: Ferdinand Enke Verlag, 1983
- SCHUBERT (1985) Schubert, A.: Ein Beitrag zum Spannungs-Verformungsverhalten silikatgel-injizierter Sande. München: Lehrstuhl und Prüfamts für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, Schriftenreihe Heft 4, 1985
- SCHULER (1997) Schuler, U.: Bemessung von Erdstoff-Filtern unter besonderer Berücksichtigung der Parameterstreuung. Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 143, 1997
- SCHULER (2000) Schuler, U. / Brauns, J.: Die effektive Porenöffnung körniger Erdstoffe - ein Kriterium für die Injizierbarkeit von Suspensionen. In: Geotechnik 23 (2000) Nr. 4. Essen: Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V., 2000

- SCHULZE (2002) Schulze, B. / AK 2.9 der DGGT: Merkblatt für Einpressarbeiten mit Feinstbindemitteln in Lockergestein. In: Bautechnik 79 Heft 8. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 2002
- SCHWARZL (1990) Schwarzl, F.: Polymermechanik. Berlin: Springer-Verlag, 1990
- SEMPRICH / STADLER (2001) Semprich, S. / Stadler, G. / Smolczyk, U. (Editor): Injektionen. In: Grundbautaschenbuch, 6. Auflage, Teil 2. Berlin: Verlag Ernst & Sohn, 2001
- STADLER (1993) Stadler, R. / Widmann, R. (Editor): Untersuchungen zur Kluffinjektion und ihren Beziehungen zu physikalischen Beziehungen der Erdöllagerstättentechnik. In: Grouting in Rock and Concrete - Proceedings of the International Conference of Grouting in Rock and Concrete. Rotterdam: A. A. Balkema, 1993
- STETZLER-KAUFMANN (1983) Stetzler-Kaufmann, B.: Stoffverhalten chemisch injizierter Sande. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 94, 1983
- STITZ / KELLER (2004) Stitz, S. / Keller, W.: Spritzgießtechnik. München: Hanser Verlag, 2004 (2. Aufl.)
- TAUSCH (2002) Tausch, N. / Ecker, F.: Untersuchungen zum Ausbreitverhalten von Feinstbindemittelinjektionen - oder Kunst im Injektionslabor. In: Beiträge zum 17. Christian Veder Kolloquium Injektionen in Boden und Fels. Graz: Gruppe Geotechnik Graz, Technische Universität Graz, Heft 13, 2002
- TC (2004) TC Mess- und Regelungstechnik GmbH: Handbuch zur Temperaturmessung mit Thermoelementen und Widerstandsthermometern. Mönchengladbach: Eigenverlag, 2004
- VAN DE VEN (2003) van de Ven, A. / Capasso, V. (Editor): Modelling of industrial processes for polymer melts: extrusion and injection moulding. In: Mathematical Modelling for Polymer Processing. New York: Springer-Verlag, 2003
- VERSTEEG (1995) Versteeg, H. K. / Malalasekera, W.: An introduction to computational fluid dynamics - the finite volume method. Harlow (Essex): Longman Scientific & Technical, 1995
- WAGNER (1991) Wagner, W.: Wärmeübertragung. Würzburg: Vogel Verlag, 1991

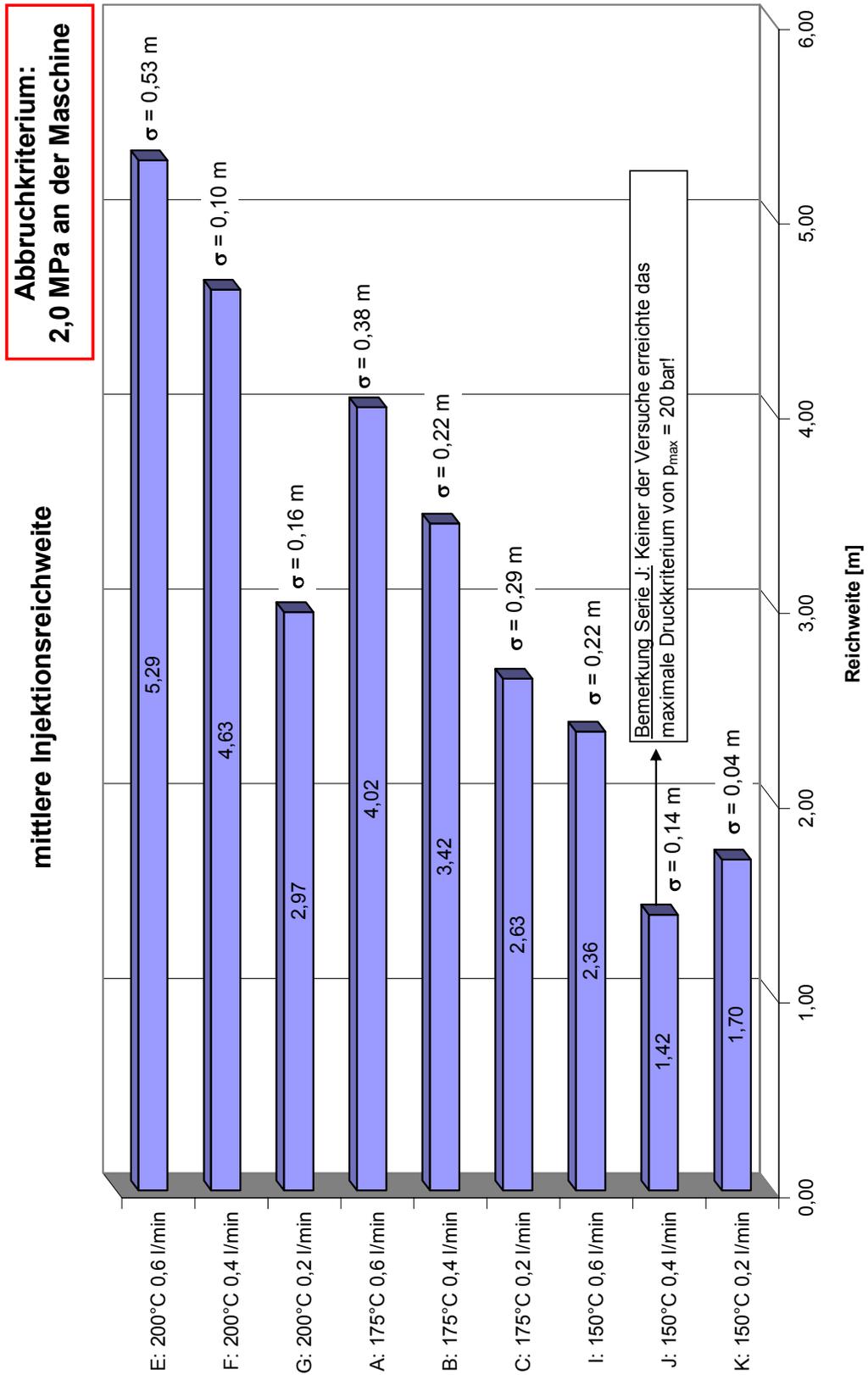
- WEBER (2002) Weber, K.: Die Polyamid-Injektion: Eine Neuerung in der Injektionstechnik. In: Geolex 01/02. Berlin: Iconeon Verlag, 2002
- WEBER (2005) Weber, K. / Irngartinger, S.: Abdichtungsinjektionen mit thermoplastischen Schmelzen. In: Beiträge zum 4. Geotechnik-Tag. Lehrstuhl für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der TU München, 2005
- WIDMANN (1996) Widmann, R.: International Society for Rock Mechanics - Commission on Rock Grouting. In: Int. Journal on Rock Mechanics, Mining Science and Geomechanics, Vol. 33, No. 8. New York: Elsevier Science Publishers Ltd., 1996
- WINKLER (2002) Winkler, F. / Trummer, F.: Injektionen zur Tunnelvortriebssicherung gegen drückendes Grundwasser. In: Beiträge zum 17. Christian Veder Kolloquium Injektionen in Boden und Fels. Graz: Gruppe Geotechnik Graz, Technische Universität Graz, Heft 13, 2002
- WITTMANN (1980) Wittmann, L.: Filtrations- und Transportphänomene in porösen Medien. Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Heft 86, 1980

Verwendete Normen und Regelwerke

DIN 1341	Wärmeübertragung - Begriffe und Kenngrößen, Okt. 1986
DIN 1342 - 1	Viskosität - rheologische Begriffe, Nov. 2003
DIN 1342 - 2	Viskosität - newtonsche Flüssigkeiten, Nov. 2003
DIN 1342 - 3	Viskosität - nicht-newtonsche Flüssigkeiten, Nov. 2003
DIN 1345	Thermodynamik - Grundbegriffe, Dez. 1993
DIN 4093	Einpressen in den Untergrund, Sept. 1987
DIN EN 12715	Injektionen, Okt. 2000
DIN 52612 - 1	Wärmeschutztechnische Prüfungen. Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Plattengerät - Durchführung und Auswertung, Sept. 1979
DIN 52612 - 2	Wärmeschutztechnische Prüfungen. Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Plattengerät - Weiterbehandlung der Messwerte für die Anwendung im Bauwesen, Juni 1984
VDI 4640	Thermische Nutzung des Untergrundes, Dez. 2000

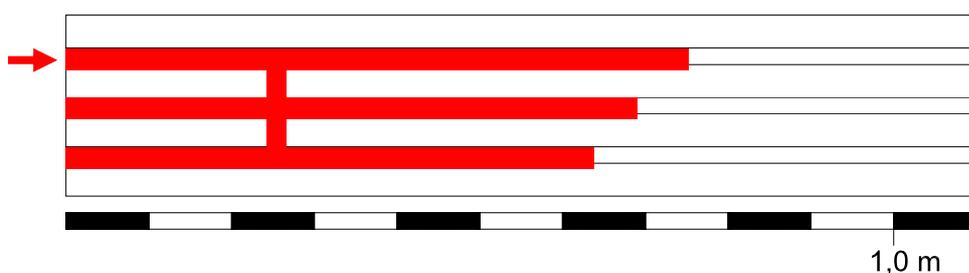
Anhang

Anhang 1: erzielte Injektionsreichweiten bei Abbruchkriterium 2,0 MPa an der Injektionspumpe



Anhang 2: schematische Darstellung der mittleren Penetration der Schmelze in die verzweigte Kluftgeometrie bei Injektion ohne Wassergegenströmung

Serie V1: Verzweigung 0,25m hinter dem Kanalkopf



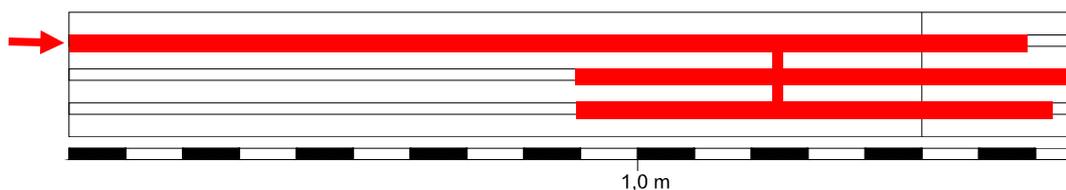
Penetration:

A: 0,75 m

B: 0,68 m

C: 0,64 m

Serie V2: Verzweigung 1,25m hinter dem Kanalkopf



Penetration:

A: 1,70 m

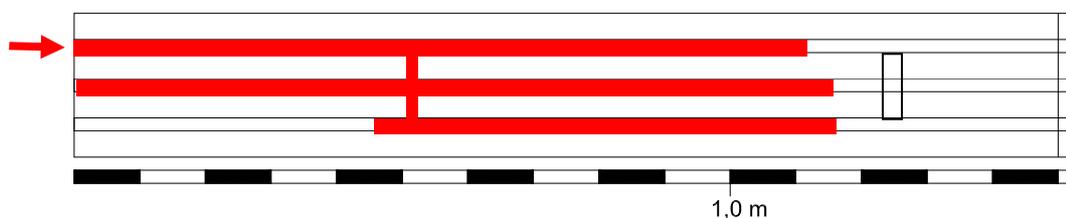
B: + 0,50 m

- 0,35 m

C: + 0,45 m

- 0,35 m

Serie V3: Verzweigungen 0,50 m und 1,25m hinter dem Kanalkopf



Penetration:

A: 1,10 m

B: + 0,65 m

- 0,50 m

C: + 0,65 m

- 0,05 m

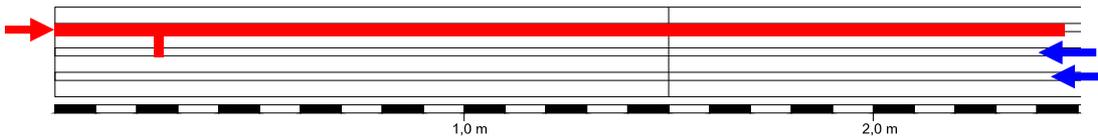
Anhang 3: Fotografien einiger Injektionskörper nach Injektion in die verzweigte Kluftgeometrie

Injektionskörper Versuch V12: Verzweigung nach 0,25 m, Reichweite 0,65 m ... 0,75 m

Injektionskörper Versuch V22: Verzweigung nach 1,25 m, Reichweite $\pm 0,25$ m ... 0,35 mInjektionskörper Versuch V23: Verzweigung nach 1,25 m, Reichweite $\pm 0,35$ m ... 0,55 m

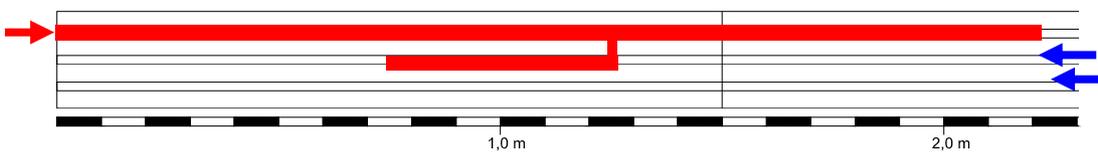
Anhang 4: schematische Darstellung der Penetration der Schmelze bei Injektion in verzweigte Kluftegeometrie mit Wassergegenströmung

Serie V1: Verzweigung 0,25 m hinter dem Kanalkopf



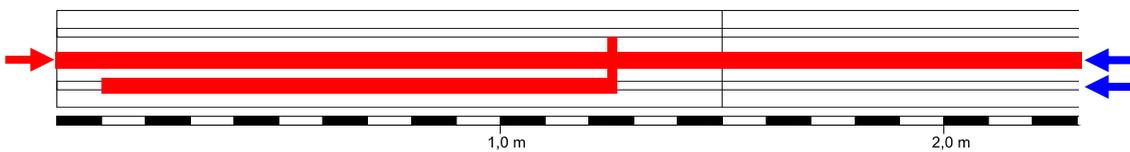
Penetration:
 A: 2,50 m
 B: 0,01 m
 C: keine Eindringung

Serie V2: Verzweigung 1,25 m hinter dem Kanalkopf, Injektion in Randkanal



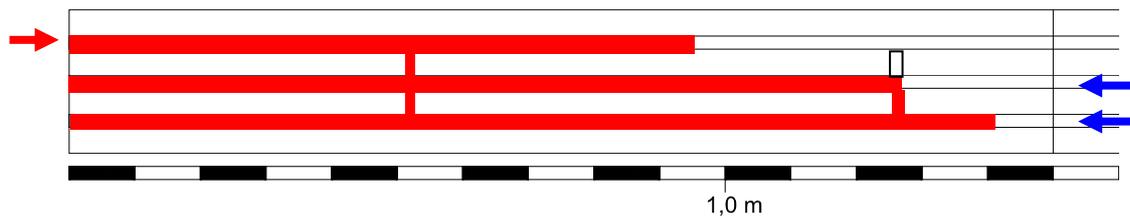
Penetration:
 A: 2,20 m
 B: + 0,00 m /
 - 0,50 m
 C: keine Eindringung

Serie V2: Verzweigung 1,25 m hinter dem Kanalkopf, Injektion in mittlerem Kanal



Penetration:
 A: keine Eindringung
 B: 2,35 m
 C: + 0,00 m /
 - 1,40 m

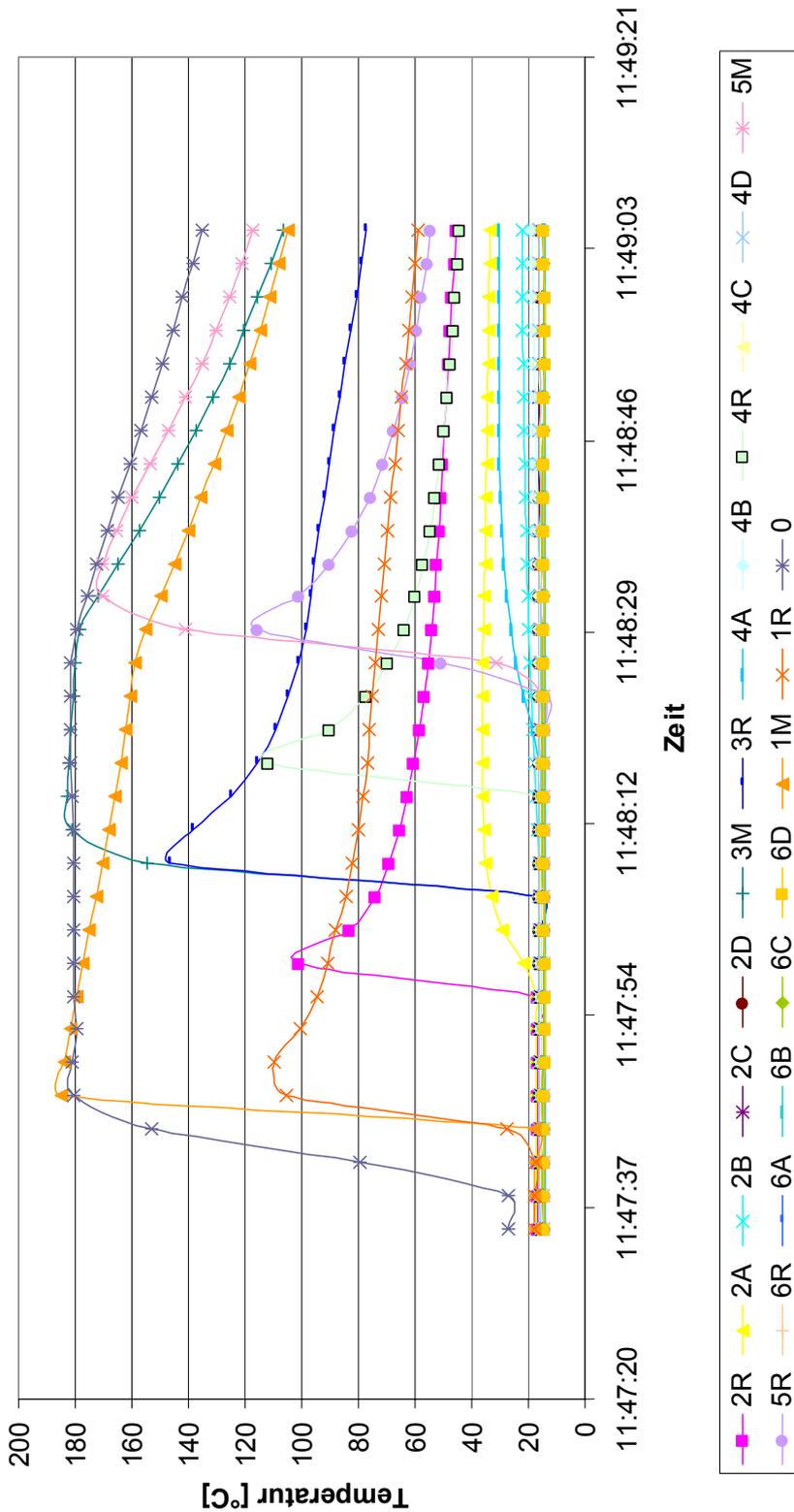
Serie V3: Verzweigung 0,50 m und 1,25 m hinter dem Kanalkopf



Penetration:
 A: 0,95 m
 B: + 0,75 m /
 - 0,50 m
 C: + 0,90 m /
 - 0,50 m

Anhang 5: Darstellung alle aufgezeichneter Temperaturmesswerte beispielhaft für Versuch E11
 ($T_{f0} = 200 \text{ °C}$ $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$)

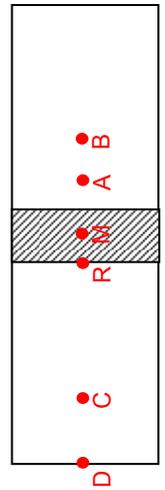
Temperaturdaten Versuch E11



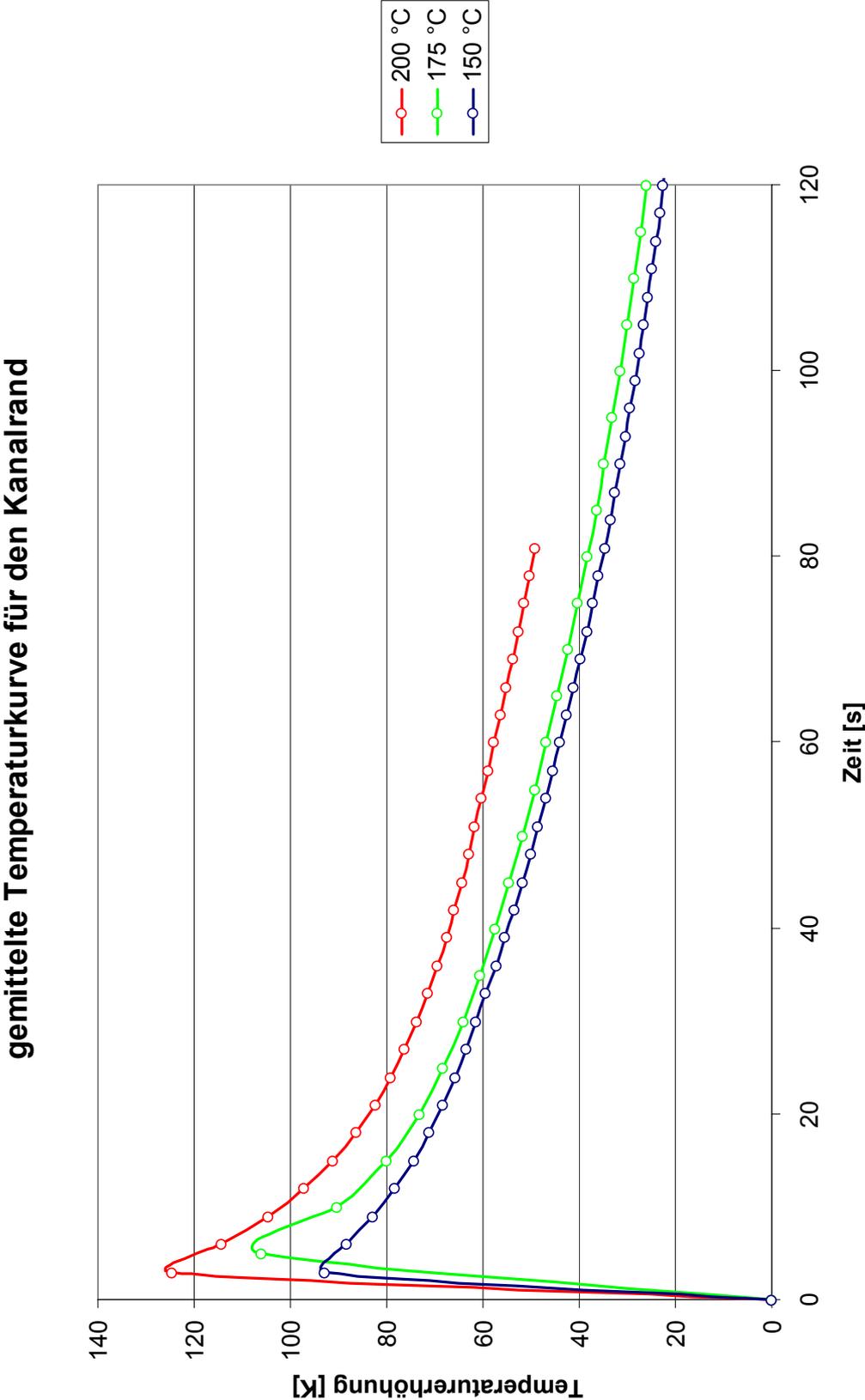
Lage der Messquerschnitte:

- MQ 1: z = 0,25 m MQ 2: z = 1,0 m
- MQ 3: z = 1,75 m MQ 4: z = 2,5 m
- MQ 5: z = 3,25 m MQ 6: z = 4,0 m

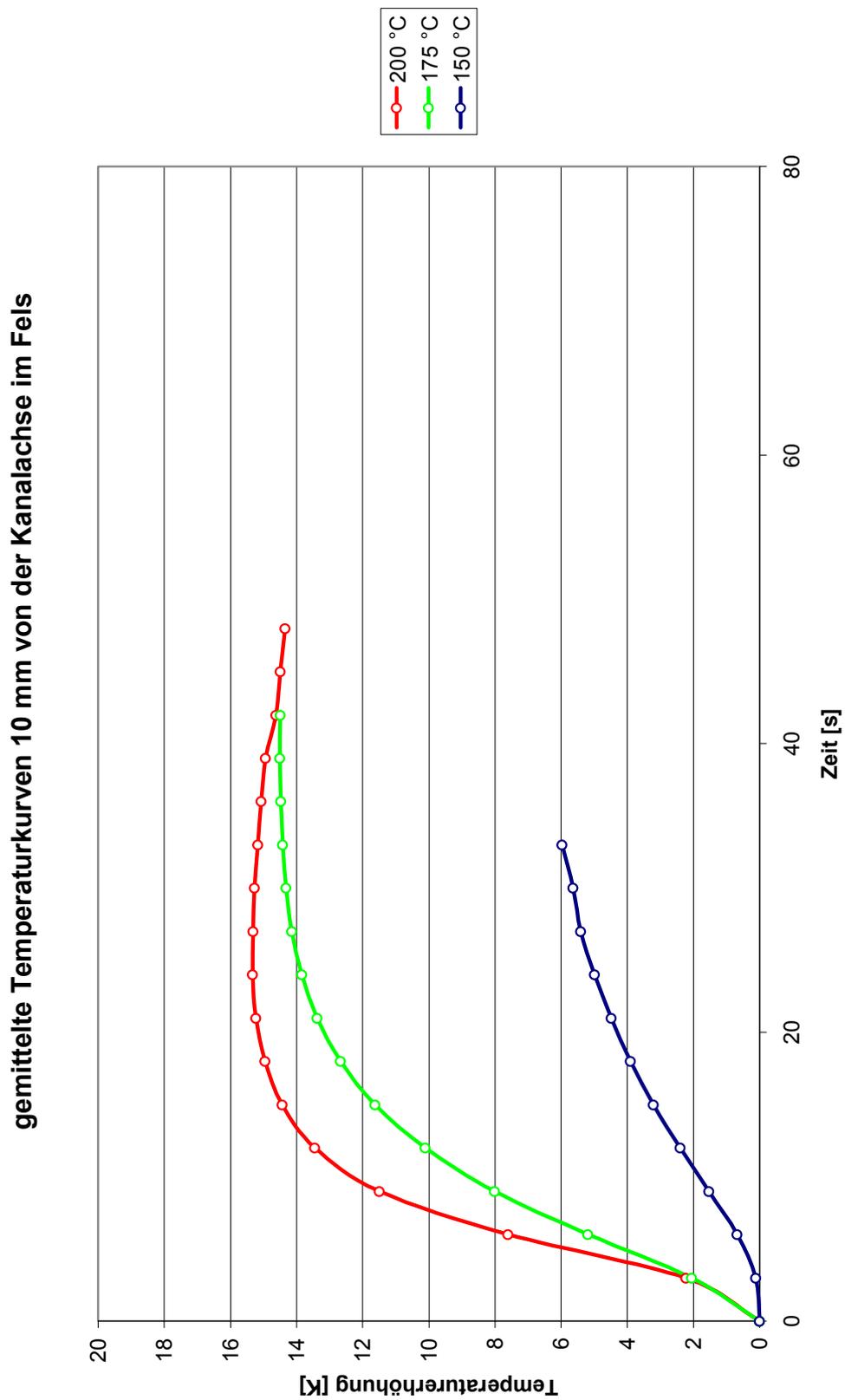
Lage der Messgeber im Messquerschnitt:



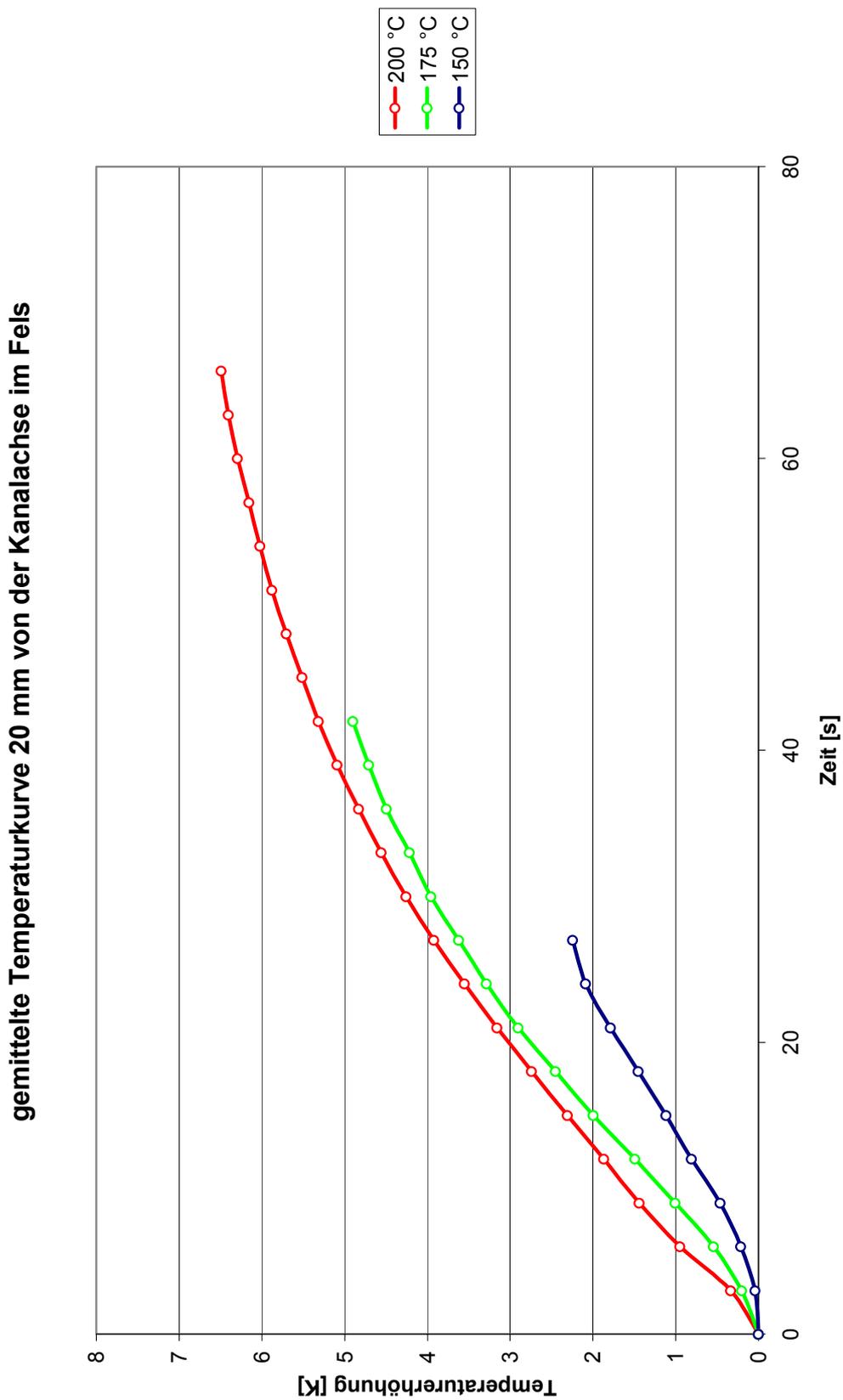
Anhang 6.1: gemittelte Temperaturkurven für den Kanalrand



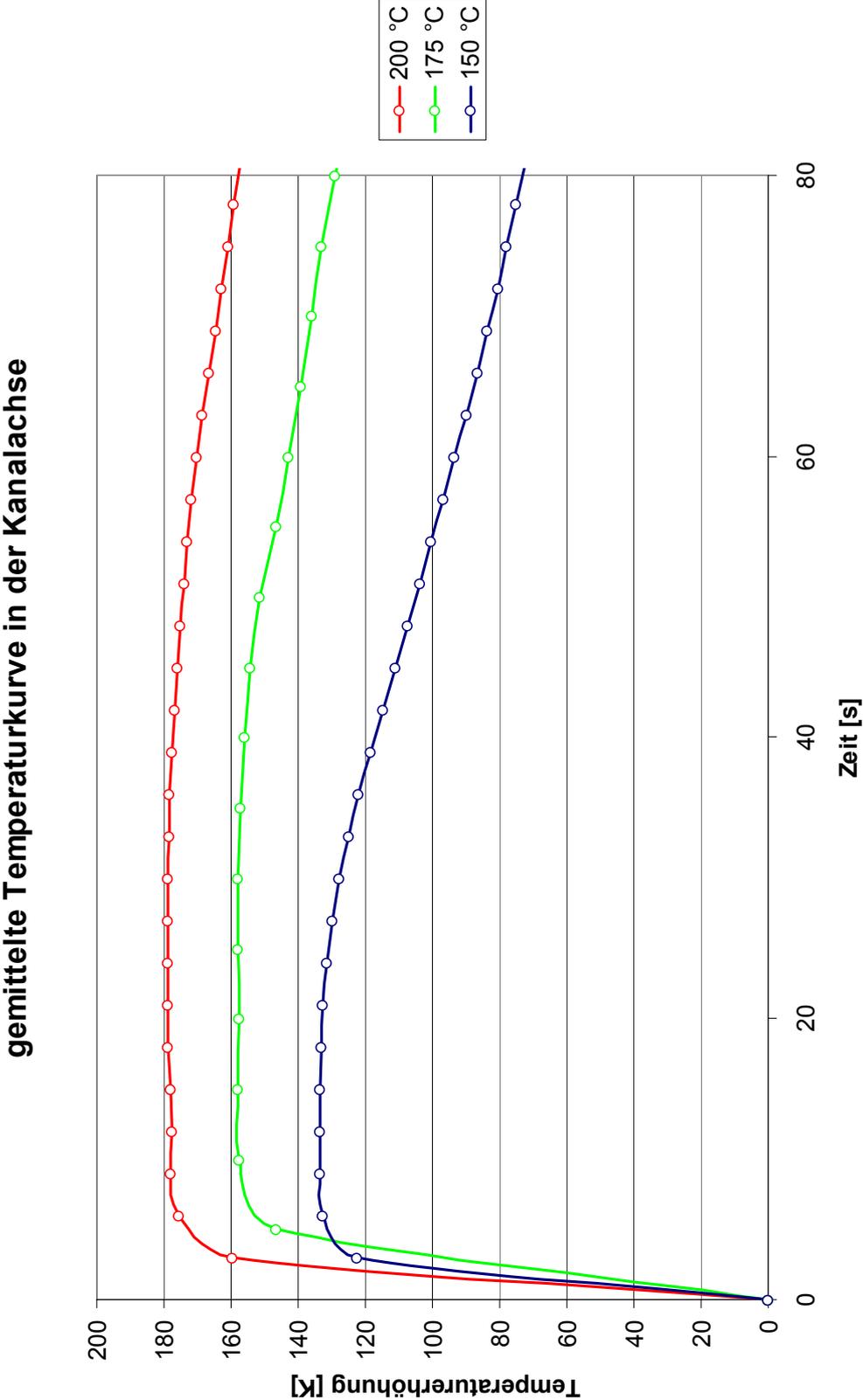
Anhang 6.2: gemittelte Temperaturkurven im Abstand 10 mm zur Kanalachse im Fels



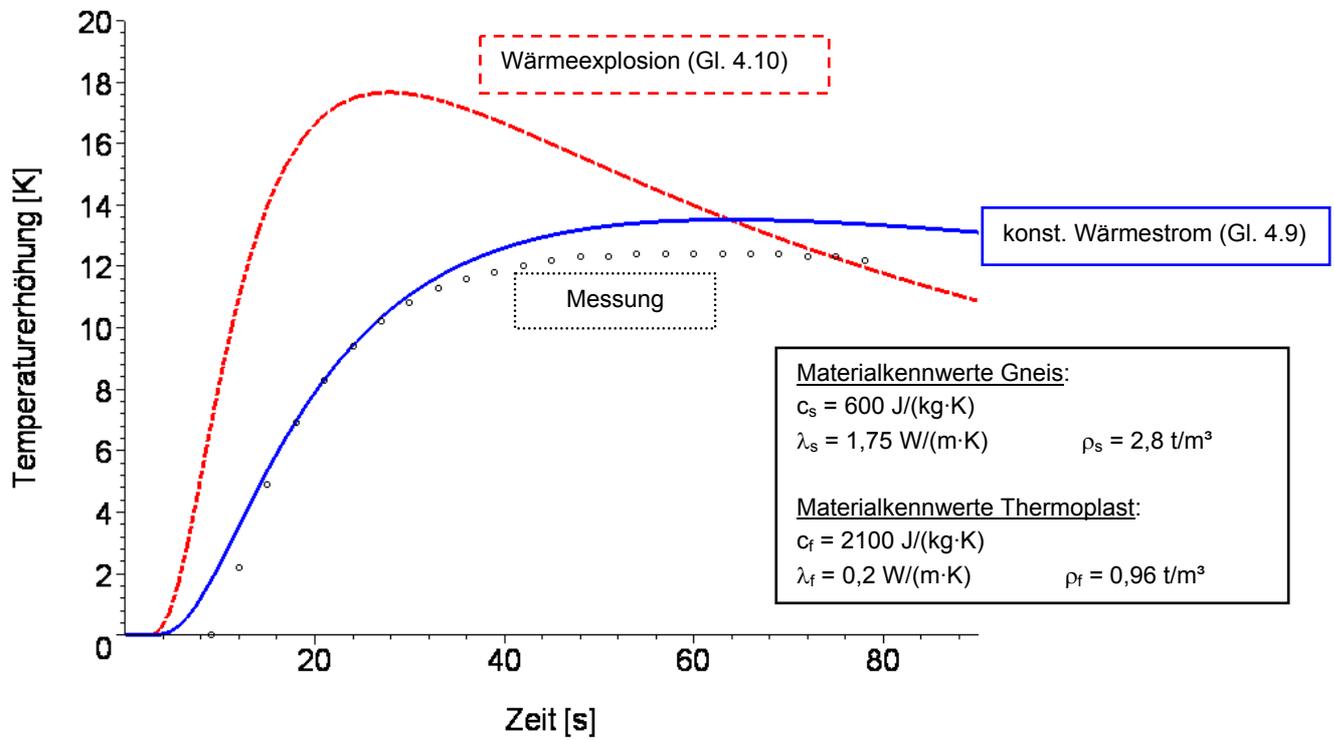
Anhang 6.3: gemittelte Temperaturkurven im Abstand 20 mm zur Kanalachse im Fels



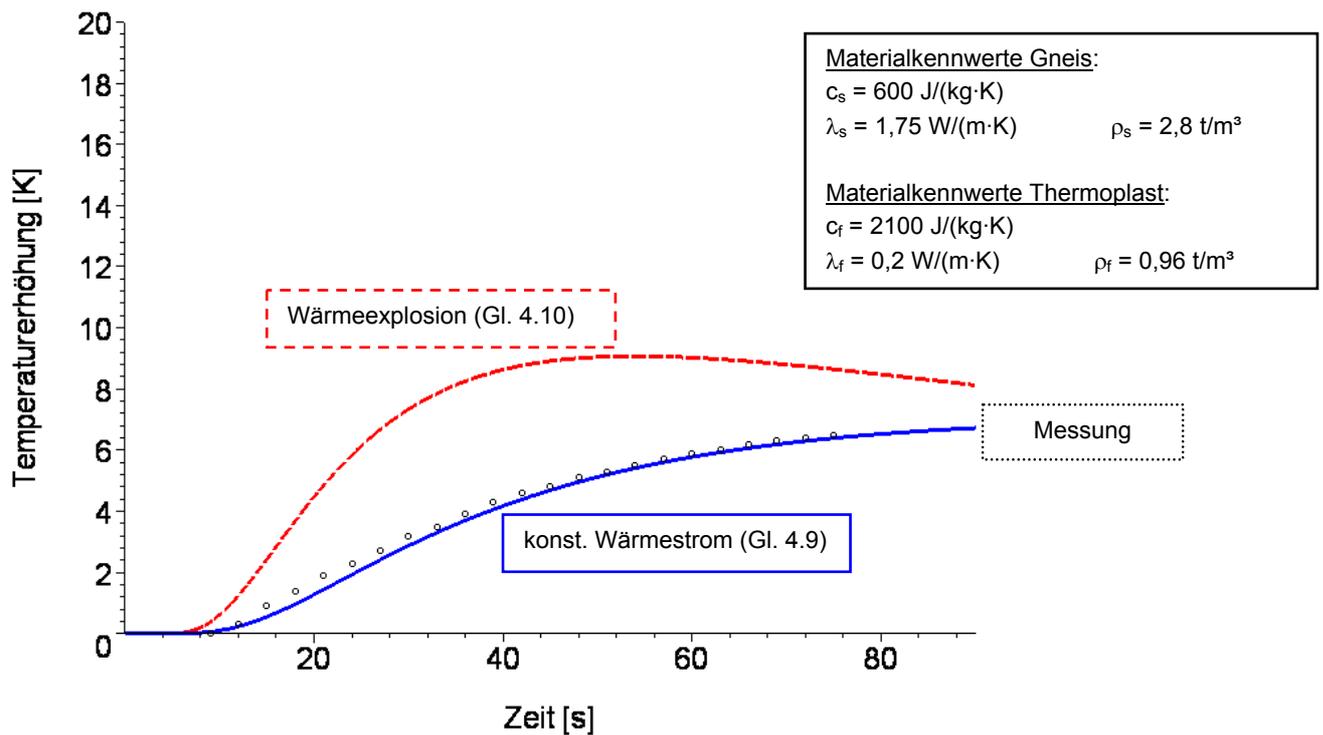
Anhang 6.4: gemittelte Temperaturkurven in der Kanalachse



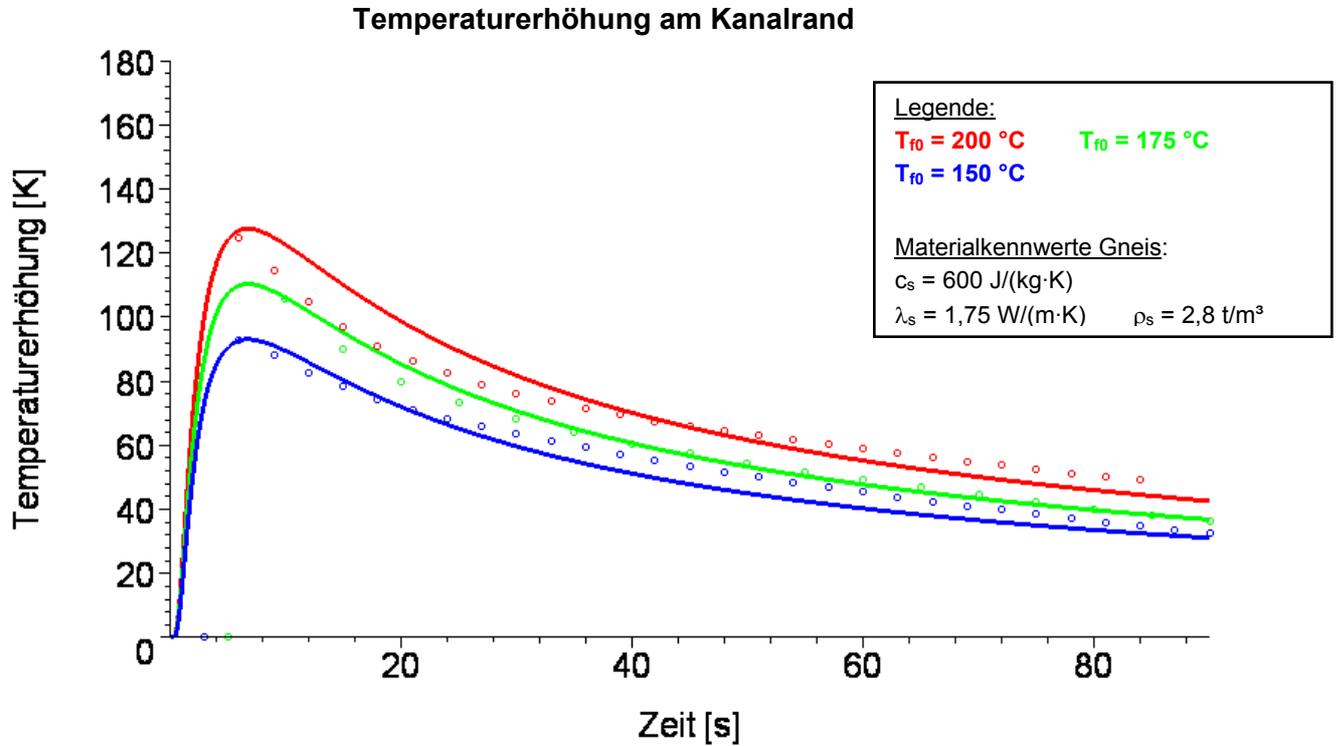
Anhang 7.1: gemessener und nach Gl. 4.9 und 4.10 errechneter Temperaturverlauf im Abstand 10 mm zur Kanalachse bei $T_{f0} = 200\text{ °C}$



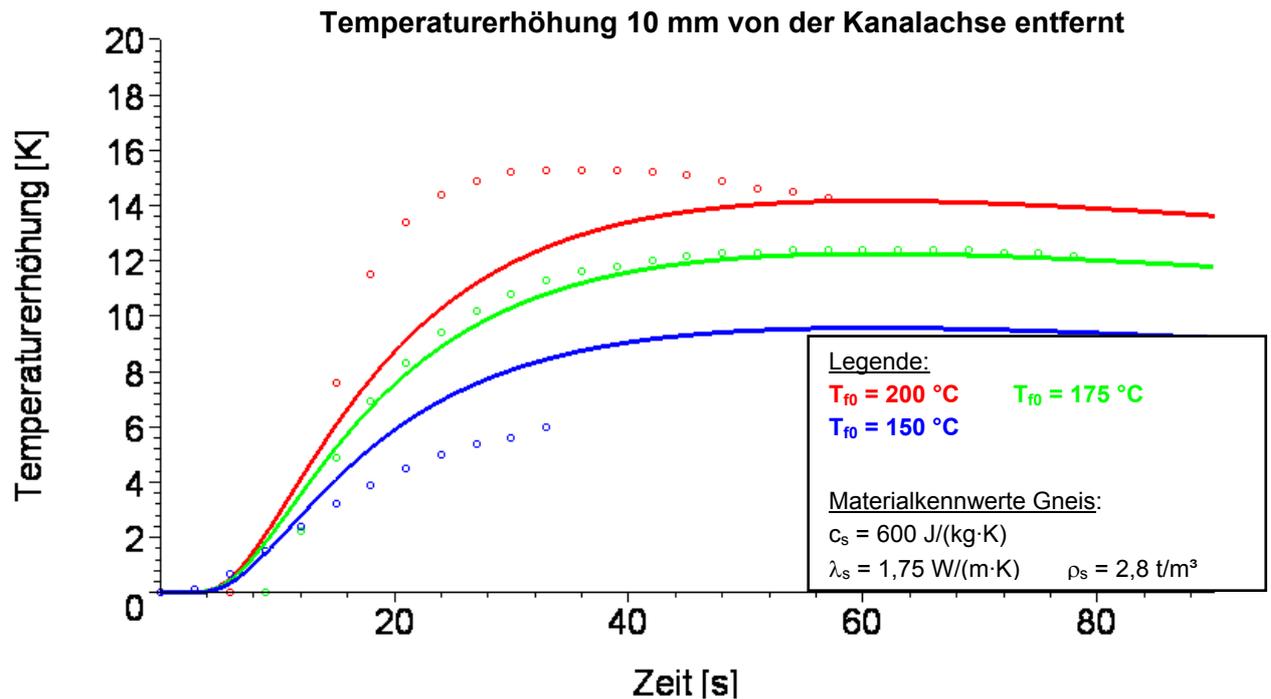
Anhang 7.2: gemessener und nach Gl. 4.9 und 4.10 errechneter Temperaturverlauf im Abstand 20 mm zur Kanalachse bei $T_{f0} = 200\text{ °C}$



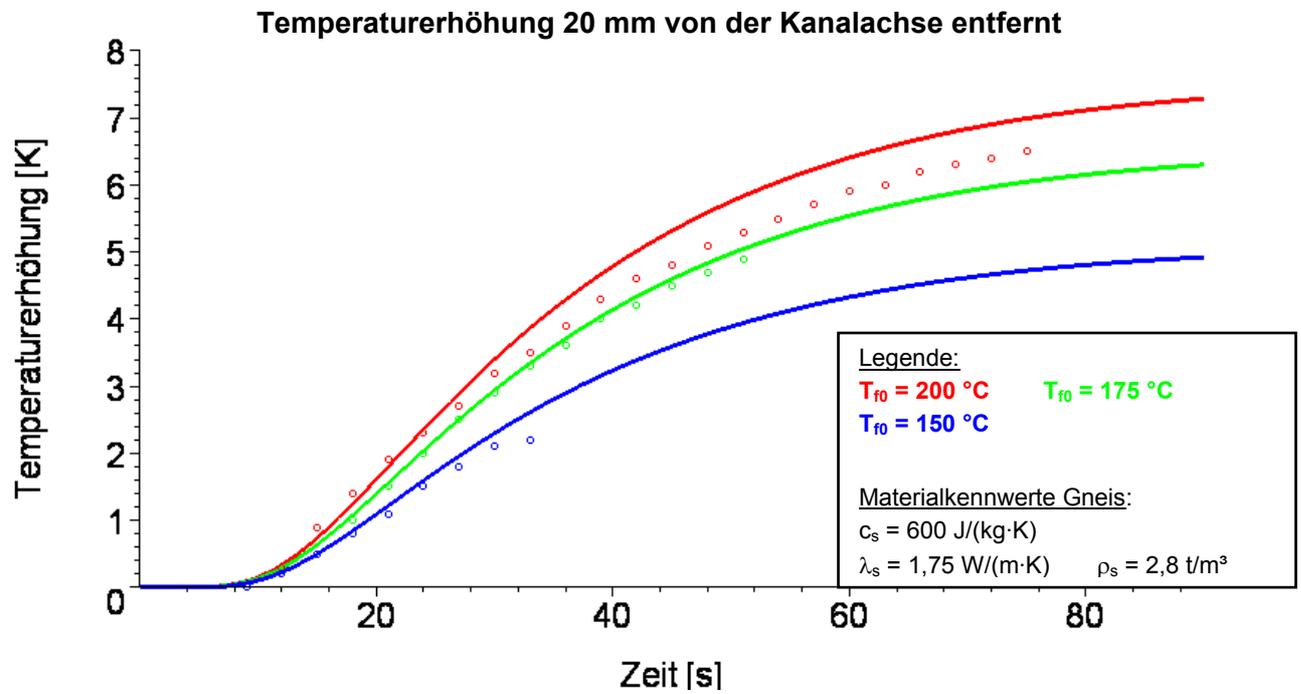
Anhang 8.1: Rückrechnung der Messergebnisse nach dem Wärmestrommodell – Kanalrand



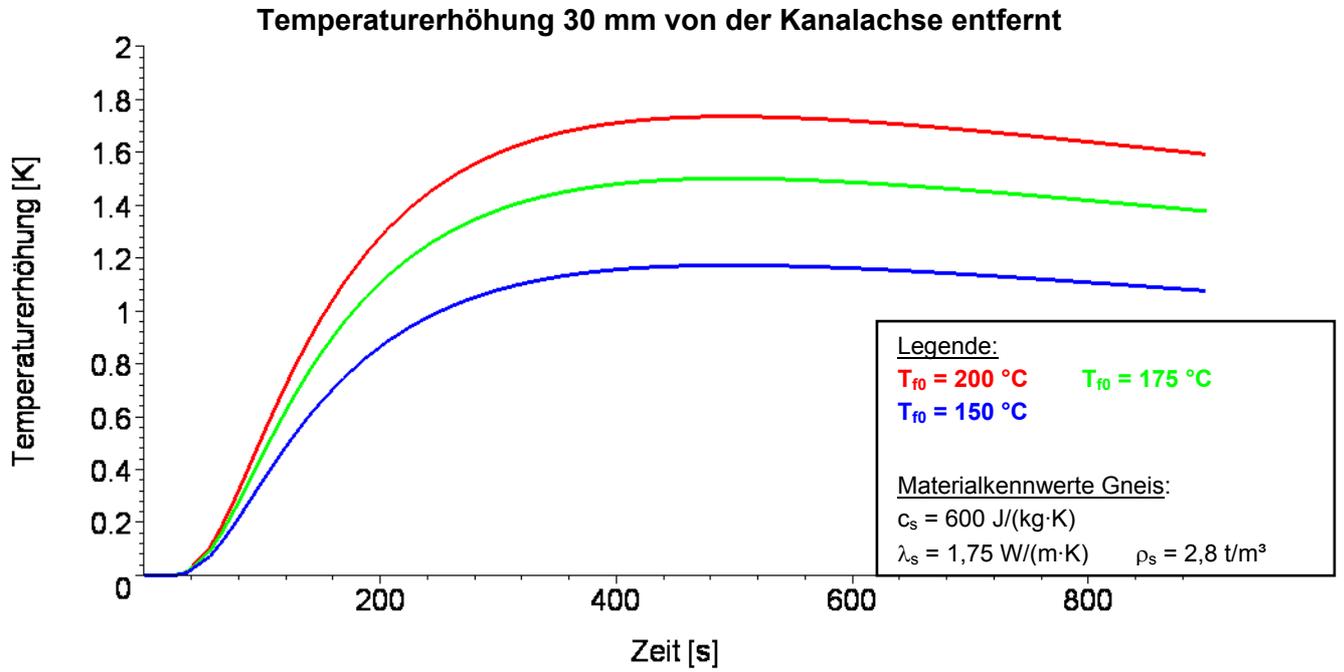
Anhang 8.2: Rückrechnung der Messergebnisse nach dem Wärmestrommodell – Abstand 10 mm von der Kanalachse im Fels



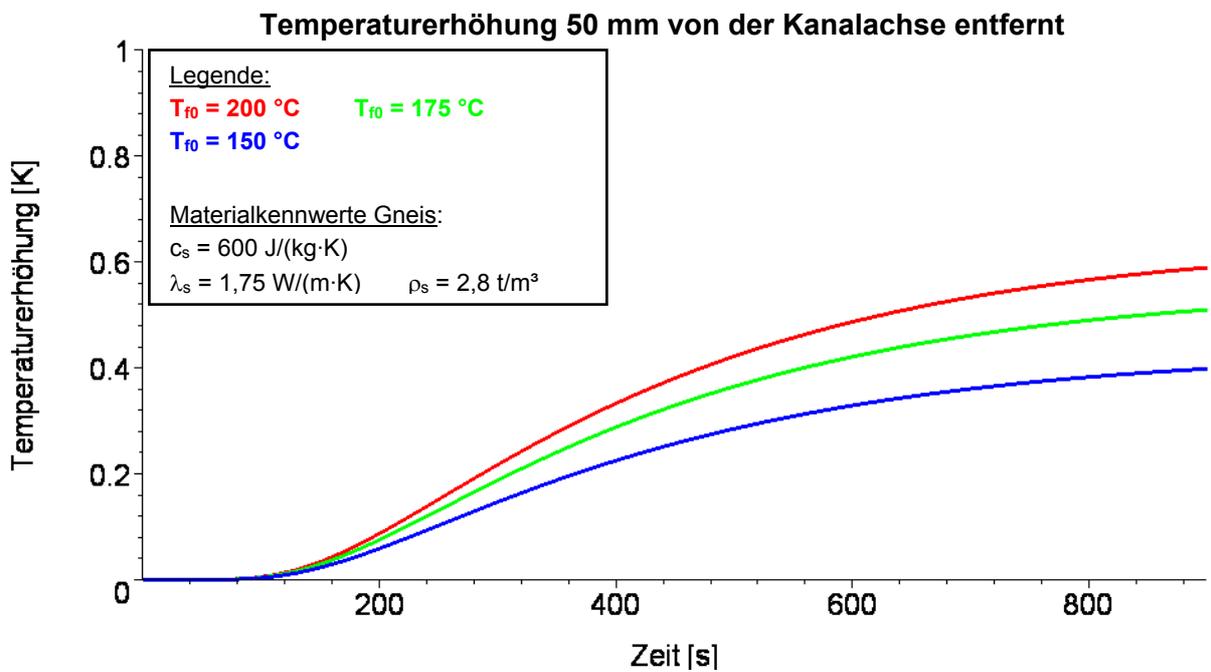
Anhang 8.3: Rückrechnung der Messergebnisse nach dem Wärmestrommodell – Abstand 20 mm von der Kanalachse im Fels



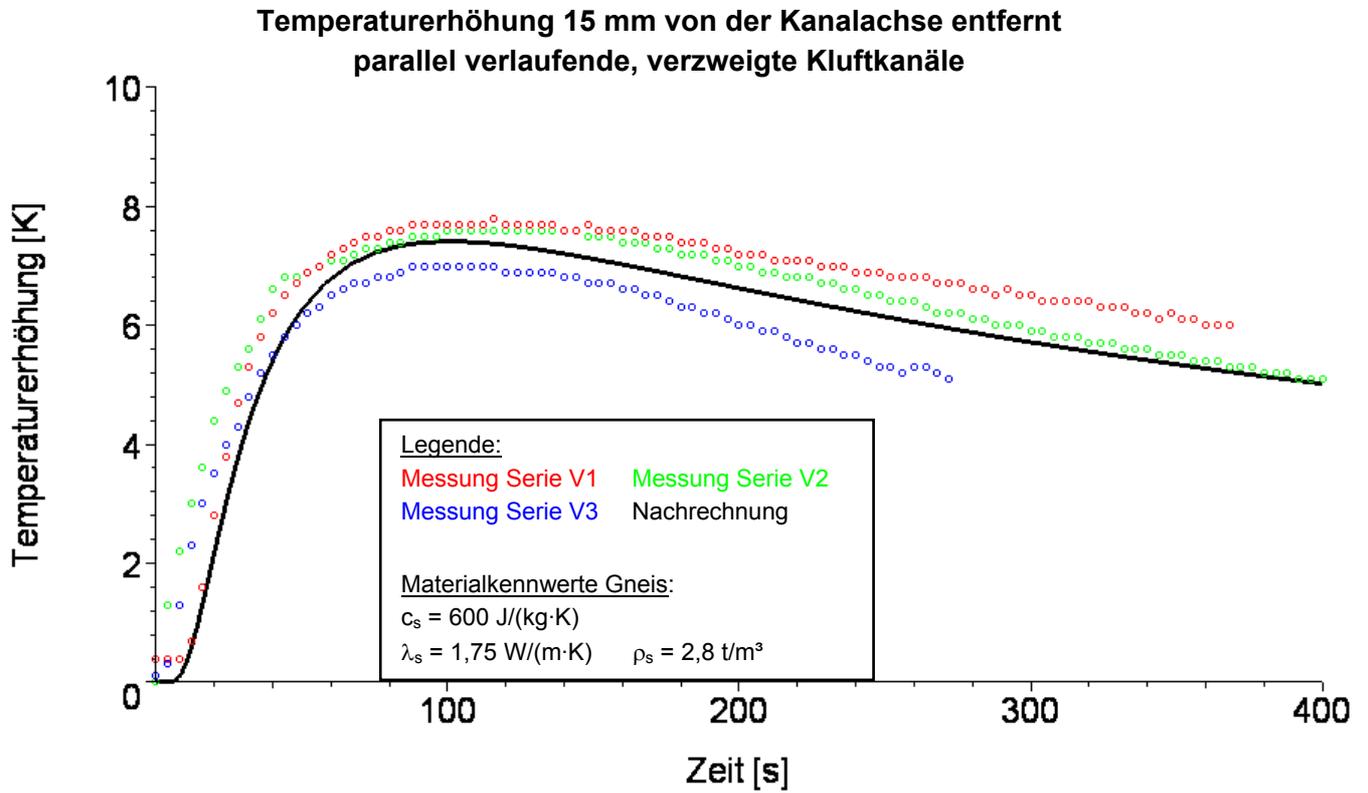
Anhang 8.4: Berechnung nach dem Wärmestrommodell – 30 mm von der Kanalachse im Fels



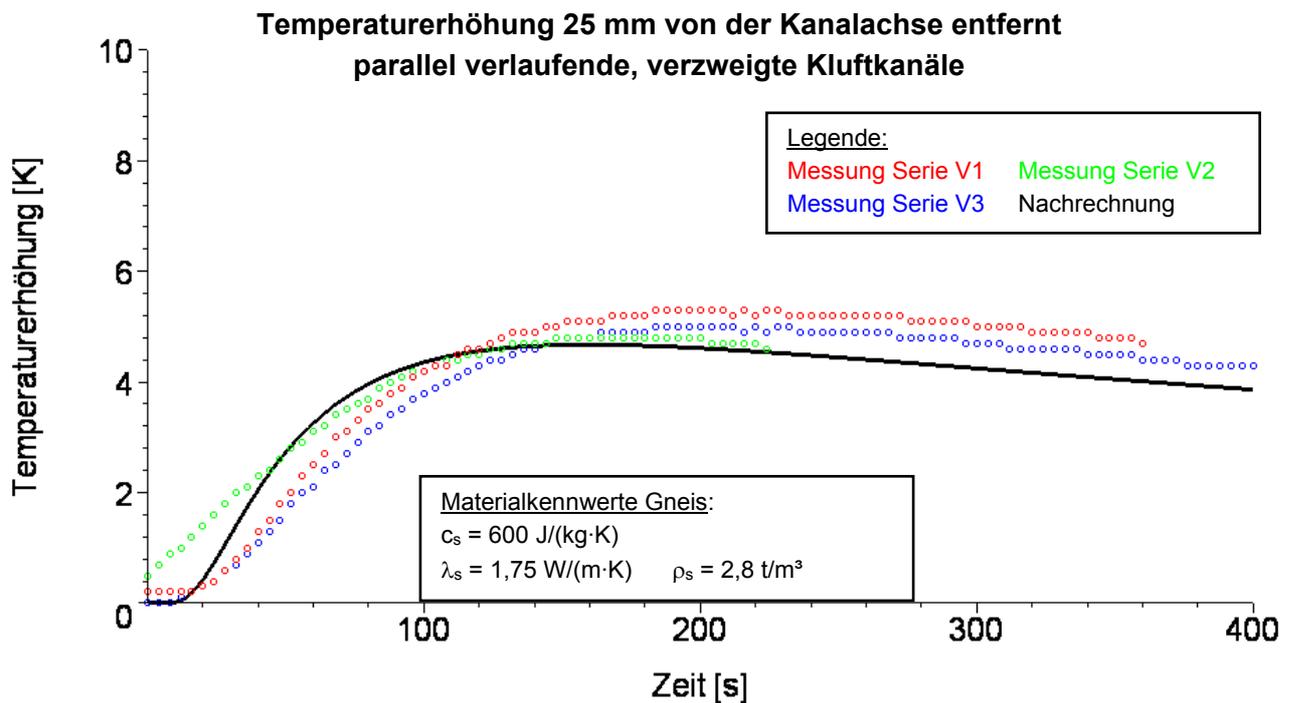
Anhang 8.5: Berechnung nach dem Wärmestrommodell – 50 mm von der Kanalachse im Fels (Außenkante des Injektionsversuchsstandes)



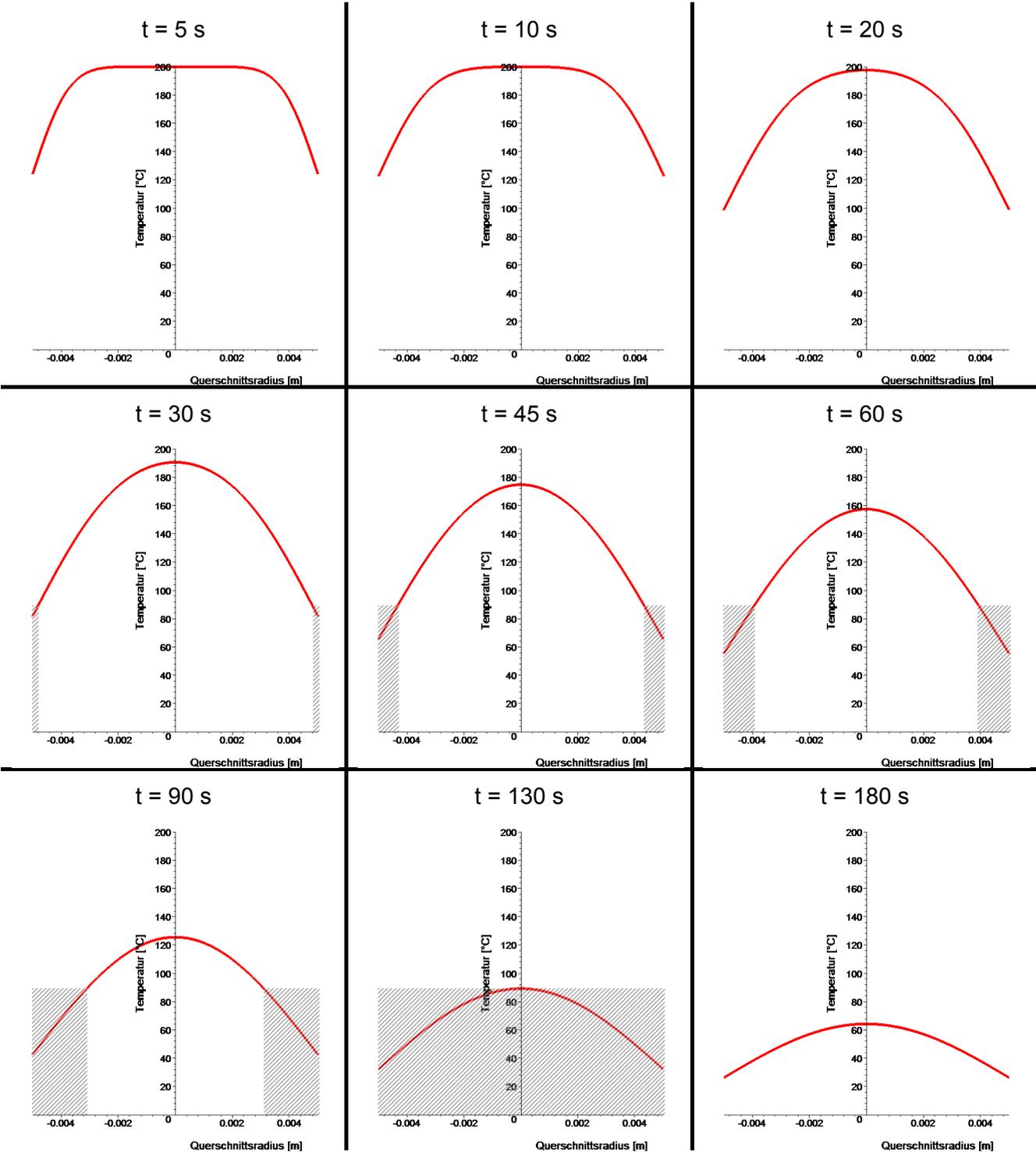
Anhang 8.6: Berechnung nach dem Wärmestrommodell – 15 mm von der Kanalachse im Fels zweidimensionale Kluff geometrie ohne Wassergegenströmung



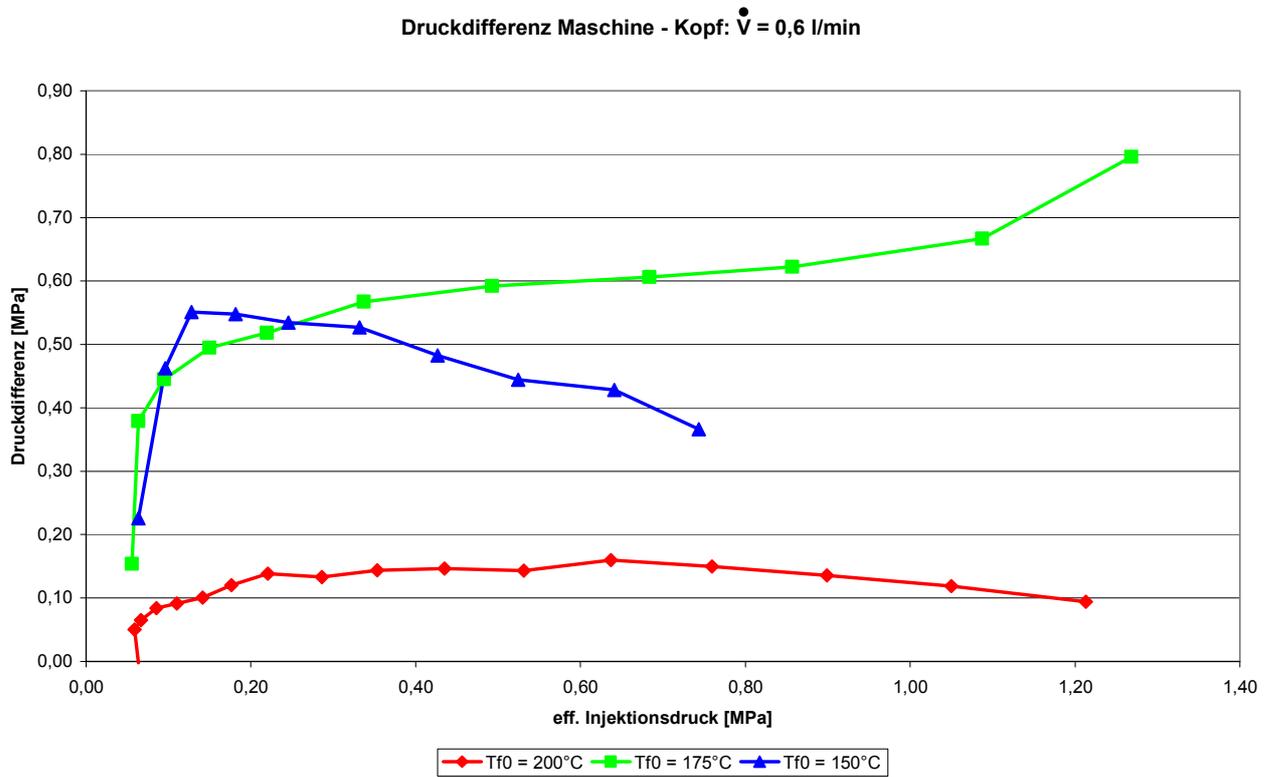
Anhang 8.7: Berechnung nach dem Wärmestrommodell – 25 mm von der Kanalachse im Fels zweidimensionale Kluff geometrie ohne Wassergegenströmung



Anhang 9: nach Gl. 5.6 errechneter Temperaturverlauf im Injektionsquerschnitt für $T_{f0} = 200\text{ °C}$ (schraffierte Bereiche: Erstarrungstemperatur des Thermoplasts unterschritten)



Anhang 10: Druckdifferenz zwischen Pumpendruck und effektivem Injektionsdruck bei unterschiedlichen Injektionstemperaturen und $\dot{V} = 0,6 \text{ l/min}$ (Versuchsserien A, E und I)



Anhang 11: Quellcode der Berechnungsdatei nach Abschnitt 7.3 für das Programm Maple®**Druckentwicklung über die Zeit**

```
> restart: with(plots):
```

Injektionsschmelze

```
> Tfe:=90: Tfb:=Tfe+50: n(Tfb):=9.6: C1:=15.75: C2:=270: rf:=960: cf:=2100:
lf:=0.2:
> af:=lf/(cf*rf):
```

Felsparameter

```
> H:=0.01: B:=0.01: Ts0:=15: rs:=2800: cs:=600: ls:=1.75:
> R:=H*B/(H+B): as:=ls/(cs*rs):
```

unterschiedliche Injektionsparameter

```
> Tf1:=175: Tf2:=200: Tf3:=150:
> vp1:=0.6*0.001/60: vp2:=0.4*0.001/60: vp3:=0.2*0.001/60:
```

Tf0 = 175°C

```
> n1:=piecewise(T1<90.0, 350.0, T1>=90.0, n(Tfb)*exp(-(C1*(T1-Tfb)/(C2+T1-Tfb)))):
> T1:=Twand1+(Tf1-Twand1)*exp(-af*Pi^2*t/4/R^2): Twand1:=Ts0-(R^2*cf*rf*(Tf1-
Ts0)/(4*ls*t))*Ei(-x1^2/(4*as*t)):
> p11:=evalf((8/Pi^2)*((vp1^2*t*n1)/R^6)/1E6):
p12:=evalf((8/Pi^2)*((vp2^2*t*n1)/R^6)/1E6):
p13:=evalf((8/Pi^2)*((vp3^2*t*n1)/R^6)/1E6):
```

Messdaten

```
> data11:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\a2-k.txt", 2):
> data12:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\b2-k.txt", 2):
> data13:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\c1-m.txt", 2):
```

Tf0 = 200°C

```
> n2:=piecewise(T2<90.0, 350.0, T2>=90.0, n(Tfb)*exp(-(C1*(T2-Tfb)/(C2+T2-Tfb)))):
> T2:=Twand2+(Tf2-Twand2)*exp(-af*Pi^2*t/4/R^2):
Twand2:=Ts0-(R^2*cf*rf*(Tf2-Ts0)/(4*ls*t))*Ei(-x2^2/(4*as*t)):
> p21:=evalf((8/Pi^2)*((vp1^2*t*n2)/R^6)/1E6):
p22:=evalf((8/Pi^2)*((vp2^2*t*n2)/R^6)/1E6):
p23:=evalf((8/Pi^2)*((vp3^2*t*n2)/R^6)/1E6):
```

Messdaten

```
> data21:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\e2-k.txt", 2):
> data22:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\f2-k.txt", 2):
> data23:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\g1-m.txt", 2):
```

Tf0 = 200°C

```
> n3:=piecewise(T3<90.0, 350.0, T3>=90.0, n(Tfb)*exp(-(C1*(T3-Tfb)/(C2+T3-Tfb)))):
> T3:=Twand3+(Tf3-Twand3)*exp(-af*Pi^2*t/4/R^2):
Twand3:=Ts0-(R^2*cf*rf*(Tf3-Ts0)/(4*ls*t))*Ei(-x3^2/(4*as*t)):
> p31:=evalf((8/Pi^2)*((vp1^2*t*n3)/R^6)/1E6):
p32:=evalf((8/Pi^2)*((vp2^2*t*n3)/R^6)/1E6):
p33:=evalf((8/Pi^2)*((vp3^2*t*n3)/R^6)/1E6):
```

Messdaten

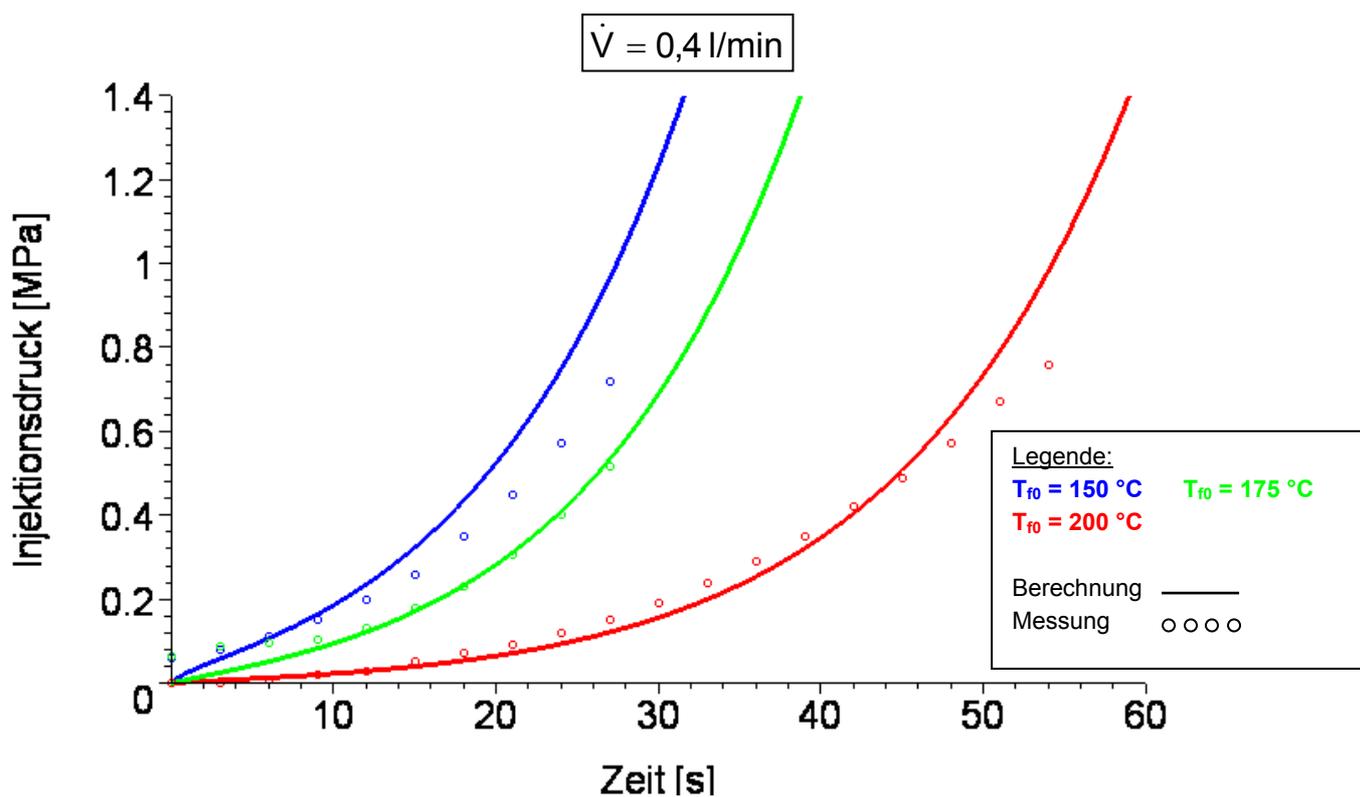
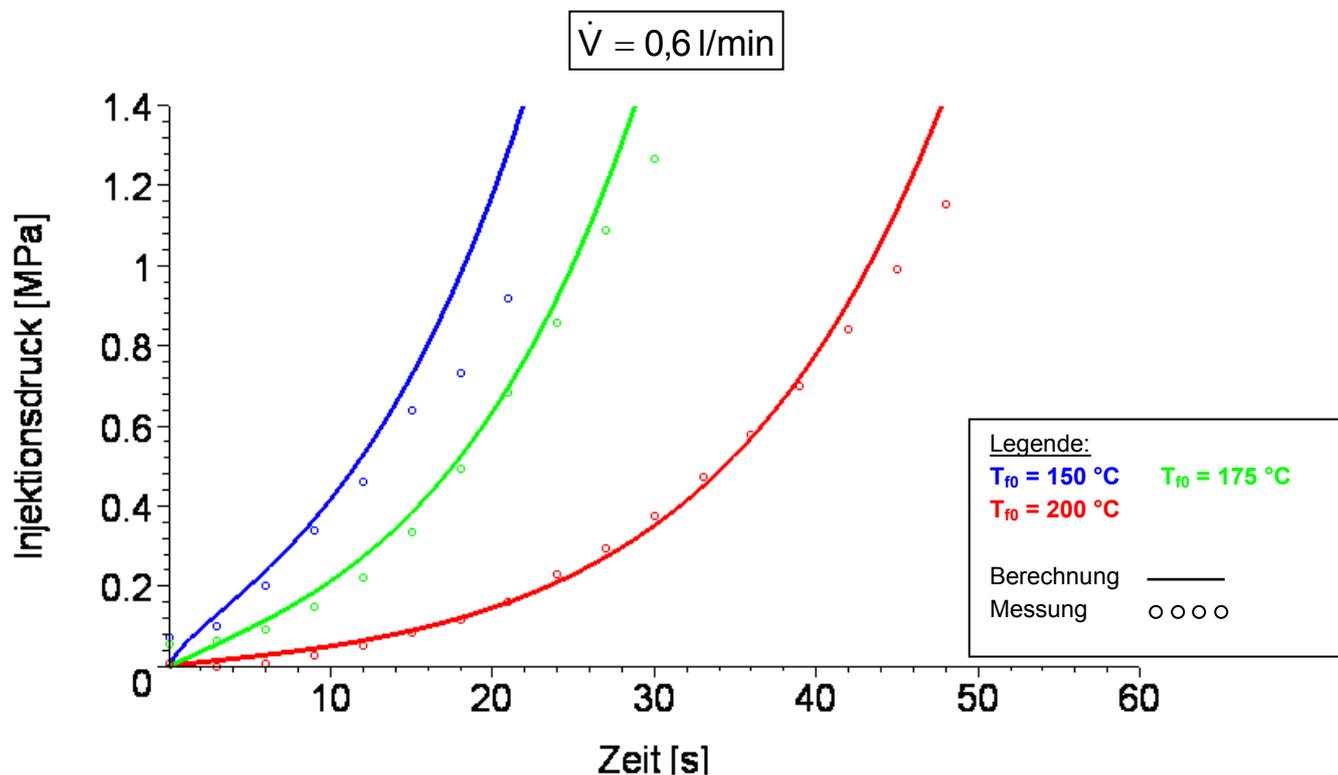
```
> data31:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\i2-k.txt", 2):
> data32:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\j2-k.txt", 2):
```

```
> data33:=readdata ("d:\\Messdaten\\Maple-Input\\Druck\\k1-m.txt", 2):
```

Gesamtdarstellung

```
> einstellung_a:= view=[0..60, 0..1.4], colour=[green,green,green,green,red,
red,red,red,blue,blue,blue,blue], style=[point,line,point,line,point,line,
point,line,point,line,point,line], symbolsize=100, symbol=[circle,circle,
box,box,circle,circle,box,box,circle,circle, box,box], linestyle=
[1,1,3,3,1,1,3,3,1,1,3,3], thickness=3, font=[HELVETICA,14], title="alle",
labels=["Zeit [s]","Injektionsdruck [MPa]"], labeldirections=[horizontal, verti-
cal]:
> plot([data11,p11,data12,p12,data21,p21,data22,p22,data31,p31,data32, p32],
t=0..60, einstellung_a):
```

Anhang 12: Druckentwicklung während der Injektionszeit – Vergleich zwischen Messergebnissen und Berechnung nach Abschnitt 7.3



Anhang 13: Quellcode der Implementierung des Stoffmodells 4 des Injektionsmittels und der spezifischen Parameter des Gneis in ANSYS CFX

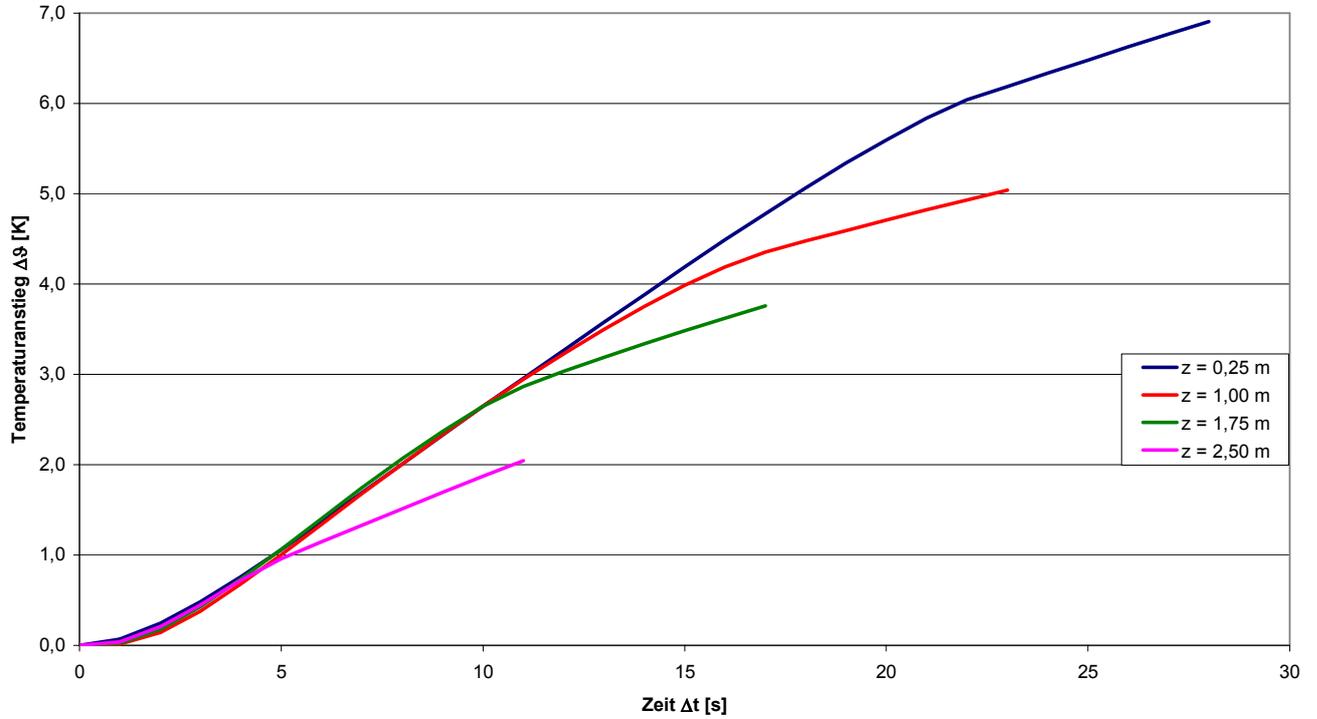
```
LIBRARY:
  CEL:
    EXPRESSIONS:
      eta90 = 9.6[Pa s]*exp((-15.75*(Schmelze.Temperature-413[K]))/
(Schmelze.Temperature-143[K]) )
      eta90punkt = eta90/((1+0.0004[s]*Schmelze.sstrnr)^0.33)
      etaT = min(etamax,eta90punkt)
      etamax = 340 [Pa s]
      lambdaF = 0.153 [W m^-1 K^-1] + Schmelze.Temperature/8000 [K^2 m W^-1]
      cF = (step((358.1 [K]-Schmelze.Temperature)/1[K])*(83 [J kg^-1 K^-1] +
Schmelze.Temperature/0.18 [K^2 kg J^-1]))+(step(-0.04[K^-
2]*(Schmelze.Temperature)^2+29.04[K^-1]*Schmelze.Temperature-5269.8)*4095[J kg^-
1 K^-1])+(step((Schmelze.Temperature-367.9 [K])/1[K])*(1280 [J kg^-1 K^-1] +
Schmelze.Temperature/0.44 [K^2 kg J^-1]))
    END
  END
END

LIBRARY:
  MATERIAL:Gneis
  Material Group = User
  Option = Pure Substance
  Thermodynamic State = Solid
  PROPERTIES:
    Option = General Material
  EQUATION OF STATE:
    Density = 2800 [kg m^-3]
    Molar Mass = 1.0 [kg kmol^-1]
    Option = Value
  END
  SPECIFIC HEAT CAPACITY:
    Option = Value
    Reference Temperature = 15 [C]
    Specific Heat Capacity = 600 [J kg^-1 K^-1]
  END
  THERMAL CONDUCTIVITY:
    Option = Value
    Thermal Conductivity = 1.75 [W m^-1 K^-1]
  END
  END
END

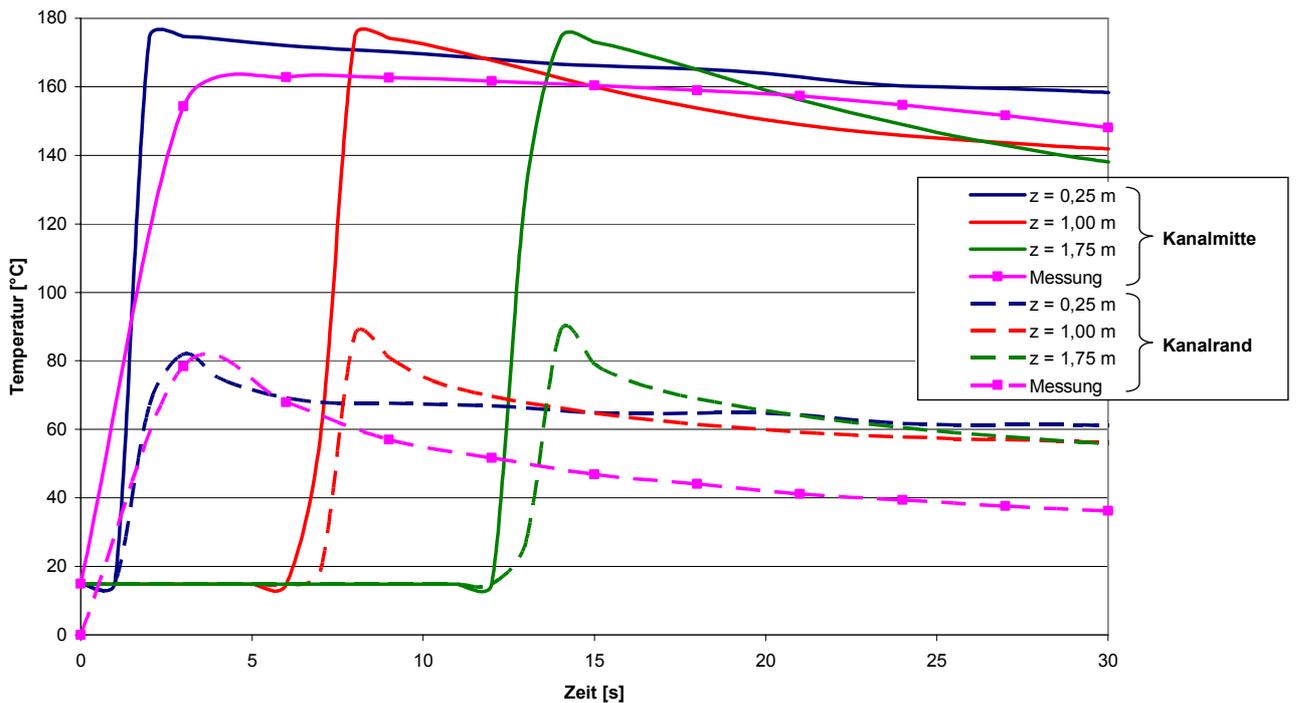
LIBRARY:
  MATERIAL:Schmelze
```

```
Material Description = Jowatherm 211.90
Material Group = User
Option = Pure Substance
Thermodynamic State = Liquid
PROPERTIES:
  Option = General Material
  DYNAMIC VISCOSITY:
    Dynamic Viscosity = etaT
    Option = Value
  END
  EQUATION OF STATE:
    Density = 960 [kg m^-3]
    Molar Mass = 1.0 [kg kmol^-1]
    Option = Value
  END
  SPECIFIC HEAT CAPACITY:
    Option = Value
    Reference Pressure = 1 [bar]
    Reference Temperature = 15 [C]
    Specific Heat Capacity = cF
    Specific Heat Type = Constant Pressure
  END
  THERMAL CONDUCTIVITY:
    Option = Value
    Thermal Conductivity = lambdaF
  END
END
END
END
```

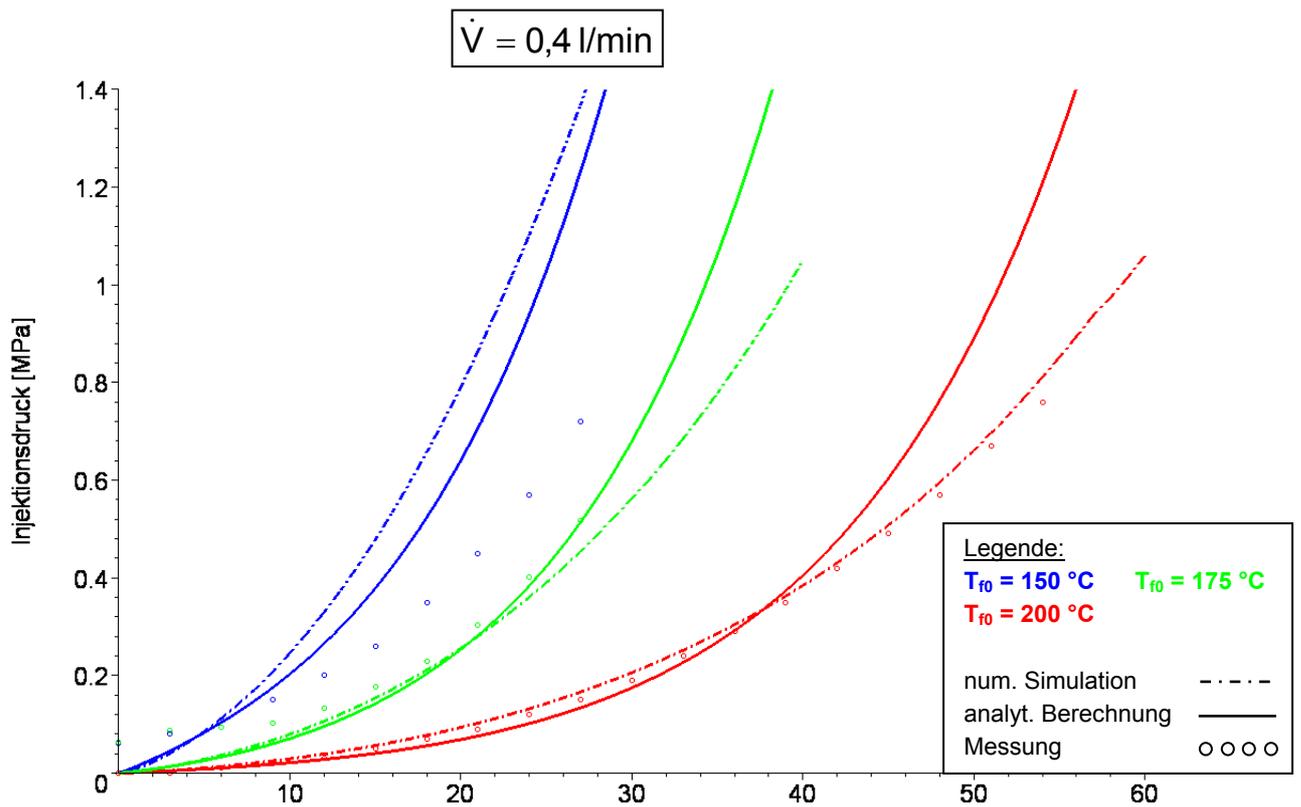
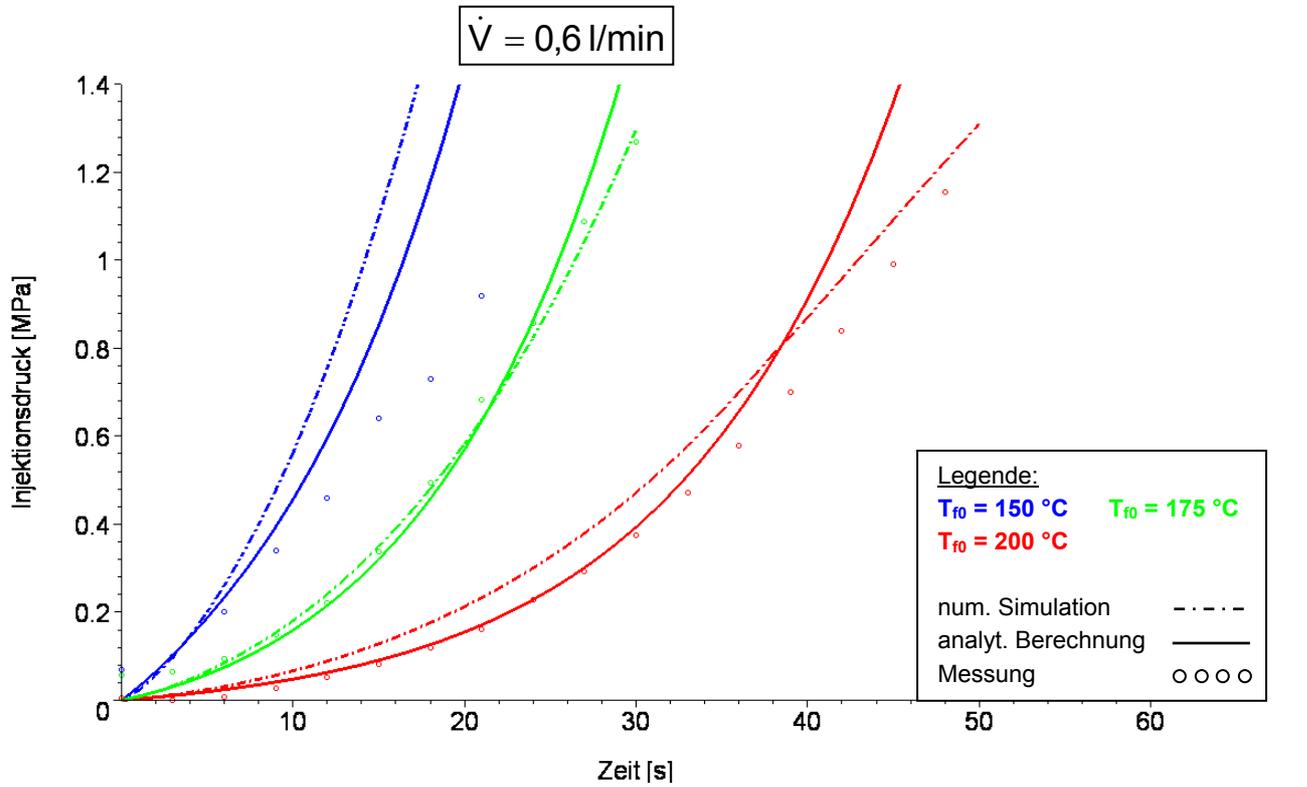
Anhang 14.1: Temperaturanstieg im Fels 15 mm von der Kanalachse entfernt für Versuchsserie A nach der numerischen Simulation



Anhang 14.2: Temperaturen der Schmelze in Kanalachse und am Kanalrand für Versuchsserie A nach der numerischen Simulation im Vergleich zu den Messwerten



Anhang 15: Druckentwicklung während der Injektionszeit – Vergleich zwischen Messung, analytischer Berechnung und numerischer Simulation



$$\dot{V} = 0,2 \text{ l/min}$$

