

**Wechselwirkungsverhalten von  
thermisch beanspruchten Rohren und  
zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen**

Von der  
**Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie  
der  
Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover**

zur Erlangung des akademischen Grades

**DOKTOR-INGENIEUR**

**Dr.-Ing.**

genehmigte Dissertation

von

**Dominik Wolfrum, M.Eng.**  
geb. am 16.08.1988 in Kösching

2021

Die vorliegende Arbeit wurde als Dissertation im Rahmen des Promotionsverfahrens an der Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie der Leibniz Universität Hannover eingereicht und angenommen.

Referent:	Prof. Dr.-Ing. Martin Achmus
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Ingo Weidlich
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Thomas Neidhart
Kommissionsmitglied:	Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus
Vorsitz:	Prof. Dr.-Ing. Uwe Haberlandt

Tag der Promotion:	08.03.2021
--------------------	------------

# Vorwort des Herausgebers

Zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe (ZFSV, gelegentlich auch als Flüssigböden bezeichnet) können für die Verfüllung von Leitungsgräben insbesondere dann wirtschaftlich eingesetzt werden, wenn wegen beengter Verhältnisse im Graben eine Verdichtung herkömmlicher Verfüllmaterialien sehr aufwendig bzw. kaum möglich ist. Wenn das Grabenaushubmaterial für die ZFSV-Herstellung wiederverwendet werden kann, stellt der Einsatz von ZFSV außerdem eine ressourcenschonende Bauweise dar. Ein Problem für die breite Anwendung dieses Materials im Grabenbau ist allerdings, dass bestehende Berechnungsverfahren für Rohre bzw. Leitungen nicht für ZFSV-Verfüllung gelten. Dies gilt auch für die Berechnung der Beanspruchungen erdverlegter „warmgehender“ (d. h. thermisch beanspruchter) Leitungen wie Fernwärmeleitungen und Hochspannungsübertragungsleitungen. Wegen der hier zu berücksichtigenden hohen Temperaturdifferenzen im Betrieb hat die Interaktion zwischen der (in der Regel mit HDPE beschichteten) Leitung und ZFSV bei axialer Bewegung und gleichzeitiger Durchmesseränderung (radiale Aufweitung) entscheidende Bedeutung für die Bemessung.

Herr Wolfrum hat sich die Klärung dieser axialen Interaktionseffekte zur Aufgabe gemacht. Anhand spezieller kleinmaßstäblicher Laborversuche sowie großmaßstäblicher Technikumsversuche untersucht er das Kontaktverhalten sowohl zwischen Sand und HDPE als auch zwischen ZFSV und HDPE und leitet aus diesen Untersuchungen einen Ansatz zur Beschreibung der „Kontaktwiderstandsarbeitslinie“ ab. Er entwickelt darauf aufbauend sowohl ein Stab-Feder-System als auch ein halbanalytisches Berechnungsmodell für gerade Leitungsabschnitte, mit dem eine Berechnung der Beanspruchungen und Verformungen warmgehender, in ZFSV verlegter Rohrleitungen erfolgen kann.

Die Arbeit von Herrn Wolfrum ist an der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg unter der Betreuung durch Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Neidhart entstanden. Für die gute Zusammenarbeit sei Herrn Prof. Neidhart herzlich gedankt.

Martin Achmus

# Vorwort des Betreuers

Der Einsatz zeitweise fließfähiger, selbstverdichtender Verfüllbaustoffe (ZFSV) ermöglicht die Schonung von Sand- und Kieslager, die Vermeidung von Abfällen im Sinne des Kreislaufwirtschaftsgesetzes, die Verringerung u. a. von Lärm- und Staub-Emissionen und somit auch die Reduzierung von Kohlendioxid. Relativ wenige wissenschaftlich abgesicherte Erkenntnisse liegen zum Wechselwirkungsverhalten thermisch beanspruchter Rohre mit der ZFSV-Bettung und dem umgebenden Boden vor. Insbesondere fehlen Berechnungsmodelle, die eine zuverlässige Bemessung von z. B. Fernwärme- und Stromrohren ermöglichen.

Herr Wolfrum untersucht zunächst die Wechselwirkung thermisch beanspruchter Rohre mit der ZFSV-Bettung mittels vielfältiger Laborversuche und Messtechniken und arbeitet die maßgebenden Einflussgrößen heraus. Anschließend werden die, im W. von den Relativverschiebungen von Rohr und ZFSV-Bettung abhängigen, mobilisierbaren Widerstände beschrieben und quantifiziert. Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen leitet Herr Wolfrum vereinfachte, jedoch gut abgesicherte Ansätze ab, die in praxisrelevanten Berechnungsverfahren implementiert werden können. Weiterhin kommt der Dissertation zusätzliche Bedeutung zu, da sich Herr Wolfrum nicht nur auf das Wechselwirkungsverhalten der Rohroberfläche mit ZFSV-Bettung beschränkt, sondern auch die Erkenntnisse der Modellierbarkeit von ZFSV mittels Stoffgesetzen in allgemeinen FEM-Programmen, wie z. B. Plaxis hinsichtlich weiterer Aufgabenstellungen in der Bodenmechanik und im Grundbau erweitert.

Die in der vorliegenden Dissertation dokumentierte, umfassende Bearbeitung und Bewältigung der Aufgabenstellung gelingen nur, wenn man sich, wie von Herrn Wolfrum vorbildlich umgesetzt, bereits während des Studiums mit Abschlussarbeiten, als studentische Hilfskraft und als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der OTH Regensburg kontinuierlich mit der komplexen Thematik beschäftigt.

Die Forschungsarbeiten wurden erst durch das vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie geförderten Forschungsprojekt „*DC CTL - Kompakte Übertragungsleitung für hohe Gleichspannungen / FKZ: 03ET7531C*“ ermöglicht. Mein Dank geht neben Bundesministerium für Wirtschaft und Energie auch an die industriellen und universitären Partner im Forschungsprojekt, die wichtige Anregungen beigetragen haben.

Herrn Prof. Martin Achmus danke ich für die Annahme des Themas, seiner Unterstützung während Herrn Wolfrums Promotionsstudiums sowie die angenehme Zusammenarbeit.

Thomas Neidhart

# Vorwort des Verfassers

In der vorliegenden Arbeit wird das Kontaktverhalten zwischen Rohren unter thermischer Beanspruchung und zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen untersucht. Hierzu wurden unterschiedliche kleinmaßstäbliche Versuche sowie Großversuche durchgeführt. Aus den Erkenntnissen der Versuche und aus numerischen Berechnungen werden Berechnungsansätze entwickelt, mit denen die Verschiebungen und Beanspruchungen der Rohre berechnet werden können.

Diese Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Fakultät Bauingenieurwesen im Fachbereich Geotechnik an der Ostbayerischen Technischen Hochschule in Regensburg. Diese Arbeit ist aus meiner Mitarbeit im Forschungsvorhaben „*DC CTL - Kompakte Übertragungsleitung für hohe Gleichspannungen / FKZ: 03ET7531C*“ hervorgegangen. Für die Finanzierung dieses Vorhabens bedanke ich mich beim Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi).

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Achmus für die Übernahme des Hauptreferats, seine hervorragende Unterstützung und die kritischen Diskussionen der Ergebnisse.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Neidhart bedanke ich mich für die Betreuung meiner Arbeit. Durch seine konstruktiven Anregungen und kritischen Fragen in fachlichen Diskussionen hat er zur Realisierung dieser Arbeit beigetragen.

Ich danke Herrn Prof. Dr.-Ing. Ingo Weidlich für die Übernahme des Korreferats, Herrn Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus für die Teilnahme am Promotionsverfahren und Herrn Prof. Dr.-Ing. Uwe Haberlandt für die Übernahme des Vorsitzes.

Weiterhin möchte ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen des Fachbereichs Geotechnik und der Fakultät Bauingenieurwesen für die Unterstützung sowie die unvergessliche Zeit an der OTH Regensburg bedanken.

Weiterer Dank gilt allen ehemaligen Projektpartnern für die angenehme und konstruktive Zusammenarbeit.

Bei meinen Eltern bedanke ich mich für die uneingeschränkte Unterstützung auf meinem bisherigen Lebensweg. Mein herzlicher und aufrichtiger Dank gilt insbesondere meiner Frau Natalia, die mich während der gesamten Dauer der Arbeit unterstützt hat sowie meiner Tochter Lena, die mich immer wieder motiviert hat.

Dominik Wolfrum

# Kurzfassung

Gegenstand dieser Arbeit ist die Untersuchung der Wechselwirkung zwischen zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen (kurz: ZFSV) und erdverlegten, thermisch beanspruchten Rohren und die Entwicklung eines Berechnungsansatzes, mit dem das Tragverhalten der Rohre genauer beschrieben werden kann. Zu den thermisch belasteten Rohren zählen Fernwärmeleitungen sowie Übertragungsleitungen für hohe Gleichspannungen.

Zur Berechnung der Verschiebungs- und Normalkraftverläufe entlang der Rohre ist vor allem die Kenntnis über den Widerstand gegen temperaturbedingte axiale Rohrverschiebung maßgebend. Der Verschiebewiderstand wird mit speziell entwickelten, kleinmaßstäblichen Versuchen im Labor untersucht und in Abhängigkeit des Probenalters und der Normalspannung dargestellt.

Da die Normalspannung Einfluss auf die Größe des Widerstands hat, wird ein Großversuch durchgeführt, mit dem aus der radialen Temperaturexpansion des Rohres auf die Kontaktnormalspannungsänderung geschlossen werden kann. Es wird bei dem Großversuch sowie bei den kleinmaßstäblichen Laborversuchen ein quasi-kontinuierlich messendes faseroptisches Messsystem eingesetzt, mit dem die Dehnungen bzw. Stauchungen des Rohres und des ZFSV bestimmt werden können.

Aus den Versuchen wird gefolgert, dass im Vergleich zu nichtbindigen Böden, zwischen dem Rohr und dem ZFSV Adhäsionskräfte auftreten, die zu deutlichen Verschiebewiderständen führen. Da es aktuell keine Regelwerke sowie wissenschaftliche Untersuchungen gibt, mit denen zuverlässig ein thermisch beanspruchtes Rohr bemessen werden kann, bei dem auch Adhäsionskräfte an der Kontaktfläche berücksichtigt werden, ist eine Bemessung von in ZFSV verlegten Rohren aktuell nicht möglich. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Tragverhalten solcher Rohrleitungssysteme untersucht und die Grundlagen für die Bemessung erstellt.

Aus den kleinmaßstäblichen Laborversuchen, dem Großversuch sowie mit numerischen Untersuchungen wird das Kontaktverhalten analysiert und eine Arbeitslinie entwickelt, die den Verschiebewiderstand in Abhängigkeit der axialen Rohrverschiebung wiedergibt.

Mit dieser Kontaktwiderstandsarbeitslinie wird ein Stab-Feder-System und ein halbanalytischer Berechnungsansatz entwickelt, mit denen die Normalkräfte und Verschiebungen von erdverlegten, thermischen beanspruchten Rohren berechnet werden können.

**Schlagnorte:** *ZFSV; Zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe; Rohrstatik; warmgehende Rohre; erdverlegte Rohre; Temperaturexpansion; Kontaktwiderstandsarbeitslinie; KWAL; Adhäsionskräfte*

# Abstract

The presented thesis is about the investigation of the interaction between Temporarily Flowable Backfill Materials (abbreviation: TFB) and buried, thermally stressed pipes and the development of a calculation method the load-bearing behavior of the pipes can be described more precisely. Thermally stressed pipes include district heating pipelines and transmission lines for high DC voltages.

Knowledge of the resistance to temperature-induced axial pipe displacement is essential in order to estimate the displacements, as well as the normal force distribution along the pipes. The resistance to displacement is investigated in the laboratory, using specially developed small-scale tests, and is presented depending on the specimen age and normal stress.

Since the normal stress has an influence on the magnitude of the resistance, a large-scale test is carried out to conclude from the radial temperature expansion of the pipe to the contact normal stress change. A fiber-optic measuring system is used in the large-scale test as well as in the small-scale laboratory tests to determine the expansion or compression of the pipe and the TFB.

It is concluded from the tests that, compared to non-cohesive soils, adhesive forces occur between the pipe and the TFB, which lead to significant resistance to displacement. Since there are currently no regulations or scientific studies to reliably dimension a thermally stressed pipe, which also take into account adhesive forces on the contact surface, it is not possible at the moment to dimension pipes buried in TFB. In this work the load-bearing behavior of such pipeline systems is examined and the basics for the design are created.

From the small-scale laboratory tests, the large-scale test and numerical investigations, the contact behaviour is analysed and the interface-resistance-characteristics is developed that shows the resistance to displacement as a function of the axial pipe displacement.

With this interface-resistance-characteristics, a rod-spring based system and a semi-analytical calculation method are developed to allow the calculation of the normal forces and displacements of buried, thermally stressed pipes.

**Key words:** *TFB; Temporarily Flowable Backfill Material; pipe static; buried pipeline; thermal expansion; interface-resistance-characteristics; adhesive force*

# Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	vi
Tabellenverzeichnis	xiii
Abkürzungsverzeichnis	xv
Symbolverzeichnis	xvi
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1. Motivation . . . . .	1
1.2. Lösungsweg . . . . .	3
<b>2. Stand des Wissens, Regeln der Technik und theoretische Grundlagen</b>	<b>5</b>
2.1. Zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe . . . . .	5
2.1.1. Begriff ZFSV . . . . .	5
2.1.2. Bestandteile . . . . .	5
2.1.2.1. Bindemittel Zement . . . . .	6
2.1.2.2. Zusatzstoff Bentonit . . . . .	8
2.1.3. Wichtigste Eigenschaften des ZFSV . . . . .	9
2.1.4. Übersicht bisheriger Untersuchungen an ZFSV . . . . .	11
2.1.5. Abgrenzung zu Bodenstabilisierung und Tonbeton . . . . .	12
2.2. Grundlagen des Kontaktverhaltens von Böden . . . . .	14
2.3. Untersuchungen zum Kontaktverhalten im Labor . . . . .	16
2.3.1. Übersicht . . . . .	16
2.3.2. Kontaktflächenscherversuche mit Sand . . . . .	19
2.3.3. Stabscherversuch von <i>Wagner</i> [138] . . . . .	19
2.4. Versuche im Maßstab 1:1 . . . . .	25
2.4.1. Zyklische Verschiebungen von Fernwärmerohren in Sand . . . . .	25
2.4.2. Großversuche mit Bettungsmaterial ZFSV . . . . .	26
2.4.2.1. Untersuchung von <i>Arsic</i> [12] mit <i>Triantafyllidis u.a</i> [131] . . . . .	26
2.4.2.2. Technikumsversuch und Feldversuch der OTH.R . . . . .	28
2.5. Grundlagen der Berechnung erdverlegter Rohrleitungen . . . . .	32
2.5.1. Normalspannung an der Kontaktfläche im Ausgangszustand . . . . .	32
2.5.2. Normalspannung an der Kontaktfläche infolge radialer Aufweitung . . . . .	34
2.5.3. Mobilisierbare Schubspannung an der Kontaktfläche . . . . .	36
2.5.4. Berechnung der axialen Rohrspannung und Rohrverschiebung . . . . .	38
2.6. Faseroptische Messtechnik . . . . .	42
<b>3. Kalibrierung der faseroptischen Messtechnik</b>	<b>45</b>
3.1. Übersicht der verwendeten Fasern . . . . .	45
3.2. Kalibrierung der faseroptischen Temperaturmesssensoren . . . . .	46
3.3. Kalibrierung der faseroptischen Dehnungsmesssensoren . . . . .	46
3.4. Temperaturkompensation der Dehnungsmesssensoren . . . . .	48



<b>4. Untersuchte Böden und ZFSV</b>	<b>50</b>
4.1. Verwendete Böden als Grundmaterial für die ZFSV-Herstellung . . . . .	50
4.2. Herstellung der ZFSV . . . . .	51
4.3. Laborversuche an ZFSV . . . . .	54
4.3.1. Übersicht . . . . .	54
4.3.2. Ausbreitmaß, Wassergehalt und Dichte . . . . .	54
4.3.3. Einaxiale Druckfestigkeit . . . . .	55
4.3.4. Eindimensionaler Kompressionsversuch mit stufenweiser Belastung . . . .	58
4.3.5. Eindimensionaler Kompressionsversuch mit konstanter Vorschubgeschwin- digkeit / CRS-Versuch . . . . .	60
4.3.6. Triaxialversuche . . . . .	61
4.3.6.1. D-Versuche . . . . .	61
4.3.6.2. UU-Versuche . . . . .	63
4.3.7. Anisotrope Konsolidation zur Ermittlung des Seitendruckbeiwerts $K_0$ . . .	64
4.3.8. Vergleich der unterschiedlichen Moduln . . . . .	65
4.3.9. Zusammenfassung . . . . .	67
<b>5. Versuchsprogramm, Begleitversuche und Einflussgrößen</b>	<b>68</b>
5.1. Versuchsauswahl . . . . .	68
5.2. Versuchsprogramm . . . . .	69
5.3. Begleitversuche . . . . .	69
5.4. Einflussgrößen Rauheit und Härte . . . . .	69
<b>6. Kontaktflächenscherversuche im Labor</b>	<b>73</b>
6.1. Stabscherversuch Re-SIST . . . . .	73
6.1.1. Versuchsbeschreibung . . . . .	73
6.1.2. Constant Rate of Penetration-Versuche . . . . .	77
6.1.2.1. Übersicht . . . . .	77
6.1.2.2. Durchschiebekraft in Abhängigkeit der Modellrohrsteifigkeit . .	78
6.1.2.3. Durchschiebekraft in Abhängigkeit des Radialdrucks . . . . .	80
6.1.2.4. Durchschiebekraft in Abhängigkeit des Probenalters . . . . .	81
6.1.2.5. Faseroptische Dehnungsmessung . . . . .	81
6.1.3. Maintained Loading-Versuche . . . . .	84
6.1.3.1. Übersicht . . . . .	84
6.1.3.2. Versuchsergebnisse . . . . .	84
6.2. Stabscherversuche Re-SIST <sup>+</sup> mit faseroptischen Dehnungsmessungen . . . . .	86
6.2.1. Versuchsbeschreibung . . . . .	86
6.2.2. Ergebnisse der CRP-Versuche im Re-SIST <sup>+</sup> . . . . .	87
6.2.3. Faseroptische Dehnungsmessungen im ZFSV . . . . .	89
6.3. Kontaktflächenringscherversuch RIST . . . . .	95
6.3.1. Versuchsbeschreibung . . . . .	95
6.3.2. Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei der Kontaktflä- che HDPE - ZFSV . . . . .	100
6.3.2.1. Übersicht . . . . .	100

6.3.2.2.	Versuch A . . . . .	100
6.3.2.3.	Versuch B . . . . .	102
6.3.2.4.	Versuch C . . . . .	103
6.3.3.	Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei der Kontaktfläche HDPE - Sand SE . . . . .	104
6.4.	Zusammenfassung & Folgerung . . . . .	107
<b>7.</b>	<b>Untersuchungen im Großversuchsstand</b>	<b>110</b>
7.1.	Allgemeines . . . . .	110
7.2.	Versuchsrohraufbau . . . . .	110
7.3.	Aufbau des Versuchsstandes . . . . .	112
7.4.	Messtechnik . . . . .	115
7.4.1.	Übersicht . . . . .	115
7.5.	Kalibrierung der faseroptischen Temperatursensoren & Vorversuche mit freier Rohrausdehnung . . . . .	117
7.5.1.	Kalibrierung der faseroptischen Temperaturmesssensoren . . . . .	117
7.5.2.	Freie axiale Längenänderung . . . . .	119
7.5.3.	Freie radiale Längenänderung . . . . .	122
7.6.	Versuch mit Bettungsmaterial Sand SE . . . . .	124
7.6.1.	Allgemeines . . . . .	124
7.6.2.	Begleitversuche . . . . .	126
7.6.3.	Versuchsprogramm . . . . .	127
7.6.4.	Versuchsergebnisse . . . . .	128
7.6.4.1.	Kraft-Verschiebungs-Messung . . . . .	128
7.6.4.2.	Faseroptische Messungen . . . . .	131
7.6.5.	Ermittlung des radialen Aufweitungsmoduls für Sand SE . . . . .	132
7.6.6.	Vergleichende Berechnung nach AGFW-FW 401-10 [5] . . . . .	138
7.7.	Versuch mit Bettungsmaterial ZFSV_SE . . . . .	138
7.7.1.	Allgemeines . . . . .	138
7.7.2.	Begleitversuche . . . . .	139
7.7.3.	Versuchsprogramm . . . . .	141
7.7.4.	Versuchsergebnisse . . . . .	142
7.7.4.1.	Kraft-Verschiebungs-Messung . . . . .	142
7.7.4.2.	Faseroptische Messungen . . . . .	145
7.7.5.	Ermittlung des radialen Aufweitungsmoduls für ZFSV_SE . . . . .	146
7.7.6.	Vergleichende Berechnung nach AGFW-FW 401-10 [5] . . . . .	149
7.8.	Zusammenfassung & Folgerung . . . . .	149
<b>8.</b>	<b>Ableitung der Kontaktwiderstandsarbeitslinie</b>	<b>152</b>
8.1.	Allgemeines . . . . .	152
8.2.	Numerische Ermittlung der KWAI im Adhäsionsbereich . . . . .	153
8.2.1.	Grundlagen . . . . .	153
8.2.2.	Stoffmodell . . . . .	153
8.2.3.	Berechnungsmodell . . . . .	161

---

8.2.4. Berechnungsergebnisse . . . . .	162
8.3. Kontaktwiderstandsarbeitslinie . . . . .	166
<b>9. Berechnungsmodell für die behinderte Temperaturdehnung mittels Stab-Feder-System</b>	<b>169</b>
9.1. Allgemeines . . . . .	169
9.2. Ersterwärmung . . . . .	169
9.3. Wiedererwärmung . . . . .	170
9.4. Abkühlung . . . . .	170
9.5. Berechnung Feldversuch . . . . .	173
<b>10. Halbanalytisches Berechnungsmodell für die behinderte Temperaturdehnung</b>	<b>179</b>
10.1. Allgemeines . . . . .	179
10.2. Grundlagen des halbanalytischen Berechnungsansatzes . . . . .	180
10.3. Ersterwärmung . . . . .	182
10.3.1. Berechnungsansatz für die Ersterwärmung . . . . .	182
10.3.2. Berechnungsbeispiel für die Ersterwärmung . . . . .	183
10.4. Abkühlung . . . . .	187
10.4.1. Allgemeines . . . . .	187
10.4.2. Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich . . . . .	189
10.4.3. Abkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich . . . . .	190
10.4.4. Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich . . . . .	191
10.4.5. Berechnungsbeispiel für die Abkühlung . . . . .	192
10.5. Wiedererwärmung . . . . .	194
10.5.1. Allgemeines . . . . .	194
10.5.2. Berechnungsbeispiel . . . . .	195
10.6. Wiederabkühlung . . . . .	197
10.6.1. Allgemeines . . . . .	197
10.6.2. Berechnungsbeispiel . . . . .	197
10.7. Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse . . . . .	199
10.8. Vergleichsrechnung mittels Stab-Feder-System . . . . .	201
10.8.1. Allgemeines . . . . .	201
10.8.2. Ersterwärmung . . . . .	201
10.8.3. Erstabkühlung . . . . .	203
10.9. Fazit und Folgerung . . . . .	205
<b>11. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>206</b>
11.1. Zusammenfassung . . . . .	206
11.2. Ausblick . . . . .	210
<b>Literatur</b>	<b>211</b>

<b>Anhang</b>	<b>222</b>
<b>A. Halbanalytisches Berechnungsmodell für die behinderte Temperaturex- tension</b>	<b>222</b>
A.1. Grundlagen . . . . .	222
A.2. Ersterwärmung . . . . .	223
A.2.1. Allgemeines . . . . .	223
A.2.2. Elastische Aktivierung bis $u_0$ . . . . .	223
A.2.3. Elastische Aktivierung zwischen $u_0$ und $u_{peak}$ . . . . .	226
A.2.4. Entfestigende Aktivierung . . . . .	229
A.2.5. Plastische Aktivierung . . . . .	232
A.3. Erstabkühlung - Allgemein . . . . .	234
A.4. Erstabkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich . . . . .	234
A.4.1. Elastischer Bereich . . . . .	234
A.4.2. Negativ plastischer Bereich . . . . .	235
A.4.3. Aktivierungslänge und Voraussetzung . . . . .	236
A.5. Erstabkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich . . . . .	237
A.5.1. Elastischer Bereich . . . . .	237
A.5.2. Entfestigender Bereich . . . . .	237
A.5.3. Negativ plastischer Bereich . . . . .	238
A.5.4. Aktivierungslängen und Voraussetzungen . . . . .	239
A.6. Erstabkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich . . . . .	240
A.6.1. Elastischer und entfestigender Bereich . . . . .	240
A.6.2. Positiv plastischer Bereich . . . . .	240
A.6.3. Negativ plastischer Bereich . . . . .	241
A.6.4. Aktivierungslängen und Voraussetzungen . . . . .	242
A.7. Wiedererwärmung ohne entfestigenden Bereich . . . . .	243
A.8. Wiederabkühlung ohne entfestigenden Bereich . . . . .	244
A.9. Berechnung mit Festpunkt (ohne Haftbereich) . . . . .	245

# Abbildungsverzeichnis

1.1.	Thermisch beanspruchte Rohrleitungssysteme . . . . .	1
1.2.	Schematische Darstellung der Schubspannungen $\tau$ bei einer Rohrerwärmung . . . . .	2
2.1.	Schematische Darstellung der Bildung der Hydratphasen und der Gefügeentwicklung bei der Hydratation des Zements (aus [134]) . . . . .	7
2.2.	Druckfestigkeit der Klinkerphasen nach unterschiedlichen Hydratationszeiten (aus [16], dort nach [20]) . . . . .	8
2.3.	Frisch-ZFSV-Dispersion und Mehlkornsuspension mit den Bestandteilen der in dieser Arbeit verwendeten ZFSV (aus [68], in Anlehnung an [138], verändert) . . . . .	10
2.4.	Schematische Darstellung eines Korngemisches vor und nach der Zugabe einer Mehlkornsuspension (aus [77], verändert) . . . . .	10
2.5.	Proctorkurve des Grundmaterials GT ( $\rho_s = 2,639 \text{ g/cm}^3$ ) eines ZFSV mit gemessenen Trockendichten an ZFSV_GT-Proben . . . . .	13
2.6.	Schematische Darstellung der mechanischen Adhäsion („Druckknopftheorie“) (aus [108]) . . . . .	15
2.7.	Statisches System des Rahmenscherversuchs zur Bestimmung der Scherfestigkeit des Bodens (links) und des Kontaktflächenscherversuchs (rechts) . . . . .	16
2.8.	Statisches System des Einfachscherversuchs zur Bestimmung der Scherfestigkeit des Bodens (links) und des entsprechenden Kontaktflächenscherversuchs (rechts) . . . . .	17
2.9.	Statisches System des Modellsiloversuchs . . . . .	17
2.10.	Statisches System des Torsionsscherversuchs . . . . .	18
2.11.	Statisches System des Ringscherversuchs . . . . .	18
2.12.	Statisches System des Stabscherversuchs . . . . .	19
2.13.	Aufbau Aluminiumverbundrohr System Mepla des Unternehmens Geberit [66] . . . . .	20
2.14.	Erster Zyklus eines Re-SIST an ZFSV mit einem Probenalter von 112 Tagen und einem Radialdruck von 0,50 bar (aus [138]) . . . . .	21
2.15.	Kontaktkräfte in Abhängigkeit des Probenalters [138] . . . . .	22
2.16.	Kontaktkräfte in Abhängigkeit des Radialdrucks [138] . . . . .	22
2.17.	Zyklische Belastung eines Re-SIST [138] . . . . .	22
2.18.	Verschiebungsakkumulation bei zyklischer Belastung unter $F_{peak}$ [138] . . . . .	22
2.19.	Reibkraftabnahme in Abhängigkeit des Scherwegs und der Zyklenzahl mit dem Außendurchmesser $D_a = 140 \text{ mm}$ (aus [140]) . . . . .	25
2.20.	Aufbau der Kammern im Großversuchsstand - Draufsicht (aus [131]) . . . . .	26
2.21.	Messtechnik (aus [131]) . . . . .	27
2.22.	Foliendruckmessung nach dem Einbau (aus [131], verändert) . . . . .	28
2.23.	Foliendruckmessung nach der statischen und zyklischen Belastung (aus [131], verändert) . . . . .	28
2.24.	Versuchsaufbau im Maßstab 1:1; Skizze und Definition der Zyklen . . . . .	29
2.25.	Kraft-Weg-Diagramm des KMR DN40 in zwei verschiedenen ZFSV (aus [7]) . . . . .	30
2.26.	Korrigierte Schubspannungen in Abhängigkeit des Rohraußendurchmessers (aus [7]) . . . . .	31
2.27.	Erddruck-Normalspannungen am Rohr (aus [5]) . . . . .	33
2.28.	KWAI von Sand zu HDPE (qualitative Darstellung) . . . . .	37

2.29.	KWAI von ZFSV zu HDPE beim erstmaligen Verschieben (qualitative Darstellung)	37
2.30.	Dehnung $\varepsilon$ , $\varepsilon_\vartheta$ , $\varepsilon_m$ , Längsnormalkraft $N$ und Rohrverschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ am Beispiel eines erdverlegten Rohres mit einem starrplastischen Reibungsansatz bei der Ersterwärmung. . . . .	41
2.31.	Schematische Darstellung einer Singlemodefaser (nach [8] und [127]) . . . . .	42
2.32.	Reflexionsortermittlung mit c-OFDR am Mach-Zehnder-Interferometer (aus [125])	43
2.33.	Prinzip der Frequenzverschiebung durch Temperatur- oder Dehnungsänderung (aus [111], leicht verändert) . . . . .	44
3.1.	Temperaturmesssensor NBG-T . . . . .	45
3.2.	Dehnmesssensor NBG-D [101] . . . . .	45
3.3.	Dehnmesssensor PI-D [96] . . . . .	46
3.4.	Schematische Darstellung des Faserkalibrierstandes . . . . .	46
3.5.	Kalibrierung der Dehnungsfasern . . . . .	47
3.6.	Schematische Darstellung des Versuchs zur Ermittlung der Temperaturkompensation . . . . .	48
4.1.	Mittlere Korngrößenverteilungen der Böden TM, GT und SE . . . . .	51
4.2.	Mengenmäßige Zusammensetzung der ZFSV pro $\text{m}^3$ . . . . .	52
4.3.	Zusammensetzung der ZFSV in V.-% ohne Berücksichtigung von Luftporen . . . . .	52
4.4.	Labormischer . . . . .	53
4.5.	Einaxialer Druckversuch an ZFSV_GT mit einem Probenalter von 56 Tagen . . . . .	56
4.6.	Ergebnisse der einaxialen Druckversuche an ZFSV in Abhängigkeit des Probenalters . . . . .	57
4.7.	Druck-Zusammendrückungs-Kurven der Grundmaterialien und der ZFSV mit einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 28 Tagen . . . . .	59
4.8.	Steifemodul $E_s$ der Erstbelastung in Abhängigkeit der mittleren Normalspannung der Grundmaterialien und der ZFSV mit einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 28 Tagen . . . . .	59
4.9.	Last-Verformungskurve einen CRS-Versuchs an ZFSV_TM (Probenalter 28 Tage)	60
4.10.	D-Versuchsserie am ZFSV_SE mit einem Probenalter bei Scherbeginn von 28 Tagen und unterschiedlichen Horizontalspannungen . . . . .	62
4.11.	$K_0$ -Versuch am ZFSV_SE bei einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 40 Tagen	64
5.1.	Mittenrauwert $R_a$ [22] . . . . .	71
5.2.	Gemittelte Rautiefe $R_z$ [22] . . . . .	71
6.1.	Prinzipskizze Re-SIST-Behälter (aus [138]) . . . . .	74
6.2.	Skizze des selbst hergestellten Verbundrohrs (SVR) . . . . .	75
6.3.	Ergebnis eines CRP-Versuchs im Re-SIST-Behälter mit Prinzipskizze . . . . .	78
6.4.	Durchschiebekraft $F_{peak}$ und $F_{res}$ in Abhängigkeit des Radialdrucks $p$ der unterschiedlichen Modellrohre im ZFSV_GT bei einem Probenalter von 28 Tagen . . . . .	79
6.5.	Axiale Längenänderung der Rohre bei der maximalen Kraft $F_{peak}$ bei einem Probenalter von 28 Tagen . . . . .	79
6.6.	Durchschiebekraft $F_{peak}$ und $F_{res}$ in Abhängigkeit des Radialdrucks $p$ der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen bei einem Probenalter von 28 Tagen . . . . .	80
6.7.	Durchschiebekraft $F_{peak}$ und $F_{res}$ in Abhängigkeit des Probenalters der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen bei einem Radialdruck von $p = 50\text{kPa}$ . . . . .	81

6.8.	Stauchungen $\varepsilon$ des AVB während des CRP-Versuchs bis zum Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	82
6.9.	Stauchungen $\varepsilon$ des AVB während des CRP-Versuchs nach dem Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	82
6.10.	Längenänderung $\Delta s$ des AVB während des CRP-Versuchs bis zum Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	83
6.11.	Längenänderung $\Delta s$ des AVB während des CRP-Versuchs nach dem Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	83
6.12.	Zeitabhängige Rohrverschiebungen bei konstanter Auflast . . . . .	85
6.13.	Prinzip der Innenschale [109] . . . . .	86
6.14.	Bild und Prinzipskizze des Re-SIST <sup>+</sup> in der Prüfpresse mit Messtechnik . . . . .	87
6.15.	Kraft-Weg-Diagramme der CRP-Versuche im Re-SIST <sup>+</sup> bei unterschiedlichen Seitendrücken und Richtungsumkehr . . . . .	88
6.16.	Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ der CRP-Versuche im Re-SIST <sup>+</sup> und Re-SIST in der ZFSV_SE-Bettung . . . . .	88
6.17.	Skizze Umlenkkonstruktion und Verlauf der Faser ([119], leicht verändert) . . . . .	89
6.18.	Umlenkkonstruktion mit der Glasfaser . . . . .	90
6.19.	Führung der Glasfaser aus dem Re-SIST <sup>+</sup> -Behälter durch den Dichtungsring . . . . .	90
6.20.	Stauchung entlang der gesamten Faser bei $F_{peak}$ im Re-SIST <sup>+</sup> mit ZFSV_SE und 0,5 bar Radialdruck . . . . .	91
6.21.	Faserpositionen im Re-SIST <sup>+</sup> -Behälter ([119], leicht verändert) . . . . .	92
6.22.	Dehnung der „inneren“ Faser bis zum Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	92
6.23.	Dehnung der „inneren“ Faser nach dem Erreichen der Maximalkraft $F_{peak}$ . . . . .	93
6.24.	Dehnung der Fasern bei $F_{peak}$ . . . . .	93
6.25.	Kontaktflächenringerscherversuch RIST . . . . .	95
6.26.	Aufbau der Probenzelle und des Stempels mit dem Kontaktmaterial HDPE (Schnittdarstellung) . . . . .	96
6.27.	Linearführung mit Probenzelle und Laststempel . . . . .	96
6.28.	Ergebnis eines RIST mit einer HDPE-ZFSV-Kontaktfläche . . . . .	98
6.29.	Ansatz zur Berechnung der Schubspannung $\tau$ . . . . .	98
6.30.	Im Re-SIST und RIST gemessene Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ mit einem Probenalter des ZFSV_SE von ca. 28 Tagen . . . . .	101
6.31.	Im Re-SIST und RIST gemessene Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ mit einem Probenalter des ZFSV_TM von ca. 28 Tagen . . . . .	101
6.32.	Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei gleicher Normalspannung bei der Vorbelastung und während des Versuchs (blauer Graph) im Vergleich zu Schubspannungen bei einer Normalspannung von $\sigma_{N,VS} = 24,0\text{kPa}$ und $\sigma_{N,VS} = 47,5\text{kPa}$ während der Vorbelastung und anderer Normalspannung während des Versuchs (roter und grüner Graph) . . . . .	102
6.33.	Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung im Re-SIST und RIST bei unterschiedlichen Normalspannungen während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung . . . . .	103
6.34.	Schubspannung mit RIST bei der Kontaktfläche Sand SE - HDPE . . . . .	105
6.35.	Setzungen und Schubspannungen $\tau$ bei der Ermittlung der Residualwerte im RIST	105

6.36.	Schubspannungen $\tau_{peak}$ und $\tau_{res}$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ mit dem Rahmenscherversuch (RSV) und RIST ermittelt . . . . .	107
6.37.	Schubspannungen $\tau_{peak}$ und $\tau_{res}$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen (aus Re-SIST) . . . . .	109
7.1.	Plan Versuchsrohr mit Temperierleitung (Veröffentlichung mit Genehmigung von Siemens AG, Erlangen) . . . . .	111
7.2.	Bild des Innenrohrs mit spiralförmiger Temperierleitung und des Außenrohrs mit HDPE-Ummantelung . . . . .	111
7.3.	Großversuchsstand . . . . .	112
7.4.	Versuchsstand, 3D-Ansicht . . . . .	113
7.5.	Versuchsstand, Grundriss . . . . .	113
7.6.	Versuchsstand, Vorderansicht . . . . .	114
7.7.	Versuchsstand vor ZFSV-Verfüllung, Ansicht innen . . . . .	114
7.8.	hydraulische Belastungseinrichtung . . . . .	115
7.9.	Befestigung der faseroptischen Sensoren im HDPE-Mantel des Versuchsrohrs . . . . .	116
7.10.	Position der Messglasfasern . . . . .	117
7.11.	Durchmesser der Rohrbestandteile inkl. Position der Glasfaser bezogen auf die Rohrachse . . . . .	117
7.12.	Kalibrierung der faseroptischen Temperatursensoren . . . . .	118
7.13.	Messung der Rohrverformung mit freier Rohrausdehnung . . . . .	119
7.14.	Längenänderung (a) und Ausdehnungskoeffizient (b) aus den mit LVDTs gemessenen Verschiebungen beim Vorversuch mit freier Rohrausdehnung . . . . .	120
7.15.	Rohrdehnung $\varepsilon$ in Abhängigkeit der Faserposition $x$ der PI-D-Faser bei einer Rohrtemperatur von $\vartheta = 50^\circ\text{C}$ und einem Innendruck von $p_i = 7\text{bar}$ . . . . .	121
7.16.	Längenänderung $\Delta l$ des Versuchsrohres in Abhängigkeit der Rohrtemperatur $\vartheta$ ermittelt aus der PI-D-Faser, der NBG-D-Faser und den LVDT-Wegmesssensoren . . . . .	121
7.17.	Umfangsänderung $\Delta U_{GF}$ des Rohres in Abhängigkeit der Temperatur $\vartheta$ bei einem Innendruck von $p_i = 7\text{bar}$ bezogen auf eine Ausgangstemperatur von $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ ohne Innendruck . . . . .	122
7.18.	Schnitt durch Versuchsstand mit Einbaumaßen des Bettungsmaterials Sand SE und der Überschüttung . . . . .	125
7.19.	Bilder vom Einbau des Sandes SE . . . . .	125
7.20.	Bild vom Rückbau des Sandes SE mit Darstellung des Wassergehalts in Abhängigkeit des Abstands zum Rohr nach Versuchsende . . . . .	126
7.21.	Kraft-Verschiebungskurven bei $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ und $p_i = 0\text{bar}$ . . . . .	128
7.22.	Abnahme der Reibungskraft $F$ in Abhängigkeit der Zyklenanzahl $N$ . . . . .	129
7.23.	Kraft $F$ in Abhängigkeit der Rohrverschiebung $s$ bei stufenweiser Erwärmung und Abkühlung sowie mit und ohne Innendruck . . . . .	129
7.24.	Kraft $F$ in Abhängigkeit der Rohrverschiebung $s$ bei abwechselnd $\vartheta = 85^\circ\text{C} / p_i = 7\text{bar}$ und bei $\vartheta = 25^\circ\text{C} / p_i = 0\text{bar}$ . . . . .	130
7.25.	Kraft $F$ in Abhängigkeit der Rohrverschiebung $s$ bei $\vartheta = 85^\circ\text{C}$ und $p_i = 7\text{bar}$ . . . . .	131
7.26.	Umfangsänderung $\Delta U_{GF}$ in Abhängigkeit der Rohrtemperatur $\vartheta$ bei einem Innendruck von $p_i = 7\text{bar}$ . . . . .	132



7.27.	Normalspannung $\sigma_N$ in Abhängigkeit der Rohrdurchmessersänderung $\Delta D_{a,HDPE}$ bezogen auf den Ausgangsdurchmesser $D_{a,HDPE,0} = 622,0$ mm der Peak-Werte bei der Ersterwärmung . . . . .	134
7.28.	Mittlere Normalspannung $\sigma_N$ in Abhängigkeit der Rohrdurchmesseränderung $\Delta D_{a,HDPE}$ für die Erstbelastung und Entlastung in radialer Richtung . . . . .	136
7.29.	Aus den Schubspannungen in Tabelle 7.4 ermittelte KWAI mit qualitativer Darstellung der Verschiebung $s$ . . . . .	138
7.30.	Schnitt durch den Versuchsstand mit Einbaumaßen des Bettungsmaterials ZFSV_SE und der Überschüttung . . . . .	139
7.31.	Großversuchskasten vor und während der Befüllung mit ZFSV_SE . . . . .	139
7.32.	Einaxiale Druckfestigkeit $q_u$ in Abhängigkeit des Probenalters des ZFSV_SE als Vorversuch und als Begleitversuch des Großversuchs . . . . .	140
7.33.	Schubspannungen $\tau$ aus dem ReSIST mit ZFSV_SE als Vorversuch und Begleitversuch des Großversuchs . . . . .	141
7.34.	Kraft $F$ in Abhängigkeit der Rohrverschiebung $s$ bei $\vartheta = 23^\circ\text{C}$ und $p_i = 0$ bar . .	143
7.35.	Kraft $F$ in Abhängigkeit der Rohrverschiebung $s$ der ersten und letzten Verschiebung in A-Richtung bei ausgewählten Innendruck- und Temperaturbelastungen beim erstmaligen Erwärmen . . . . .	143
7.36.	Kraft $F_{res}$ in Abhängigkeit der Rohrtemperatur $\vartheta$ bei einem Innendruck von $p_i = 7$ bar bei ZFSV_SE als Bettungsmaterial im Vergleich zum Versuch mit Sand SE als Bettungsmaterial . . . . .	145
7.37.	Umfangsänderung $\Delta U_{GF}$ in Abhängigkeit der Rohrtemperatur $\vartheta$ bei einem Innendruck von $p_i = 7$ bar . . . . .	146
7.38.	Normalspannung $\sigma_N$ in Abhängigkeit der Rohrdurchmesseränderung $\Delta D_{a,HDPE}$ bezogen auf den Ausgangsdurchmesser $D_{a,HDPE,0} = 622,0$ mm der Residualwerte bei der Ersterwärmung . . . . .	147
8.1.	Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Relativverschiebung $\Delta u$ zwischen ZFSV und HDPE . . . . .	152
8.2.	Hyperbolische Spannungs-Dehnungsbeziehung und Fließflächen des HS-Modells [143] . . . . .	154
8.3.	Ergebnisse der Laborversuche und numerischen Berechnungen mit dem Stoffgesetz „Hardening soil“ und ZFSV_SE . . . . .	157
8.4.	Versuchsergebnis zur Bestimmung des Seitendruckbeiwerts $K_0$ mit dem Ergebnis der Nachrechnung in PLAXIS . . . . .	157
8.5.	KWAI in PLAXIS mit der Annahme eines linearen Verlaufs im elastischen Bereich	158
8.6.	Schubspannungen $\tau_{peak}$ und $\tau_{res}$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ ermittelt mit dem Re-SIST . . . . .	160
8.7.	Grabenquerschnitt des Feldversuchs für das PLAXIS-Modell . . . . .	161
8.8.	Skizze zum Berechnungsmodell mit der Einteilung in elastisches und plastisches Kontaktverhalten und der daraus resultierenden Schubspannungsverteilung . . . .	162
8.9.	Schubspannung $\tau$ an der Kontaktfläche zwischen dem Rohr und dem ZFSV und Verschiebung $u$ des Rohres und des ZFSV der Kontaktfläche bei einer mittleren Kontaktnormalspannung von $\sigma_N = 28,8$ kPa in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ .	163

8.10.	Aus der Rohrverschiebung $u_x$ und Schubspannung $\tau$ an der Kontaktfläche ermittelten KWAI . . . . .	163
8.11.	Verschiebungen $u_{peak}$ und $u_0$ in Abhängigkeit von $\sigma_N$ . . . . .	164
8.12.	Ergebnisse der numerischen Berechnungen für eine Schubspannungszunahme unterhalb der maximal mobilisierbaren Adhäsionsspannung $\tau_{peak}$ bei einer mittleren Kontaktnormalspannung von $\sigma_N = 26,6\text{kPa}$ . . . . .	165
8.13.	Betrag der Durchschiebekräfte $ F $ in Abhängigkeit der akkumulierten Rohrverschiebungen $s_{ak}$ des Großversuchs mit ZFSV_SE-Bettung im Ausgangszustand .	167
8.14.	KWAI der Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE für die Ersterwärmung . . . . .	167
8.15.	KWAI der Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE für die Abkühlung und Wiedererwärmung . . . . .	168
9.1.	KWAI für ZFSV für die Ersterwärmung und Wiedererwärmung . . . . .	170
9.2.	Prinzip des Berechnungsschritts Ausgangszustand für die Abkühlungsberechnung	172
9.3.	Darstellung des Ausgangszustands in Abhängigkeit der Ersterwärmung . . . . .	172
9.4.	Prinzip des Berechnungsschritts Abkühlung nach dem Berechnungsschritt in Abbildung 9.2 . . . . .	173
9.5.	Skizze des modellierten Rohrabschnitts . . . . .	173
9.6.	Zeitlicher Temperaturverlauf $\vartheta$ der GIL bei der Ersterwärmung . . . . .	174
9.7.	Schubspannungen $\tau_{peak}$ und $\tau_{res}$ in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_N$ mit dem Re-SIST an ZFSV_SE mit einem Probenalter von ca. 28 Tagen ermittelt . .	175
9.8.	Resultierende KWAI . . . . .	176
9.9.	Messergebnisse des Feldversuchs bei der Ersterwärmung . . . . .	177
9.10.	Mit dem Stab-Feder-System berechnete Rohrverschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Ersterwärmung um $\Delta T = 13,7\text{K}$ . . . . .	177
9.11.	Mit dem Stab-Feder-System berechnete Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Ersterwärmung um $\Delta T = 13,7\text{K}$ . . . . .	178
10.1.	Definition der Vorzeichen . . . . .	181
10.2.	Gleichgewicht am differentiellen Dehnstabelement (nach [10], [136], [138]) . . .	181
10.3.	KWAI für den halbanalytischen Berechnungsansatz bei der Ersterwärmung . . .	182
10.4.	Definition der Positionsparameter $x$ und Aktivierungslängen $l$ für die Ersterwärmung . . . . .	183
10.5.	Normalkraft $N_{el}(x_{el} = 0)$ in Abhängigkeit der elastischen Aktivierungslänge $l_{el}$ .	184
10.6.	Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	185
10.7.	Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	186
10.8.	Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	186
10.9.	KWAI für den halbanalytischen Berechnungsansatz für die Abkühlung (ohne Berücksichtigung von $u_0$ ) . . . . .	187
10.10.	Schematische Darstellung der Schubspannungsrichtungen bei der Abkühlung . .	188
10.11.	Positionsparameter $x$ und Aktivierungslängen $l$ für die Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich . . . . .	189
10.12.	Positionsparameter $x$ und Aktivierungslängen $l$ für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im entfestigenden Bereich . . . . .	190
10.13.	Positionsparameter $x$ und Aktivierungslängen $l$ für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich . . . . .	191

10.14. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	193
10.15. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	193
10.16. Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	194
10.17. KWAI für den halbanalytischen Berechnungsansatz für die Wiedererwärmung . .	194
10.18. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	195
10.19. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	196
10.20. Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	196
10.21. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Wiederabkühlung . .	198
10.22. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Wiederabkühlung . . .	198
10.23. Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Wiederabkühlung .	199
10.24. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	199
10.25. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	200
10.26. Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ . . . . .	200
10.27. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ , berechnet mit dem Stab- Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz . . . . .	202
10.28. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ , berechnet mit dem Stab- Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz . . . . .	202
10.29. Schubspannung $\tau$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ zur Beurteilung der Itera- tionsschritte hinsichtlich der KWAI im elastischen Bereich . . . . .	203
10.30. Verschiebung $u$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Erstabkühlung, be- rechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz . . . . .	204
10.31. Normalkraft $N$ in Abhängigkeit der Rohrposition $x$ bei der Erstabkühlung, be- rechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz . . . . .	204

# Tabellenverzeichnis

2.1.	Klinkerphasen des Portlandzementklinkers (aus [84]) . . . . .	6
2.2.	Mineralphasen des verwendeten Bentonits (aus [82]) . . . . .	9
2.3.	Parameter des AVB als Mittelwerte mehrerer Messungen (Werte aus [138]) . . . . .	20
3.1.	Ergebnisse der Kalibrierung . . . . .	47
3.2.	Ergebnisse der Temperaturkompensation einer PI-D-Faser . . . . .	49
4.1.	Ergebnisse der Laboruntersuchungen an den Ausgangsböden . . . . .	50
4.2.	Zusammensetzung der ZFSV in $[\text{kg}/\text{m}^3]$ . . . . .	51
4.3.	Mischvorgang für die ZFSV-Herstellung . . . . .	53
4.4.	Effektive Scherparameter der ZFSV aus den D-Versuchen . . . . .	61
4.5.	$E_{50}$ -, $E_{ur}$ -, $E_{D,v}$ -Moduln und deviatorische Grenzspannung $q_{Grenz}$ des ZFSV_SE aus den D-Versuchen bei unterschiedlichen Horizontalspannungen $\sigma_h$ und Probenaltern . . . . .	62
4.6.	$E_{50}$ -, $E_{D,v}$ -Moduln und deviatorische Grenzspannung $q_{Grenz}$ des ZFSV_TM und ZFSV_GT aus den D-Versuchen bei einem Probenalter von 28 Tagen und unterschiedlichen Horizontalspannungen $\sigma_h$ . . . . .	63
4.7.	Undrainierte Scherparameter des ZFSV_TM aus den UU-Versuchen . . . . .	63
4.8.	Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung $q_{grenz}$ des ZFSV_SE bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen . . . . .	65
4.9.	Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung $q_{grenz}$ des ZFSV_GT bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen . . . . .	66
4.10.	Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung $q_{grenz}$ des ZFSV_TM bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen . . . . .	67
5.1.	Versuchsprogramm mit Anzahl der jeweiligen Kontaktflächenscherversuche an ZFSV . . . . .	69
5.2.	Shore-Härte D der HDPE-Kontaktmaterialien der unterschiedlichen Versuchsarten . . . . .	70
5.3.	Rauheit der Kontaktmaterialien . . . . .	71
5.4.	Rauheit der Großversuchsrohre vor und nach dem Versuch bei ZFSV- und Sandbettung . . . . .	72
6.1.	Aufbau, Abmessungen und E-Modul des AVB [65], [137], [123] . . . . .	75
6.2.	Abmessungen und Eigenschaften der Rohrbestandteile (Elastizitätsmoduln aus [23], [123], [137]) . . . . .	75
6.3.	Anzahl der durchgeführten CRP-Versuche im Re-SIST und die verwendeten Modellrohre . . . . .	77
6.4.	Gemessene Rohrverschiebung $s$ und über die jeweilige Faserlänge ermittelte Längenänderung des ZFSV $\Delta l_{ZFSV}$ . . . . .	94
6.5.	Durchgeführte Versuche im RIST . . . . .	100
7.1.	Messtechnik im Großversuchsstand . . . . .	116
7.2.	Axiale Längenänderung und axialer thermischer Ausdehnungskoeffizient des Rohres, ermittelt mit den LVDT-Wegmesssensoren . . . . .	119
7.3.	Bestimmung der Dichte nach DIN 18125-2 am Sand SE im Versuchstand . . . . .	126
7.4.	Normalspannung $\sigma_n$ und Rohrdurchmesser $D_{a,HDPE}$ berechnet aus den gemessenen Durchschiebekräften $F$ im Großversuchsstand mit Sand SE als Bettungsmaterial . . . . .	134
7.5.	Versuchsprogramm des CRP-Versuchs im Großversuchsstand mit ZFSV_SE-Bettung . . . . .	142

7.6. Kraft bei der Verschiebung $s = 50\text{mm}$ in A-Richtung während des letzten Verschiebungszyklus . . . . .	144
7.7. Normalspannung $\sigma_n$ und Rohrdurchmesser $D_{a,HDPE}$ berechnet aus den gemessenen Durchschiebekräften $F$ im Großversuchsstand mit ZFSV_SE als Bettungsmaterial . . . . .	147
8.1. Parameter für das Aluminiumrohr als Vollquerschnitt mit einem linear elastischen Stoffgesetz (aus [70] und [104]) . . . . .	155
8.2. Parameter des SE für das MC-Stoffgesetz . . . . .	156
8.3. Parameter des ZFSV_SE für das HS-Stoffgesetz . . . . .	156
8.4. Informationen zum Berechnungsmodell und zur Vernetzung . . . . .	161
9.1. Ermittlung der mittleren Normalspannung $\sigma_N$ an der Kontaktfläche . . . . .	175
10.1. Parameter für das Rohr für das Berechnungsbeispiel mit dem halbanalytischen Berechnungsansatz . . . . .	180
10.2. Parameter für die KWA1 für das Berechnungsbeispiel mit dem halbanalytischen Berechnungsansatz . . . . .	180
10.3. Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Ersterwärmung . .	183
10.4. Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich . . . . .	189
10.5. Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im entfestigenden Bereich . . . . .	190
10.6. Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich . . . . .	191

## Abkürzungsverzeichnis

**AVB** Aluminiumverbundrohr

**CLSM** Controlled Low Strength Material

**CRP** Constant rate of penetration

**GIL** Gasisolierte Rohrleitung

**HDPE** High-Density Polyethylen (Hart-Polyethylen)

**KMR** Kunststoffmantelrohr

**KWAI** Kontaktwiderstandsarbeitslinie

**LVDT** Linear Variable Differential Transducer

**MC** Mohr-Coulomb

**ML** Maintained Loading

**NBG-D** Dehnungsmessfaser der Firma *NBG Systems GmbH, Gmünd, Österreich*

**NBG-T** Temperaturmessfaser der Firma *NBG Systems GmbH, Gmünd, Österreich*

**OTH.R** Ostbayerische Technische Hochschule Regensburg

**PE** Polyethylen

**PI-D** Dehnungsmessfaser mit Polyimid-Beschichtung der Firma *Luna Innovations, Roanoke, USA*

**Re-SIST** Regensburger Stab-Interface-Scher-Test

**RIST** Regensburger Interface-Scher-Test

**SVR** Stahlverbundrohr (selbst hergestellt)

**SVR<sup>+</sup>** Stahlverbundrohr für den Re-SIST<sup>+</sup>

**SZG** Seilzuggeber

**ZFSV** Zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe

# Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung	Einheit	Dimension
<b>Lateinische Symbole</b>			
$a$	Abstand	[m]	[L]
$A$	Querschnittsfläche	[m <sup>2</sup> ]	[L <sup>2</sup> ]
$A_K$	Kontaktfläche zwischen Rohr und Bettung	[m <sup>2</sup> ]	[L <sup>2</sup> ]
$a_n$	normale Adhäsionsspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$A_s$	Querschnittsfläche des Rohres	[m <sup>2</sup> ]	[L <sup>2</sup> ]
$a_T$	tangentiale Adhäsionsspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$b$	Breite	[m]	[L]
$c$	Federkonstante	[N/m <sup>3</sup> ]	[M/L <sup>2</sup> Z <sup>2</sup> ]
$c'$	effektive Kohäsion	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$c_i$	Kohäsion am Interface in PLAXIS	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$c_u$	Kohäsion des undrainierten Bodens	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$c_{soil}$	Kohäsion des Bodens in PLAXIS	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$d/D$	Durchmesser	[m]	[L]
$D_a$	Außendurchmesser	[m]	[L]
$D_F$	Abnahmefaktor	[-]	[-]
$D_i$	Innendurchmesser	[m]	[L]
$D_m$	mittlerer Durchmesser	[m]	[L]
$D_{pr}$	Verdichtungsgrad	[-]	[-]
$D_r$	Lagerungsdichte	[-]	[-]
$E$	Elastizitätsmodul	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{50}$	Sekantenmodul bei 50 % der Bruchstauchung beim Triaxialversuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$\bar{E}_B$	Aufweitungsmodul	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{CRS,n}$	Sekantenmodul nach der Grenzspannung aus dem CRS-Versuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{CRS,ur}$	Sekantenmodul für die Ent- und Wiederbelastung aus dem CRS-Versuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{CRS,v}$	Sekantenmodul vor der Grenzspannung aus dem CRS-Versuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{D,v}$	maximales Tangentenmodul aus dem Triaxialversuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{oed}$	E-Modul aus dem Ödometerversuch in PLAXIS	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_R$	E-Modul des Rohres	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_s$	Steifemodul	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_u$	Modul des einaxialen Druckversuchs	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$E_{u,n}$	Modul des einaxialen Druckversuchs nach der Grenzspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]

$E_{u,v}$	Modul des einaxialen Druckversuchs vor der Grenzspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$E_{ur}$	Ent- und Wiederbelastungsmodul aus dem Triaxialversuch	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$F$	Kraft	[N]	[K]
$f_0$	mittlere optische Frequenz des emittierten Signals	[Hz]	[1/T]
$F_{el}$	Reaktionskraft des abgehenden Rohrschenkels	[N]	[K]
$F_h$	horizontale Kraft	[N]	[K]
$F_p$	Innendruckkraft	[N]	[K]
$F_{peak}$	maximale Kraft	[N]	[K]
$F_{RE}$	axiale Kraft am Rohrende	[N]	[K]
$F_{res}$	residuale Kraft	[N]	[K]
$F_{s/D=1,5}$	Kraft bei $s/D = 1,5$	[N]	[K]
$F_v$	vertikale Kraft	[N]	[K]
$G$	Schubmodul	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$G_i$	Schubmodul am Interface in PLAXIS	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$h$	Bodenüberdeckungshöhe ab Rohrscheitel	[m]	[L]
$H$	Bodenüberdeckungshöhe ab Rohrachse	[m]	[L]
$H_D$	Shore-Härte D	[-]	[-]
$k$	Erddruckbeiwert	[-]	[MLZ <sup>2</sup> /MLZ <sup>2</sup> ]
$K_0$	Erdruchdruckbeiwert	[-]	[MLZ <sup>2</sup> /MLZ <sup>2</sup> ]
$k_{nT}$	Faktor zur Berücksichtigung des Anteils an thermooptischen Effekten bei den Dehnungsmessfasern	[1/K]	[1/T]
$K_{oc}$	Erddruckbeiwert mit Berücksichtigung von Kohäsion	[-]	[MLZ <sup>2</sup> /MLZ <sup>2</sup> ]
$K_T$	Temperaturkoeffizient	[1/K]	[1/T]
$K_\varepsilon$	Dehnungskoeffizient	[-]	[-]
$l$	Länge	[m]	[L]
$l_0$	Gleitbereichslänge	[m]	[L]
$L_0$	Ausgangslänge des Rohres	[m]	[L]
$m$	Exponent für das Maß der Spannungsabhängigkeit	[-]	[-]
$M$	Drehmoment	[Nm]	[KL]
$M_{peak}$	maximaler Drehmomentwiderstand	[Nm]	[KL]
$M_{res}$	residualer Drehmomentwiderstand	[Nm]	[KL]
$n$	Zyklenanzahl	[-]	[-]
$N$	Normalkraft	[N]	[K]
$p$	Seitendruck / Radialdruck	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$p$	isotrope Hauptspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$p_i$	Innendruck	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$p_{ref}$	Referenzspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]
$q$	Deviatorspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[MLZ <sup>2</sup> ]



$q_a$	asymptotische Deviatorspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$q_f$	maximale Deviatorspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$q_{renz}$	deviatorische Grenzspannung	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$q_u$	einaxiale Druckfestigkeit	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$r$	Radius	[m]	[L]
$r_a$	äußerer Radius	[m]	[L]
$R_a$	Mittenrauwert	[μm]	[L]
$r_F$	Radius im RIST an dem die resultierende Reibungskraft angreift	[m]	[L]
$r_i$	innerer Radius	[m]	[L]
$R_{inter}$	Reduktionsfaktor für das Interface in PLAXIS	[-]	[-]
$R_{inter,residual}$	Reduktionsfaktor für das Interface in PLAXIS	[-]	[-]
$r_m$	mittlerer Radius	[m]	[L]
$R_z$	gemittelte Rautiefe	[μm]	[L]
$s$	Verschiebeweg des HDPE-Kontaktmaterials während der Versuche	[m]	[L]
$s'$	bezogene Setzung	[-]	[L/L]
$t$	Wandstärke	[m]	[L]
$t_i$	Dicke des Interface-Bereichs in PLAXIS	[m]	[L]
$u$	axialer Verschiebeweg des erdverlegten Rohres	[m]	[L]
$u_0$	Verschiebung zur Schubspannung $\tau_0$	[m]	[L]
$u_{peak}$	Verschiebung bei der maximalen Schubspannung $\tau_{peak}$	[m]	[L]
$u_{res}$	Verschiebung bei der residualen Schubspannung $\tau_{res}$	[m]	[L]
$U_m$	Umfang in Querschnittsmittle	[m]	[L]
$v$	Verschiebungsgeschwindigkeit	[m/s]	[L/Z]
$w$	Wassergehalt	[-]	[M/M]
$w_{ID}$	radiale Rohraufweitung infolge des Innendrucks	[m]	[L]
$w$	Wassergehalt an der Fließgrenze	[-]	[M/M]
$w_{pr}$	Mit dem Proctorversuch ermittelter optimaler Wassergehalt	[-]	[M/M]
$x$	Position	[m]	[L]
$x_{GB}$	Rohrposition ab Beginn Gleitbereich	[m]	[L]
$x_k$	Reflexionsort bei der faseroptischen Messtechnik	[m]	[L]

### Griechische Symbole

$\alpha$	Drehwinkel	[°]	[°]
$\alpha_T$	linearer Temperaturausdehnungskoeffizient	[1/K]	[1/T]
$\beta_{tm}^2$	thermo-mechanische Abklingziffer des axialen Dehnsteifigkeitsverhältnisses KWAI/Rohr	[m <sup>2</sup> ]	[1/L <sup>2</sup> ]

$\gamma$	Schubverzerrung	[-]	[-]
$\gamma$	Wichte des Bodens	[N/m <sup>3</sup> ]	[M/(LZ) <sup>2</sup> ]
$\gamma_s$	resultierende Scherdehnung	[-]	[-]
$\delta$	Wandreibungswinkel	[°]	[°]
$\Delta$	Differenzoperator	[-]	[-]
$\Delta D$	Durchmesseränderung	[m]	[L]
$\Delta f$	Frequenzverschiebung	[Hz]	[1/T]
$\Delta l$	Längenänderung des Rohres	[m]	[L]
$\Delta l_{ZFSV}$	Längenänderung des ZFSV (parallel zur Rohrachse)	[m]	[L]
$\Delta l_{ZFSV,KF}$	Längenänderung des ZFSV im Nahbereich der Kontaktfläche (parallel zur Rohrachse)	[m]	[L]
$\Delta u$	Relativverschiebung an der Kontaktfläche zwischen HDPE und ZFSV	[m]	[L]
$\Delta U$	Umfangsänderung	[m]	[L]
$\Delta U_{GF}$	Umfangsänderung an der Glasfaserposition	[m]	[L]
$\Delta s$	axiale Längenänderung des Modellrohrs im RESIST	[m]	[L]
$\Delta T$	Zunahme der Temperatur	[K]	[T]
$\Delta \vartheta$	Zunahme der Temperatur	[°C]	[T]
$\Delta \sigma_N$	Normalspannungsdifferenz	[N/m <sup>2</sup> ]	[M/LZ <sup>2</sup> ]
$\varepsilon$	Dehnung / Stauchung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_m$	mechanische Dehnung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_{peak}$	Rohrstauchung bei der Adhäsionsspannung $\tau_{peak}$	[-]	[L/L]
$\varepsilon_r$	Dehnung des Rohres in radialer Richtung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_t$	Dehnung des Rohres in tangentialer Richtung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_u$	Bruchstauchung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_v$	vertikale Stauchung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_{\alpha_T}$	aus dem Temperatureausdehnungskoeffizienten $\alpha_T$ berechnete Dehnung	[-]	[L/L]
$\varepsilon_{\vartheta}$	Dehnung infolge Temperaturänderung	[-]	[L/L]
$\vartheta$	Temperatur	[°C]	[T]
$\kappa_l$	radialer Erhöhungsfaktor für die erstmalige Rohrerwärmung	[-]	[-]
$\kappa_{ur}$	radialer Faktor für die Abkühlung und Wiedererwärmung	[-]	[-]
$\lambda$	Wellenlänge	[m]	[L]
$\mu$	Reibungskoeffizient	[-]	[-]
$\nu$	Querdehnzahl	[-]	[-]
$\nu_B$	Querdehnzahl des Bettungsmaterials	[-]	[-]
$\nu_R$	Querdehnzahl des Rohres	[-]	[-]
$\nu_{ur}$	Querdehnzahl des Bettungsmaterials für die Ent- und Wiederbelastung	[-]	[-]

$\rho$	(Feucht-) Dichte	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	$[\text{M}/\text{L}^3]$
$\rho_d$	Trockendichte	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	$[\text{M}/\text{L}^3]$
$\rho_{d,pr}$	Proctordichte	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	$[\text{M}/\text{L}^3]$
$\sigma$	Spannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma'$	effektive Spannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_h$	horizontale Spannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_N$	Normalspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_{N,0}$	Ausgangsnormalspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_{N,24h}$	Normalspannung in den ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung beim RIST	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_{N,PS}$	Normalspannung während des Scherversuchs zur Bestimmung von $\tau_{peak}$ beim RIST (Prüfspannung)	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_{N,VS}$	Normalspannung während der Vorbelastung nach den ersten 24 Stunden bis Versuchsbeginn beim RIST (Vorbelastungsspannung)	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_r$	Spannung in radialer Richtung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_t$	Spannung in tangentialer Richtung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\sigma_v$	vertikale Spannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\tau$	Schubspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\tau_0$	Schubspannung zur Verschiebung $u_0$ für die KWA1	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\tau_{mob}$	mobilisierbare Schubspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\tau_{peak}$	maximale Schubspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\tau_{res}$	residuale Schubspannung	$[\text{N}/\text{m}^2]$	$[\text{M}/\text{LZ}^2]$
$\varphi$	Reibungswinkel des Bodens	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\varphi'$	effektiver Reibungswinkel des Bodens	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\varphi_i$	Reibungswinkel am Interface in PLAXIS	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\varphi'_K$	Kontaktreibungswinkel	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\varphi_u$	Reibungswinkel des undrainierten Bodens	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\varphi_{soil}$	Reibungswinkel des Bodens in PLAXIS	$[\text{°}]$	$[\text{°}]$
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	$[\text{°}/\text{s}]$	$[\text{°}/\text{Z}]$

### Dimension

$K$	Kraft
$L$	Länge
$M$	Masse
$T$	Temperatur
$Z$	Zeit
$°$	Winkel

# 1. Einleitung

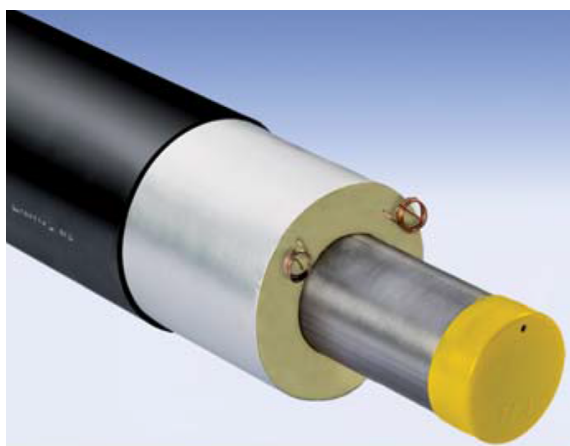
## 1.1. Motivation

Bei der Verlegung von Fernwärmerohren ist es Stand der Technik, den für die Erdverlegung ausgehobenen Graben mit Sand zu verfüllen. Da die Tiefbaukosten bei der Verlegung einen hohen Anteil der Gesamtkosten ausmachen, ist eine Möglichkeit die Kosten zu reduzieren, zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe (ZFSV) als Bettungsmaterial zu verwenden. Als Grundmaterialien für die ZFSV werden Bodenaushub oder Gesteinskörnungen verwendet, die mit Wasser, Bindemittel und optional Zusätzen wie z.B. Bentoniten vermischt werden [62].

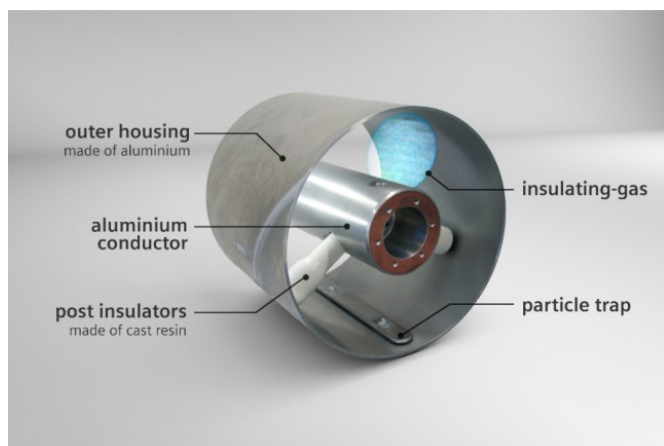
Für die erdverlegten Fernwärmenetze werden hauptsächlich Kunststoffmantelrohre (KMR) verwendet. Das Mediumrohr aus Stahl und das Mantelrohr aus HDPE sind mit einer Polyurethan-Hartschaumdämmung kraftschlüssig miteinander verbunden (siehe Abbildung 1.1a). [145]

Das Einsparpotential bei einer Verlegung eines KMR mit einem DN 600 (Nennweite) in ZFSV unter befestigter Oberfläche beträgt bis zu 8,9 %. Bei kleineren Durchmessern und unbefestigter Oberfläche fallen die Einsparpotentiale noch höher aus. [115]

Ein weiteres thermisch beanspruchtes Rohrleitungssystem sind die Stromtrassen, die zur Umsetzung der Energiewende benötigt werden. Verstärkt durch die öffentliche Diskussion wird nach unterirdisch verlegten Lösungen gesucht. Eine Variante sind die erdverlegten gasisolierten Übertragungsleitungen für hohe Gleichspannungen (GIL) mit einem inneren Aluminiumleiter und einem Außenrohr aus der Aluminiumlegierung EN AW 5083 mit einem Außendurchmesser von 610mm (siehe Abbildung 1.1b). Der Innenleiter wird durch Keramik- bzw. Harzisolatoren mittig gehalten und der Zwischenraum mit einem Isoliergas wie z.B. SF<sub>6</sub>, N<sub>2</sub> oder Luft gefüllt. Für die Erdverlegung ist das Rohr zusätzlich mit einer HDPE-Schicht ummantelt. Durch die Übertragung von großen Energiemengen kommt es zu Temperaturänderungen und demzufolge zu Rohrdehnungen. [121], [85]



(a) Kunststoffmantelrohr [79]



(b) Gasisolierte Übertragungsleitung [121]

Abbildung 1.1: Thermisch beanspruchte Rohrleitungssysteme

Ein ökologischer Vorteil von ZFSV ist, dass der Grabenaushub direkt auf der Baustelle für die ZFSV-Herstellung wiederverwendet werden kann und somit große Transportwege zur Entsorgung des Aushubs, sowie die Anlieferung eines neuen Verfüllmaterials eingespart werden können. Außerdem werden dadurch Ressourcen und Deponien geschont.

Ungeklärte technische Fragestellungen hinsichtlich der Bemessung und Dimensionierung von in ZFSV verlegten Rohren unter thermischen Einwirkungen hemmen den Einsatz von ZFSV. Der maßgebende Einfluss auf die statische Auslegung der Systeme sind die Temperaturdehnungen des Rohres und die daraus resultierenden Verschiebungen und Spannungen im Rohr. Bei erdverlegten Rohren entstehen zur axialen Verschiebungsrichtung entgegengesetzte Kontaktschubspannungen, die die freie Temperaturdehnung behindern und die Verschiebungen demzufolge reduzieren. In der Skizze in Abbildung 1.2 sind die Schubspannungen  $\tau$  bei einer Rohrerwärmung schematisch dargestellt. Das Rohr ist an einem Ende unverschieblich fixiert und das andere Ende kann sich frei bewegen. Durch die Erwärmung um  $+\Delta T$  dehnt sich das Rohr in Richtung des freien Endes aus und die Schubspannungsrichtungen an der Kontaktfläche zwischen dem Bettungsmaterial und der Rohroberfläche zeigen in die entgegengesetzte Richtung.

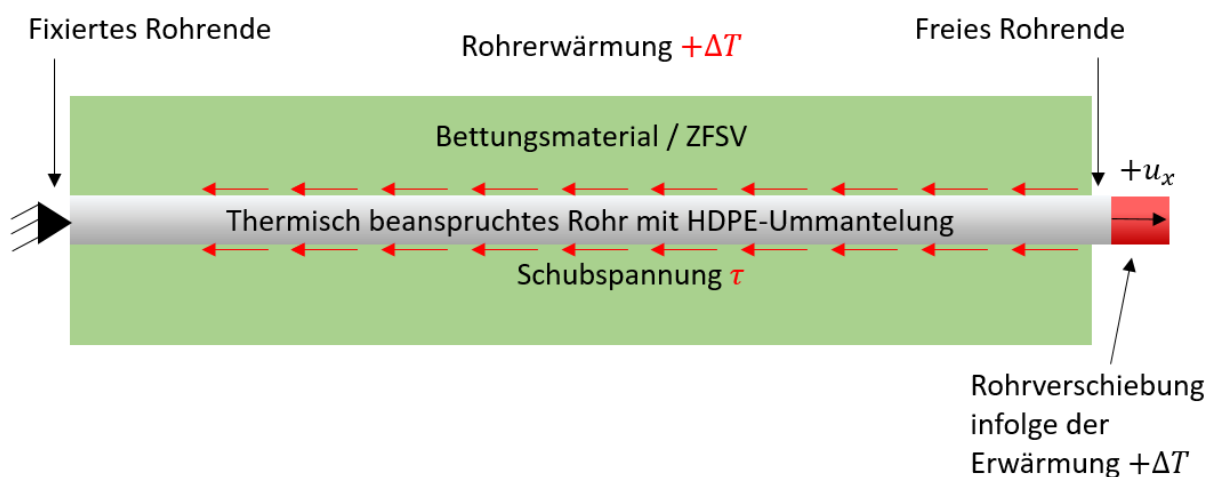


Abbildung 1.2: Schematische Darstellung der Schubspannungen  $\tau$  bei einer Rohrerwärmung

Um die Spannungen und Verschiebungen berechnen zu können, ist das Kontaktverhalten zwischen Bettungsmaterial und Rohr von entscheidender Bedeutung. Vor allem der Widerstand gegen axiale Rohrverschiebung und somit die Kontaktwiderstandsarbeitslinie (KWAL) sind für die Berechnungen ausschlaggebend. Aktuelle Regelwerke und Berechnungsansätze sind nur für nichtbindiges Material mit einer elastisch-plastischen bzw. starr-plastischen KWAL ausgelegt. Da sich die KWAL des ZFSV stark von den Arbeitslinien unterscheidet, die in diesen Berechnungsansätzen angesetzt werden, können erdverlegte Rohrleitungen unter maßgebender thermischer Beanspruchung noch nicht zuverlässig berechnet werden. Es liegen vereinzelt wissenschaftliche Untersuchungen zu dieser Thematik vor, die jedoch noch keinen zuverlässigen und umfassenden Ansatz für die Verwendung von ZFSV für thermisch beanspruchte Rohre zulassen.

Zusätzlich zur axialen Rohrausdehnung muss auch die Normalspannungsänderung an der Kontaktfläche infolge der radialen Rohrausdehnung berücksichtigt werden. Der Einfluss der radialen

Ausdehnung muss untersucht und die Auswirkungen auf die Spannungs- und Verformungsberechnungen überprüft werden bzw. die Berechnungsansätze müssen dementsprechend entwickelt werden.

Ziel dieser Arbeit ist, das Kontaktverhalten zwischen HDPE und ZFSV zu untersuchen und mit den Erkenntnissen aus der Literatur einen Berechnungsansatz zu entwickeln, mit dem das Tragverhalten von in ZFSV verlegten Rohrleitungen unter thermischer Beanspruchung genauer beschrieben werden kann.

## 1.2. Lösungsweg

Um das Ziel dieser Arbeit zu erreichen, wird das Kontaktverhalten in axialer und radialer Richtung mit kleinmaßstäblichen Versuchen und Großversuchen im Maßstab 1:1 untersucht und erklärt. Aufbauend auf die Versuchsergebnisse wird die KWAI beschrieben und Berechnungsansätze entwickelt, mit denen eine Berechnung von in ZFSV verlegten, thermisch beanspruchten Rohren unter Ansatz der beschriebenen KWAI möglich ist.

In **Abschnitt 2** werden der Stand des Wissens, die Regeln der Technik und die theoretischen Grundlagen beschrieben, die für die weitere Arbeit von Bedeutung sind. Es wird der Baustoff ZFSV mit den Bestandteilen und den maßgebenden Eigenschaften sowie der aktuelle Kenntnisstand zu den Untersuchungen an ZFSV dargestellt. Des Weiteren werden die grundlegenden Berechnungsansätze beschrieben, auf die in dieser Arbeit aufgebaut wird.

Für die kleinmaßstäblichen Untersuchungen im Labor sowie für die Großversuche im Maßstab 1:1 wurde faseroptische Messtechnik eingesetzt, mit der Verschiebungen und Temperaturänderungen quasi-kontinuierlich gemessen werden können. Dieses Messsystem wird verwendet, um die Verschiebungen des Rohres in axialer und radialer Richtung und die Verschiebungen des ZFSV untersuchen zu können. Zusätzlich wird mit dem System die Temperaturänderung des Rohres bei dem Großversuch gemessen. Die Grundlagen des faseroptischen Messsystems sind in **Abschnitt 2** aufgeführt und die Kalibrierung in **Abschnitt 3**.

In **Abschnitt 4** werden die in dieser Arbeit verwendeten Böden und ZFSV beschrieben und verschiedene Grundlagenversuche an den Böden aufgeführt.

Das Versuchsprogramm wird in **Abschnitt 5** aufgezeigt sowie das Kontaktmaterial HDPE bei den unterschiedlichen klein- und großmaßstäblichen Versuchsaufbauten hinsichtlich der Rauheit und Shore-Härte untersucht, um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten.

In **Abschnitt 6** werden die kleinmaßstäblichen Kontaktflächenscherversuche und in **Abschnitt 7** der Großversuch im Maßstab 1:1 mit den Kontaktmaterialien Sand/HDPE und ZFSV/HDPE beschrieben. Es werden jeweils die verschiedenen Versuchsaufbauten dargestellt, die Ergebnisse aufgeführt und bewertet.

Aus den Erkenntnissen der Versuche und aus numerischen Berechnungen wird im **Abschnitt 8** die KWAI abgeleitet.

Mit der KWA1 wird in **Abschnitt 9** ein Stab-Feder-System entwickelt, mit der Spannungs- und Verschiebungsberechnungen von in ZFSV verlegten Rohren unter thermischen Einwirkungen für die maßgebenden Lastfälle möglich ist. Mit Stab-Feder-Systemen können lange Rohrtrassen mit komplexeren Verläufen mit Rohrkrümmungen oder -biegungen berechnet werden.

In **Abschnitt 10** wird ein halbanalytisches Berechnungsmodell beschrieben, mit der gerade Rohrab-schnitte für die maßgebenden Lastfälle berechnet werden können. Die Gleichungen mit den Her-leitungen sind in **Anhang A** aufgeführt. Dieses Verfahren lässt sich in der Praxis leicht mit einem Tabellenkalkulationsprogramm umsetzen.

## 2. Stand des Wissens, Regeln der Technik und theoretische Grundlagen

### 2.1. Zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe

#### 2.1.1. Begriff ZFSV

Bei den zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen (kurz: ZFSV) handelt es sich um Verfüllbaustoffe aus Böden und Baustoffen, die nach ihrer Herstellung für einen gewissen Zeitraum im fließfähigen Zustand verbleiben und ohne Einwirkung zusätzlicher Verdichtungsenergie Hohl- und Zwischenräume vollständig ausfüllen. Der Begriff selbstverdichtend bedeutet hierbei, dass der ZFSV im frischen Zustand ohne zusätzliche mechanische Verdichtung, allein unter dem Einfluss der Schwerkraft fließt und einen Lagerungszustand erreicht, der die festgelegten Anforderungen erfüllt. Anschließend verfestigt sich der ZFSV und weist nach einem definierten Zeitraum den Vorgaben entsprechende mechanische Eigenschaften auf [12], [62].

Die Herstellung und Anwendung der ZFSV wird in dem Hinweisblatt *„Hinweise für die Herstellung und Verwendung von zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen im Erdbau (H ZFSV)“* beschrieben. Beispiele für ZFSV sind Dämmer<sup>®</sup>, TerraFlow<sup>®</sup>, Weimarer Bodenmörtel<sup>®</sup> und RSS<sup>®</sup>-Flüssigboden [12].

In mehreren Publikationen wird für ZFSV der Begriff „Flüssigboden“ verwendet oder als Bezeichnung für eine Untergruppe der ZFSV benutzt, bei denen der ausgehobene Boden als Grundmaterial eingesetzt wird. ZFSV kann ins englische mit „Temporarily Flowable Backfill Material“ (TFB) übersetzt werden. Außerdem existiert der englischsprachige Begriff „Controlled Low Strength Material (CLSM)“. CLSM bestehen üblicherweise aus Portlandzement, Wasser, Flugasche oder ähnlichen Produkten sowie Gesteinskörnungen [3]. Je nach Eigenschaft und mengenmäßiger Zusammensetzung des CLSM kann es als Spezialfall den ZFSV zugeordnet werden.

#### 2.1.2. Bestandteile

Nach dem Hinweisblatt *H ZFSV* [62] können für die Herstellung von ZFSV Böden, Böden und Baustoffe nach TL BuB E-StB [61], Bindemittel, Zusätze und Wasser verwendet werden. Für ZFSV können natürlich anstehende Böden oder Gesteinskörnungen aus Gewinnungsbetrieben als Grundmaterial verwendet werden. In den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit war das Bindemittel die Zementart CEM I 42,5R und der Zusatzstoff Bentonit, welche in den folgenden Abschnitten genauer erläutert werden. Bei den hier verwendeten ZFSV beträgt der mengenmäßige Anteil des trockenen Bodens zwischen 900 und 1360 kg/m<sup>3</sup>, Wasser zwischen 460 und 630 kg/m<sup>3</sup>, Zement zwischen 37 und 50 kg/m<sup>3</sup> und Bentonite zwischen 40 und 45 kg/m<sup>3</sup>.



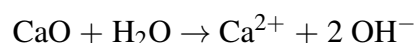
### 2.1.2.1. Bindemittel Zement

Als Bindemittel für die in dieser Arbeit verwendeten ZFSV-Rezepturen wurde ausschließlich Portlandzement (CEM I) mit der Festigkeitsklasse 42,5 und hoher Anfangsfestigkeit (R) nach *DIN EN 197-1* [36] verwendet. Zement ist ein hydraulisches Bindemittel, das bei Zugabe von Wasser durch Hydratation erstarrt und verfestigt. Ohne Berücksichtigung des Abbindereglers Gips besteht Portlandzement zu 95% bis 100% aus Portlandzementklinker. Nebenbestandteile wie z.B. Hüttsand, natürliche Puzzolane, Flugasche, gebrannter Schiefer, Kalkstein oder Füller dürfen maximal 5% betragen. Die Bestandteile des Portlandzementklinkers sind in Tabelle 2.1 dargestellt. [36], [84], [126]

Tabelle 2.1: Klinkerphasen des Portlandzementklinkers (aus [84])

Klinkerphasen	Chemische Formel	Kurzbezeichnung	Eigenschaften	Massenanteile im Klinker [%]
Tricalciumsilicat (Alit)	3 CaO · SiO <sub>2</sub>	C <sub>3</sub> S	schnelle Erhärtung, hohe Hydratationswärme, hohe Festigkeit	45 bis 80
Dicalciumsilicat (Belit)	2 CaO · SiO <sub>2</sub>	C <sub>2</sub> S	langsame stetige Erhärtung, niedrige Hydratationswärme, hohe Festigkeit	0 bis 32
Tricalciumaluminat	3 CaO · Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	C <sub>3</sub> A	schnelle Reaktion mit H <sub>2</sub> O, hohe Hydratationswärme, geringe Festigkeit, anfällig gegen Sulfatwässer	7 bis 15
Calciumaluminatferrit	4 CaO (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	C <sub>4</sub> (A, F)	langsame und geringe Erhärtung, widerstandsfähig gegen Sulfatwässer	4 bis 14
Freies CaO (Freikalk)	CaO	C	in geringen Mengen unschädlich, sonst Kalktreiben	0,1 bis 3
Freies MgO (Periklas)	MgO	M	in größeren Mengen Treiben	0,5 bis 5

Wird der Zement mit Wasser gemischt, treten die zwei verschiedenen chemischen Reaktionen Hydrolyse und Hydratation auf. Die Hydrolyse ist eine sofortige Reaktion von Zement mit Wasser, bei der Kalk aus den Klinkerphasen mit Wasser reagiert und OH<sup>-</sup>-Ionen nach der Gleichung



bildet, wodurch der pH-Wert des Zementleims sofort auf etwa pH=12,5 ansteigt. [84]

Die Hydratation läuft wesentlich langsamer und ist die eigentliche Erhärtungsreaktion. Bei der Hydratation werden die Klinkerphasen „verbraucht“ und es entstehen Hydratphasen. Die schematische Darstellung der Bildung der Hydratphasen und der Gefügeentwicklung bei der Hydratation

des Zements ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Es lassen sich drei Hydratationsstufen unterscheiden. Bei der **ersten Hydratationsstufe** nach dem Anmachen von Zement mit Wasser entsteht niedrigfestes Calciumhydroxid ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) und aus Tricalciumaluminat und Calciumsulfat (Gips) bildet sich Trisulfat (Ettringit). Das Trisulfat bedeckt die Oberfläche des Tricalciumaluminats und des Calciumaluminatferrits, wodurch für eine gewisse Zeit eine weitere Erstarrung verhindert wird und sich der Zementleim in einer sogenannten Ruheperiode befindet, in der er verformt und verdichtet werden kann. Bei der **zweiten Hydratationsstufe** nach ca. 4 Stunden bilden sich langfaserige Calciumsilikathydrate (CSH) durch Hydratation von Tricalciumsilikat und Dicalciumsilikat. Bei der **dritten Hydratationsstufe** ab ca. 1 Tag bildet sich feinkristallines Calciumsilikat- und Calciumaluminathydrat, das die vorhandenen Poren ausfüllt bzw. verkleinert. Da die Umwandlungsprozesse der Klinkerminerale in die Hydrate exotherme Vorgänge sind, wird entsprechend des Reaktionsfortschritts Wärme frei. Der Anteil des Tricalciumsilikats und Dicalciumsilikats an der Festigkeitsentwicklung beträgt über 80% (siehe Abbildung 2.2). Zur vollständigen Hydratation liegt die erforderliche Menge an Zugabewasser bezogen auf die Zementmenge bei 40 M.-%. [16], [84]

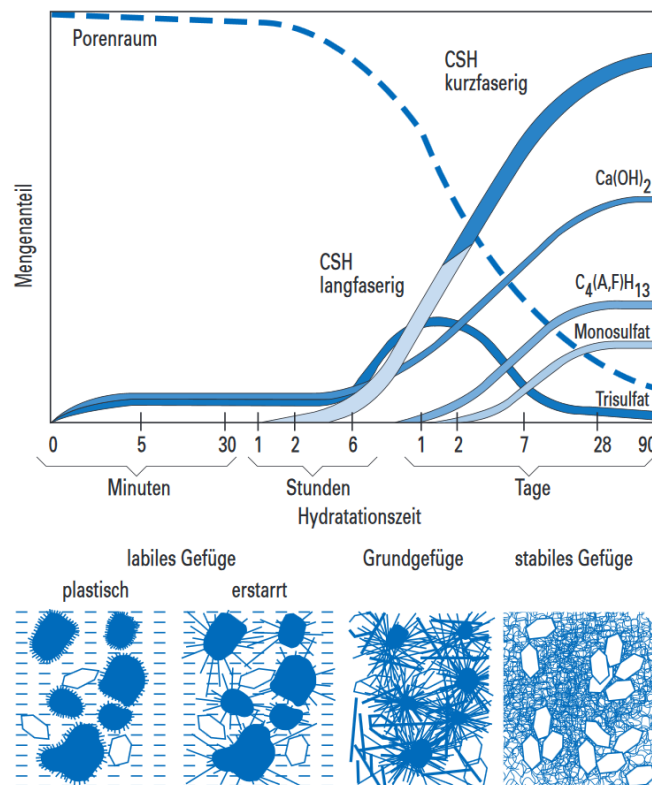


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung der Bildung der Hydratphasen und der Gefügeentwicklung bei der Hydratation des Zements (aus [134])

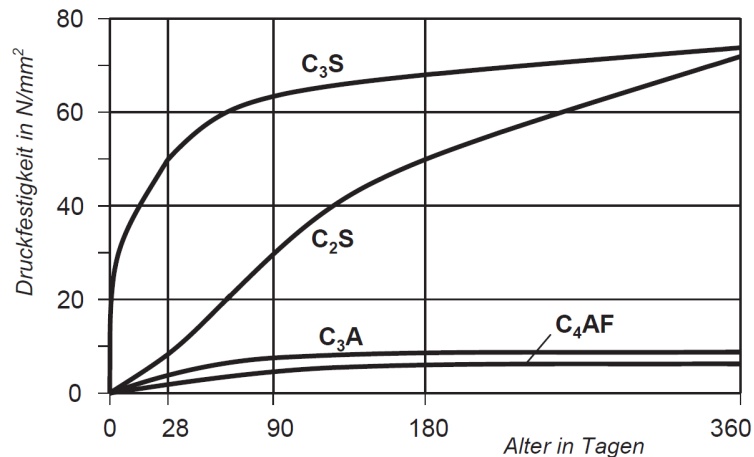


Abbildung 2.2: Druckfestigkeit der Klinkerphasen nach unterschiedlichen Hydratationszeiten (aus [16], dort nach [20])

Der Übergang vom flüssigen Zementleim in den festen Zementstein wird mit den Phasen Ansteifen, Erstarren und Erhärten beschrieben. Die Veränderung der Viskosität des Zementleims mit der Zeit wird mit einem Versuch zur Bestimmung der Erstarrungszeiten nach *DIN EN 196-3* nachgewiesen. Der danach ermittelte Erstarrungsbeginn darf nach *DIN EN 197-1:2011* für den im Rahmen dieser Arbeit zur ZFSV-Herstellung verwendeten Zement CEM I 42,5R frühestens nach 60 Minuten einsetzen. [36], [134]

#### 2.1.2.2. Zusatzstoff Bentonit

Bentonit ist ein natürlich vorkommendes Gemisch aus Tonmineralien und besteht zu ca. 60% bis 80% aus dem Dreischichtsilikat Montmorillonit sowie Mineralien wie Quarz, Glimmer oder Feldspat. Es wird zwischen Ca- und Na-Bentoniten unterschieden. Das Mineral Montmorillonit bestimmt weitgehend die chemischen und physikalischen Eigenschaften. Das Kristallgitter des Montmorillonits besteht aus zwei Siliziumtetraederschichten, die eine Aluminiumoktaederschicht einschließen und eine negative Überschussladung aufweisen. Deshalb werden Metallkationen wie zum Beispiel  $\text{Na}^+$  und  $\text{Ca}^{2+}$  angezogen. Die Kationen werden in wässriger Lösung von Wasser umlagert (hydratisiert). Das Ausmaß der Wasseranlagerung ist u.a. von der Struktur, den Zwischenschicht-Kationen und vom äußeren Milieu (Wasserdampfdruck, elektrolythaltiges Porenwasser) abhängig. Das Wasseraufnahmevermögen (nach *DIN 18132*) beträgt bei Na-Bentoniten 600 - 700 M.-% und bei Ca-Bentoniten 200 - 300 M.-%. Unterhalb einer Grenztemperatur ist die Wasseraufnahme reversibel. Nach [80] beginnt das adsorptiv gebundene Zwischenschichtwasser bei ungefähr  $50^\circ\text{C}$  zu entweichen und ist bei ca.  $250^\circ\text{C}$  komplett ausgetrieben. Die genauen Temperaturbereiche sind von den Zwischenschicht-Kationen und der Struktur abhängig. [16], [67], [75], [80]

Bei Dreischichtmineralien wie Montmorillonit ist ein Austausch der Ionen (Substitution) möglich, was die chemischen Eigenschaften des Minerals verändert. Die Eigenschaft des Kationenaustauschs von Montmorillonit wird verwendet, um Ca-Bentonite in unterschiedlich hoch aktive Na-Bentonite umzuwandeln. Da das System bestrebt ist, den geringsten Energiezustand einzunehmen,

kommt es zu einem Kationenaustausch, falls ein weniger stark hydratisiertes Kation angeboten wird, das weniger Platz beansprucht. Dadurch entweicht Zwischenschichtwasser und es kommt zu einer Volumenverringering. So werden bei Na-Bentoniten die Natrium-Kationen mit dem Calcium aus dem Zement ausgetauscht, was die Bindung der Tonteilchen erhöht und die Fließfähigkeit reduziert. [112], [67], [117]

Zusätzlich zur starken Quellfähigkeit weist Montmorillonit bei Zugabe von Wasser als Suspension ein ausgeprägt thixotropes Verhalten auf. Die Thixotropie bei Bentonit ist eine reversible Sol-Gelumwandlung. Im Ruhezustand erstarrt die Bentonitsuspension zu einem Hydrogel, das bei Bewegung in die flüssige Solphase zurückkehrt. [67]

Bentonit wird grundsätzlich als inerter Zusatzstoff aufgeführt [130]. In [74] wurden die Druckfestigkeiten von Zement-Bentonit-Suspensionen untersucht und geringe puzzolanische Effekte festgestellt.

Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Bentonit wurde von *KI Keramik-Institut GmbH, Meißen* mittels Röntgendiffraktometrie untersucht. Die ermittelten Mineralphasen über der Nachweisgrenze (2% bzw. 5%) sind in Tabelle 2.2 aufgetragen. Den größten Anteil betragen hiernach die quellfähigen Tonminerale der Smectit-/Montmorillonit-Gruppe mit 75 M.-%.

Tabelle 2.2: Mineralphasen des verwendeten Bentonits (aus [82])

<b>Mineralphase</b>	<b>Mittelwert in M.-%</b>
$\Sigma$ Dreischichttonminerale	81
davon: Smectit-/ Montmorillonit-Gruppe (quellfähige Tonminerale)	75
Muskovit (Glimmer, Sericit)	6
Quarz	12
Calcit	5

### 2.1.3. Wichtigste Eigenschaften des ZFSV

Im ZFSV finden durch das Bindemittel und den Zusatzstoff chemische und physikalische Reaktionen statt, die den Stoffzustand und die Eigenschaften in Abhängigkeit der Zeit verändern. Wie im Abschnitt 2.1.2.1 für Zementleim beschrieben wurde, wird auch für ZFSV der Übergang von der flüssigen in die feste Phase mit Ansteifen, Erstarren und Erhärten beschrieben. Wie bei Beton und nach [138] wird zwischen Frisch-ZFSV und Fest-ZFSV unterschieden. In Abbildung 2.3 ist der Aufbau eines Frisch-ZFSV mit den Bestandteilen der hier verwendeten ZFSV-Rezepturen dargestellt. In Anlehnung an [30] besteht der Mehlkornanteil aus dem Zement, dem im Boden enthaltenen Kornanteil  $< 0,125$  mm und dem Zusatzstoff (Bentonit).

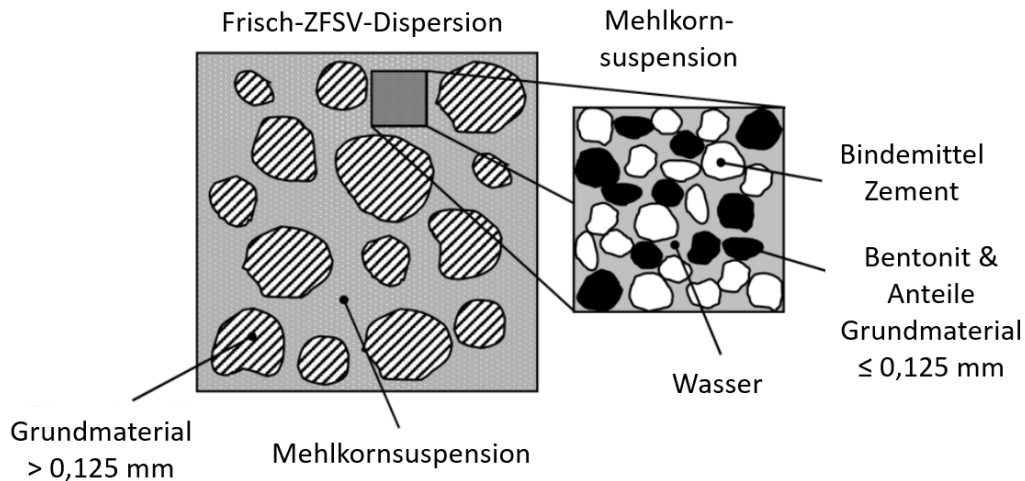


Abbildung 2.3: Frisch-ZFSV-Dispersion und Mehlkornsuspension mit den Bestandteilen der in dieser Arbeit verwendeten ZFSV (aus [68], in Anlehnung an [138], verändert)

Die Mehlkornsuspension umhüllt die Körner des Grundmaterials und füllt die Hohlräume. Wird dem Grundmaterial mehr Mehlkornsuspension zugegeben, als das für die Füllung der Hohlräume notwendig ist, fällt die Reibung zwischen den Körnern weg und der ZFSV ist verarbeitbar und fließfähig. [77]

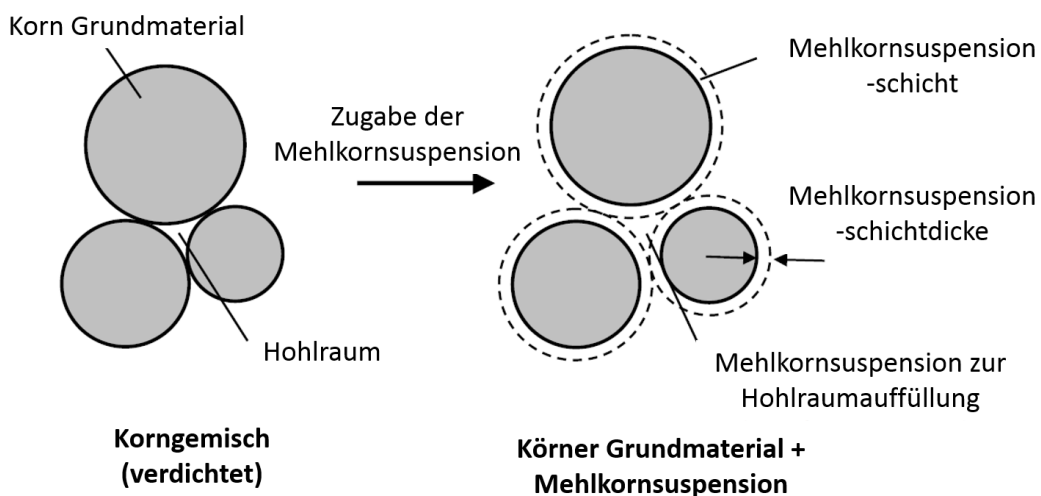


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung eines Korngemisches vor und nach der Zugabe einer Mehlkornsuspension (aus [77], verändert)

Wird für den ZFSV ein Grundmaterial mit bindigen Bestandteilen verwendet, so können aufgrund der Kohäsion des Materials die Körner auch als Aggregate im ZFSV vorhanden sein.

Da sich der ZFSV dadurch auszeichnet, dass er allein unter dem Einfluss des Eigengewichts fließt und weitestgehend entlüftet, muss die Mehlkornsuspensionsschichtdicke in Abhängigkeit des Grundmaterials und der Mehlkornsuspensionseigenschaften ausreichend stark sein sowie die Zusammensetzung der Mehlkornsuspension mit dem jeweiligen Anteil an Bindemittel, Wasser und Zusatzstoff dementsprechend eingestellt werden.

An der Grenzfläche zu anderen Oberflächen wie zum Beispiel Rohrwandungen, tritt der sogenannte „Wandeffekt“ auf. Durch dieses Hindernis wird die geometrische Anordnung gestört und ein erhöhter Anteil an Mehlkornsuspension ist im Nahbereich der Kontaktfläche vorhanden. Zusätzlich sind die Körner des Grundmaterials mit Mehlkornsuspension umhüllt. Daraus folgt, dass im Nahbereich des ZFSV keine Körner  $> 0,125$  mm vorhanden sind und somit keinen Kontakt zur anderen Oberfläche haben. [4], [138]

#### 2.1.4. Übersicht bisheriger Untersuchungen an ZFSV

Im Folgenden werden die Dissertationen und Forschungsprojekte zum Thema ZFSV aufgelistet und in den folgenden Abschnitten auszugsweise dargestellt, deren Kenntnisse für diese Arbeit von Bedeutung sind. Die Aufzählung der dargestellten Publikationen in [138] wurde im Rahmen dieser Arbeit erweitert und auf den aktuellen Kenntnisstand gebracht. Folgende Dissertationen liegen vor:

- Igor Arsic „Über die Bettung von Rohrleitungen in Flüssigboden“; Jahr: 2009. [12]
- Friedemann Sandig „Strukturbedingte geotechnische Eigenschaften von Controlled Low Strength Material für Dichtungen in Deichen“; Jahr: 2015. [112]
- Bernd Wagner „Ein Beitrag zur axialen Bettung von Kunststoffmantelrohren der Fernwärme in Zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen (ZFSV)“; Jahr: 2017. [138]

Zusätzlich existieren abgeschlossene und veröffentlichte Forschungsprojekte, bei denen ZFSV mit untersucht wurde. In der folgenden Aufzählung werden nur die Untersuchungen hinsichtlich des ZFSV beschrieben.

- Einsatz von Bettungs- und Verfüllmaterialien im Rohrleitungsbau - Laboruntersuchungen und Versuche im Maßstab 1:1: Im Rahmen dieses Forschungsprojektes wurden in Versuchen im Maßstab 1:1 die Rohrspannungen und -dehnungen von in ZFSV gebetteten Rohren gemessen. [131]
- Abschlussbericht - Entwicklung kostengünstiger Sanierungsverfahren insbesondere zur Grundstücksentwässerung: In diesem Forschungsvorhaben wurde das Thema Stabilität und Auftriebswirkung der ZFSV-Suspension und die Stützwirkung auf Grabenwände untersucht. [105]
- EnEff: Wärme - Energieeffiziente Wärmeverteilung Phase I, Grundlagenermittlung: Bei Feldversuchen wurden Kunststoffmantelrohre (KMR) in ZFSV gebettet und die temperaturabhängigen Verschiebewege gemessen. [6]
- EnEff: Wärme - Kostengünstiger Fernwärmetransport für den effektiven Ausbau der Kraft-Wärme-Kopplung - Schlussbericht Band 2 - Bau von Fernwärme-Transportleitungen - Bau-technische Entwicklungen: Die Kosteneinsparungen bei Verwendung von ZFSV als Verfüllmaterial wurden untersucht und analysiert, sowie Laborversuche, Technikumsversuche und Feldversuche mit ZFSV durchgeführt. [100]

- *Entwicklung selbstverdichtender Verfüllbaustoffe mit hohem Durchwurzelungswiderstand unter bevorzugter Verwendung des entnommenen Bodenaushubs*: Es wurde der Durchwurzelungswiderstand von ZFSV untersucht und dafür labortechnische Untersuchungen durchgeführt. Es wurden Untersuchungen z.B. zur Dichte, Druckfestigkeit, Porosität, Wasserleitfähigkeit und zur Gasdurchlässigkeit durchgeführt. [122]
- *EnEff: Wärme - Einsatz fließfähiger Verfüllbaustoffe zur KMR-Verlegung*: Im Rahmen dieses Projekts, an dem die OTH Regensburg maßgeblich beteiligt war, wurden Laborversuche an ZFSV durchgeführt, wie z.B. kleinmaßstäbliche Durchschiebeversuche, sowie Großversuche im Rahmen eines Technikumsversuchs und Feldversuchs, an denen vor allem das Kontaktverhalten zwischen Rohr und Bettung untersucht wurde. [7]
- *Zur Bemessung von in ZFSV verlegten Rohrleitungen - Einsatz von Flüssigboden*: Forschungsvorhaben zum Thema Weiterentwicklung des Arbeitsblatts ATV-DVWK-A 127 bezüglich der Bemessung von in ZFSV verlegten Rohrleitungen. [2]

Nachfolgend werden die Dissertationen von *Arsic* [12] und *Wagner* [138] mit den dazugehörigen Forschungsprojekten [131] und [7] näher vorgestellt. Diese Arbeiten beschäftigten sich mit dem Kontaktverhalten zwischen Rohren und ZFSV-Bettungen, auf dessen Grundlage teilweise aufgebaut werden konnte. Die Arbeit von *Wagner* zu den kleinmaßstäblichen Kontaktflächenscherversuchen wird im Abschnitt 2.3.3 beschrieben und die Arbeit von *Arsic* bezüglich der Versuche im Maßstab 1:1 im Abschnitt 2.4.2.1.

### 2.1.5. Abgrenzung zu Bodenstabilisierung und Tonbeton

Im Allgemeinen wird der Überbegriff Bodenstabilisierung als Behandlung von Böden mit Bindemitteln verstanden. Nach dem Merkblatt der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen [60] wird zwischen Bodenverfestigung und Bodenverbesserung unterschieden. Bei der Bodenverfestigung ist das Ziel, die Tragfähigkeit und die Frostsicherheit des Bodens zu erhöhen und bei der Bodenverbesserung eine Strukturoptimierung, um die Verdichtungsfähigkeit zu verbessern. Bei der Stabilisierung wird der Boden mit Bindemittel, Zugabewasser und eventuell mit Zusatzstoffen wie Flugasche oder Gesteinsmehl gemischt. Als Bindemittel kann Zement, Branntkalk oder Kalkhydrat bzw. ein Mischbindemittel aus Zement und Kalk verwendet werden. Die Bodenstabilisierung kann im Baumischverfahren (mixed-in-place) oder im Zentralmischverfahren (mixed-in-plant) durchgeführt werden. Die Boden-Bindemittel-Gemische sind mit Verdichtungsgeräten zu verdichten und die geforderten Verdichtungskennwerte nach [60] zu gewährleisten. Bei der qualifizierten Bodenverbesserung (Bodenverbesserung zur Reduzierung der Frostschutzschicht) ist eine einaxiale Druckfestigkeit nach *TP BF-StB, Teil B 11.3* [58] nach 28 Tagen von mindestens  $0,5 \text{ N/mm}^2$  gefordert. Mit der Bodenstabilisierung können Druckfestigkeiten von  $6 \text{ N/mm}^2$  und mehr erreicht werden, um die Anforderungen an die Verdichtungskennwerte nachweisen zu können. Je nach Lage der zu stabilisierenden Schicht, ist ein Verdichtungsgrad nach *ZTV E-StB* [59] von  $D_{pr} \geq 97 \%$  bzw.  $D_{pr} \geq 100 \%$  gefordert. [141], [60], [112]

Im Vergleich zu ZFSV weisen die Boden-Bindemittel-Gemische für Bodenstabilisierungen nach [60] i.d.R. größere Druckfestigkeiten auf. Wird als Bindemittel Zement verwendet, beträgt nach

Erfahrungswerten aus [60] die Menge je nach Bodengruppe zwischen 3 M.-% und 16 M.-%. Bei den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten ZFSV beträgt der mengenmäßige Anteil des Zements zwischen 2 M.-% und 3 M.-%. Der Hauptunterschied der in den Regelwerken beschriebenen Produkte liegt im Einbau und der Verdichtung der Materialien. Während der ZFSV ohne zusätzliche Verdichtungsenergie in z.B. Rohrgräben gefüllt werden kann, muss bei der Bodenstabilisierung das Material mit Verdichtungsgeräten verdichtet werden, um den geforderten Einbauzustand bzw. Verdichtungsgrad zu erreichen. In Abbildung 2.5 sind die Trockendichten eines ZFSV im Vergleich zur Proctorkurve des dazugehörigen Grundmaterials GT dargestellt. Die Korngrößenverteilung und die Ergebnisse von Laboruntersuchungen am Boden GT sind im Abschnitt 4.1 und der aus dem Material hergestellte ZFSV\_GT im Abschnitt 4.2 und 4.3 beschrieben. Die Trockendichten des ZFSV\_GT wurden an verschiedenen Probekörpern mit unterschiedlichen Altern ermittelt. Aufgrund der geringen Menge an Bentonit und Zement im ZFSV wird angenommen, dass die Proctorkurve, sowie die Luftporen- und Sättigungskurve des Grundmaterials GT und des ZFSV\_GT nahezu gleich und somit vergleichbar sind. Im Vergleich zur Bodenstabilisierung mit geforderten Verdichtungsgraden von  $D_{pr} \geq 97\%$  bzw.  $D_{pr} \geq 100\%$ , ist bei ZFSV das Verhältnis zwischen der Trockendichte  $\rho_d$  des ZFSV ohne Verdichtung und der Proctordichte  $\rho_{d,pr}$  deutlich niedriger. Die Trockendichten des ZFSV liegen auf bzw. leicht unterhalb der Sättigungskurve, was auf eine maximale Trockendichte bei dem jeweiligen Wassergehalt zurückschließen lässt und somit bestätigt, dass keine Verdichtungsarbeit notwendig ist, um das Material zu „entlüften“.

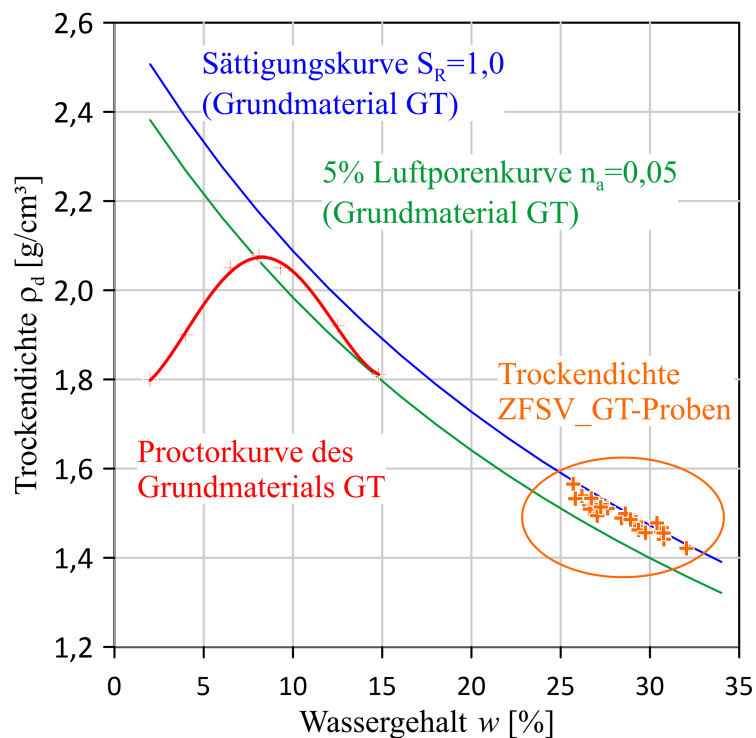


Abbildung 2.5: Proctorkurve des Grundmaterials GT ( $\rho_s = 2,639 \text{ g/cm}^3$ ) eines ZFSV mit gemessenen Trockendichten an ZFSV\_GT-Proben



Bei der Tiefreichenden Bodenstabilisierung („Deep-Mixing-Verfahren“) nach DIN EN 14679 [29] wird der Boden mindestens bis in eine Tiefe von 3 m im Trocken- oder Nassmischverfahren behandelt. Dabei werden durch Zerstörung der Kornstruktur im Boden und gleichzeitiges Vermischen mit Bindemittel und ggf. Zusatzmittel, Wasser und Füller, säulenförmige Bodenmischkörper erzeugt [29], [112]. Dieses Verfahren kann von ZFSV u.a. durch die Herstellung abgegrenzt werden. Wohingegen bei der Tiefreichenden Bodenstabilisierung Mixed-in-place-Elemente hergestellt werden, wird bei ZFSV der Boden in Mischanlagen mit den weiteren Bestandteilen gemischt.

Tonbeton (engl.: plastic concrete) ist ein Beton mit einer geringeren Festigkeit, niedrigerem Elastizitätsmodul und einem höheren Verformungsvermögen unter Last als Normalbeton. Das Material wird für Dichtwände verwendet, wenn eine geringe Durchlässigkeit und eine hohe Verformbarkeit erforderlich sind. Tonbetone bestehen aus feinkörnigem Material wie Schluff, Ton oder Bentonit, Bindemittel, gut abgestufter Gesteinskörnung, Wasser und ggf. Zusatzstoffen bzw. -mitteln. Eine ausführliche Beschreibung von Tonbeton von *Alós-Sheperd, et al.* kann in [9] nachgelesen werden. Der  $w/z$ -Wert von Tonbeton liegt im Bereich zwischen 3,3 und 10, wohingegen die Werte der in dieser Arbeit verwendeten ZFSV zwischen 10,9 und 13,1 liegen. In der Regel ist sowohl der Zementgehalt bei ZFSV niedriger und der Wasseranteil höher, wodurch der ZFSV auch geringere Dichten aufweist als der Tonbeton. In der Praxis weisen Tonbetone einaxiale Druckfestigkeiten zwischen  $1,0 \text{ N/mm}^2$  und  $2,0 \text{ N/mm}^2$  auf und somit deutlich größere Werte als die von ZFSV. [43], [9], [56]

## 2.2. Grundlagen des Kontaktverhaltens von Böden

Zur Beschreibung des Kontaktverhaltens zwischen Sand und ZFSV zu HDPE müssen die Begriffe Reibung und Verschleiß genauer erläutert werden. Dieses Gebiet der aufeinander einwirkenden Oberflächen fällt in den Bereich der Tribologie [69] und wurde von *Wagner* in [138] ausführlich erläutert.

Für das Kontaktverhalten zwischen Sand und ZFSV zu HDPE kann das Reibverhalten folgendermaßen unterteilt werden [69], [107], [138]:

- **Haftreibung** (statische Reibung): Die angreifenden Kontaktkräfte verursachen keine Relativbewegung.
- **Gleitreibung** (kinetische Reibung): Die Haftreibung wird überwunden und es treten an der Kontaktfläche Relativbewegungen auf.

Durch den Kontakt und Relativbewegungen der Kontaktpartner kann es zu einem Materialverlust an den Oberflächen der Materialien kommen, was als Verschleiß bezeichnet wird. Der maßgebende Verschleißmechanismus bei Relativverschiebungen zwischen Sand und HDPE ist Abrasion und zwischen ZFSV und HDPE Adhäsion und Abrasion [138]. Diese Mechanismen sind folgendermaßen beschrieben [69]:

- **Adhäsion**: Grenzflächen-Haftverbindungen werden ausgebildet. Der Verschleiß tritt durch Trennung der Haftverbindungen im angrenzenden Material des Kontaktpartners mit der geringeren Festigkeit auf.

- **Abrasion:** Materialabtrag durch furchende und ritzende Beanspruchung.

Als Adhäsionskräfte werden die Anziehungskräfte zwischen Molekülen zweier verschiedener Stoffe genannt [76]. *Thewes* [129] bezeichnet als Adhäsion die Festigkeit der Bindung eines Bodens an die Oberfläche eines Werkstoffes.

Es wird zwischen mechanischer und spezifischer Adhäsion unterschieden. Zur Bestimmung der wirksamen Oberfläche, an der Adhäsion wirkt, muss die Rauheit sowie die Oberflächenspannung berücksichtigt werden. Bei der mechanischen Adhäsion handelt es sich um eine formschlüssige Verankerung, bei der ein flüssiger „Klebstoff“ in die Struktur einer Oberfläche wie z.B. Poren und Kapillaren eindringt und sich nach der Aushärtung darin verankert („Druckknopftheorie“; siehe Abbildung 2.6). [72], [22], [108]

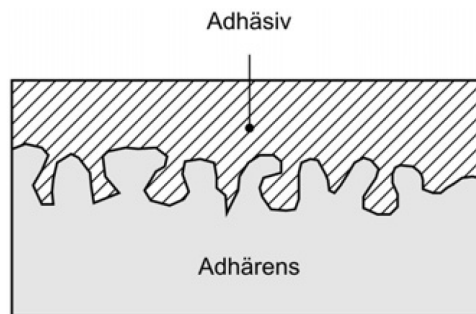


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung der mechanischen Adhäsion („Druckknopftheorie“) (aus [108])

Die spezifische Adhäsion beruht auf chemischen, physikalischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten. Dies tritt infolge von zwischenmolekularen Kräften und chemischen Bindungen auf. [72]

*Thewes* [129] unterscheidet zwischen tangentialer und normaler Adhäsion. Bei der normalen Adhäsion handelt es sich um die Zugfestigkeit an der Kontaktfläche bei einem Trennvorgang in Normalrichtung und bei der tangentialen Adhäsion um den normalspannungsunabhängigen Anteil der Scherfestigkeit zwischen dem Boden und einer Kontaktfläche. Anhand der durchgeführten Versuche ließ sich von *Thewes* kein quantitativer Zusammenhang zwischen den beiden Werten finden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die tangentielle und normale Adhäsion zwischen den Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE versuchstechnisch ermittelt. Die Ergebnisse der Versuche werden in Abhängigkeit der Normalspannung während der Vorbelastung, der Normalspannungsänderung während des Trennvorgangs und hinsichtlich der Trennrichtung analysiert und bewertet.

## 2.3. Untersuchungen zum Kontaktverhalten im Labor

### 2.3.1. Übersicht

Das Kontaktflächenscherverhalten zwischen Böden und anderen Materialien kann mit folgenden Laborversuchen untersucht werden [83], [98],[138]:

- Direkter Scherversuch
- Einfachscherversuch
- Modellsiloversuch
- Torsionsscherversuch
- Ringscherversuch
- Stabscherversuch

Bei den ringförmigen bzw. kreisringförmigen Scherversuchen sind in der Literatur die unterschiedlichen Versuche mit den verschiedenen Randbedingungen nicht eindeutig bezeichnet.

#### **Direkter Scherversuch [26]:**

Der Direkte Scherversuch kann als Kreisringscherversuch oder als Rahmenscherversuch durchgeführt werden. Bei diesem Versuch wird die zylindrische, quaderförmige oder kreisringförmige Probe in zwei übereinanderliegende starre Rahmen eingebaut, durch die eine Querdehnung der Probe unterdrückt wird. Vor Scherbeginn wird zwischen den starren Rahmen ein Scherspalt eingestellt. Im Rahmenscherversuch werden die Rahmen horizontal gegeneinander verschoben und im Kreisringscherversuch tordiert. Senkrecht zur Scherfläche wird eine Normalspannung aufgebracht. Soll mit diesem Versuch die Kontaktflächenscherung zwischen Boden und einem anderen Material untersucht werden, wird im unteren Rahmen das andere Material eingesetzt. Hierbei muss besonders auf die Einstellung des Scherspalts geachtet werden, um je nach verwendetem Boden die Kontaktfläche nicht zu beschädigen.

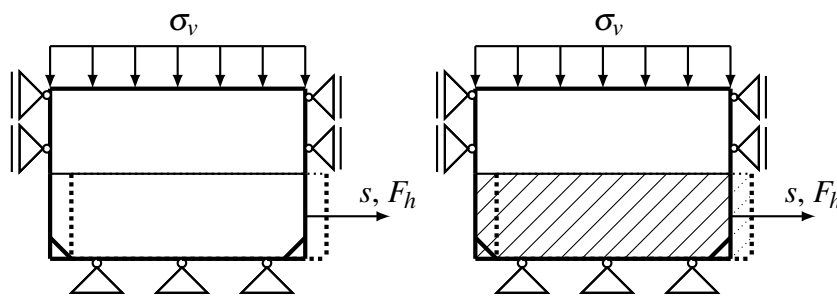


Abbildung 2.7: Statisches System des Rahmenscherversuchs zur Bestimmung der Scherfestigkeit des Bodens (links) und des Kontaktflächenscherversuchs (rechts)

**Einfachscherversuch [98]:**

Im Einfachschergerät wird die Probe nicht durch starre Rahmen wie bei den Direkten Scherverversuchen umhüllt, sondern mit dünnen Metallringen. Diese Ringe sollen sich möglichst reibungsfrei gegeneinander verschieben können und somit eine Verzerrung der Probe zulassen. Um damit das Kontaktverhalten zwischen Boden und einem anderen Material untersuchen zu können, wird der Boden in den Metallringen auf das andere Material aufgesetzt bzw. das andere Material in die untere Lage der Ringe eingelegt. Von oben wird über einen Stempel eine Normalspannung aufgebracht und das andere Material unten horizontal verschoben. Vorteil dieses Versuchs ist, dass zusätzlich zu den Scherkräften die Verzerrung des Bodens gemessen werden kann.

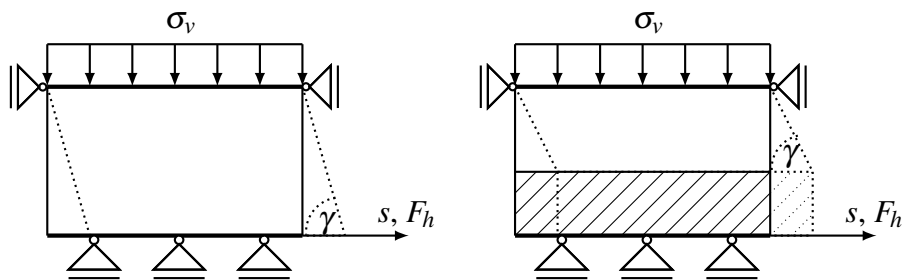


Abbildung 2.8: Statisches System des Einfachscherversuchs zur Bestimmung der Scherfestigkeit des Bodens (links) und des entsprechenden Kontaktflächenscherversuchs (rechts)

**Modellsiloversuch [128]:**

Bei diesem Versuch wird der Boden in einen Behälter mit parallelen Seitenwänden und einer beweglichen Bodenplatte eingebaut. Die Bodenplatte bewegt sich mit einer konstanten Geschwindigkeit vertikal nach unten. Dadurch kann das Kontaktverhalten an den seitlichen Wänden untersucht werden. Während des Versuchs werden die horizontalen und vertikalen Kräfte an den Seitenwänden, die vertikale Kraft an der Bodenplatte, sowie die Verschiebung der Bodenplatte und der freien Bodenoberfläche gemessen. Mit dem Versuch wurden Randbedingungen untersucht, die Einfluss auf das Kontaktverhalten nichtbindiger Böden haben.

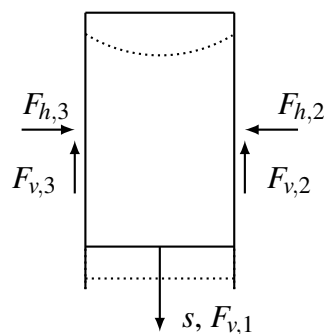


Abbildung 2.9: Statisches System des Modellsiloversuchs

**Torsionsscherversuch [118]:**

Im Torsionsschergerät wird die Bodenprobe in eine zylindrische Scherzelle eingebaut, während das andere Material am Stempel befestigt wird. Die Probe wird mit einer konstanten Geschwindigkeit tordiert und über den Stempel die Normalspannung aufgebracht, sowie das Drehmoment gemessen.

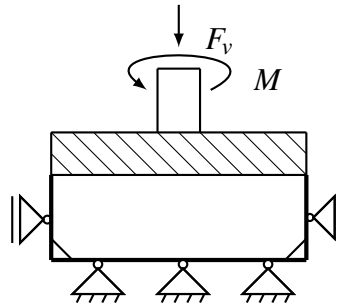


Abbildung 2.10: Statisches System des Torsionsscherversuchs

**Ringscherversuch:**

Beim Ringscherversuch wird eine ringförmige Bodenprobe gegen ein anderes ringförmiges Material durch Drehbewegung abgeschert. Es gibt unterschiedliche Versuchsarten des Ringscherversuchs. Er kann als Direkter Scherversuch ausgebildet werden, wie bereits unter „Direkter Scherversuch“ als Kreisringscherversuch beschrieben wurde. Beim Ringscherversuch nach *Yoshimi & Kishida* [146] wurde die Bodenprobe durch aufeinandergestapelte dünne Ringe und eine Gummimembran gehalten. Die Materialprobe liegt auf der Bodenprobe auf und wird mit einem Moment belastet. Mittels des aufgetragenen Moments kann die Kontaktreibung ermittelt werden. Vorteil des Versuchs ist, dass die Kontaktfläche unverändert bleibt und große Scherwege messbar sind. Eine weitere Bauart des Ringscherversuchs ist, anstelle der aufeinandergestapelten Ringe, eine starre Probenzelle zu verwenden. Die Probenzelle wird mit dem zu untersuchenden Boden befüllt und am Stempel wird das andere Material befestigt. Wie bei dem Torsionsscherversuch wird der Boden in der Probenzelle mit einer konstanten Geschwindigkeit tordiert und über den Stempel die Normalspannung aufgebracht, sowie das Drehmoment gemessen.

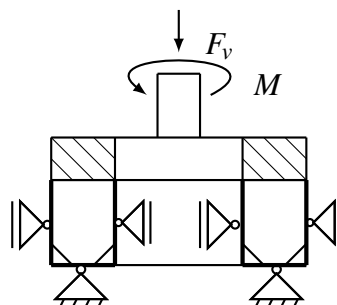


Abbildung 2.11: Statisches System des Ringscherversuchs

**Stabscherversuch [91]:**

Beim Stabscherversuch wird in einem zylindrischen Behälter das zu untersuchende Material als Stab mittig fixiert und anschließend mit dem Boden der Hohlraum zwischen Stab und Behälter befüllt. Der Stab wird mittels Prüfpresse mit einer konstanten Geschwindigkeit durch den Boden geschoben und die benötigte Durchschiebekraft sowie die Verschiebung des Stabes gemessen. Zusätzlich kann eine Normalspannung an der Kontaktfläche zwischen Bodenprobe und Stab über eine Gummimembran aufgebracht werden, indem entweder ein Unterdruck in der Probe oder Überdruck auf die Probe erzeugt wird. Da es sich hierbei um Einzelfallsonderkonstruktionen handelt, gibt es keinen einheitlichen Aufbau. Der Versuch dient hauptsächlich dazu, das Kontaktverhalten bei Pfählen (Mantelreibung) und Rohren zu untersuchen.

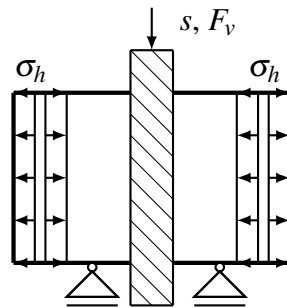


Abbildung 2.12: Statisches System des Stabscherversuchs

**2.3.2. Kontaktflächenscherversuche mit Sand**

Zur Berechnung der in Sand gebetteten Rohre unter Temperaturbeanspruchung ist die Kenntnis des Reibungskoeffizienten  $\mu$  zwischen Rohr und Sand erforderlich. Dieser wird in der Bodenmechanik über den Tangens des Wandreibungswinkels  $\delta$  nach Gleichung 2.1 berechnet.

$$\mu = \tan \delta \quad (2.1)$$

In [140] hat *Weidlich* die Ergebnisse von Kontaktreibungversuchen zwischen Polyethylen und Sand verschiedener Autoren zusammengestellt. Der Reibungskoeffizient streute zwischen  $\mu = 0,3$  und  $\mu = 0,7$ , was auf unterschiedliche Versuchsbedingungen und verschiedene Sandeigenschaften zurückzuführen ist. [140]

**2.3.3. Stabscherversuch von *Wagner* [138]**

*Wagner* [138] hat Untersuchungen zum Kontaktverhalten zwischen Kunststoffmantelrohren (KMR) mit einer HDPE-Ummantelung für die Fernwärme [79] und ZFSV durchgeführt. Er hat hierfür den Stabscherversuch „Regensburger Stab-Interface-Scher-Test“ (Re-SIST) entwickelt. Bei diesem Versuch wird ein Modellrohr mit HDPE-Ummantelung in einer Presse durch den mit Normalspannung beaufschlagten ZFSV geschoben und die benötigte Durchschiebekraft  $F$  sowie der

Verschiebeweg  $s$  des Rohres gemessen. Der Versuchsaufbau und die Versuchsbeschreibung kann in [138] nachgelesen werden.

Als Modellrohre für den Versuch hat *Wagner* [138] industriell gefertigte Mehrschicht-Metallverbundsysteme Mepla des Unternehmens *Geberit* verwendet. Das Aluminiumverbundrohr besteht aus einem Innenrohr aus vernetztem Polyethylen, einem Aluminiumrohr mit einer Wandstärke von 1 mm und einer äußeren Schutzschicht aus HDPE mit einem Außendurchmesser von  $D_a = 40$  mm (siehe Abbildung 2.13).

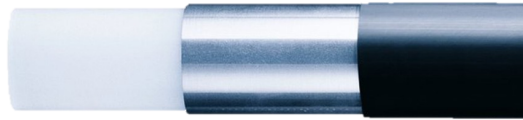


Abbildung 2.13: Aufbau Aluminiumverbundrohr System Mepla des Unternehmens Geberit [66]

Um die Ergebnisse der Versuche bewerten bzw. auf andere Rohre übertragen zu können, wurde das Aluminiumverbundrohr (kurz: AVB) hinsichtlich des E-Moduls, der Shore-Härte und der Oberflächenrauheit vor den Versuchen untersucht. Die Versuche zur Ermittlung der Rauheit und Härte sowie die Definition der Parameter werden in Abschnitt 5.4 erläutert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2.3 zusammengefasst und stellen die Mittelwerte mehrerer Messungen dar.

Tabelle 2.3: Parameter des AVB als Mittelwerte mehrerer Messungen (Werte aus [138])

E-Modul	74 880 N/mm <sup>2</sup>
Shore-Härte $D H_D$	67,6
<b>Längsmessung</b>	
Mittenrauwert $R_a$	0,665 $\mu$ m
Gemittelte Rautiefe $R_z$	4,037 $\mu$ m
<b>Umfangsmessung</b>	
Mittenrauwert $R_a$	0,873 $\mu$ m
Gemittelte Rautiefe $R_z$	5,326 $\mu$ m

Der Re-SIST-Behälter wird direkt nach dem Mischen des ZFSV befüllt und nach 24 Stunden mit einem festgelegten Radialdruck beaufschlagt. Am Prüftag wird der Re-SIST-Behälter in eine Prüfpresse gebaut und das Modellrohr mit einer konstanten Geschwindigkeit von 0,05 mm/min durch die ZFSV-Bettung geschoben. Die Verschiebung des Modellrohrs wird mit Messuhren und die benötigte Kraft mit einem Kraftmessbügel gemessen. [138]

Die Versuche von *Wagner* [138] wurden bei jeweils unterschiedlichen Probenaltern und Radialdrücken durchgeführt. Zusätzlich wurden mehrere Durchschiebezyklen untersucht. Ein Zyklus bestand aus zwei Durchschiebevorgänge in die jeweils entgegengesetzte Richtung zur vorherigen. Die Behälter wurden nach dem Durchschieben gedreht und das Modellrohr zurückgeschoben bzw. ohne Drehung das Rohr zurückgezogen. Im Folgenden werden die Ergebnisse auszugsweise dargestellt und erläutert.

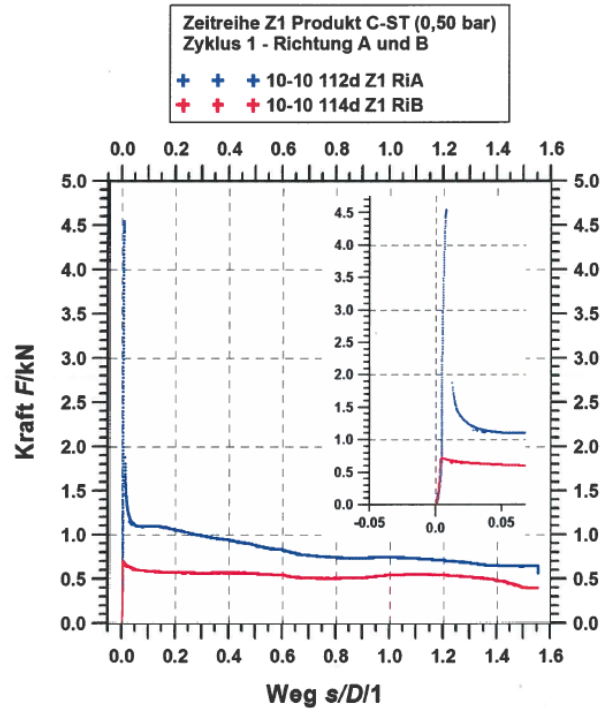


Abbildung 2.14: Erster Zyklus eines Re-SIST an ZFSV mit einem Probenalter von 112 Tagen und einem Radialdruck von 0,50 bar (aus [138])

In Abbildung 2.14 zeigt die blaue Kurve die gemessene Kraft beim ersten Durchschieben des AVB durch den ZFSV. Die rote Kurve zeigt hingegen die Werte nach dem Umdrehen des Re-SIST-Behälters und dem erneuten Durchschieben. Beim ersten Durchschieben steigt die Kraft  $F$  bei sehr geringer Verschiebung  $s$  stark an, bis sie die Maximalkraft  $F_{peak}$  erreicht hat. Anschließend kommt es zur Entfestigung und die Kraft fällt wieder ab bis sie annähernd eine konstante Residualkraft  $F_{res}$  bzw.  $F_{s/D=1,5}$  annimmt.  $F_{s/D=1,5}$  entspricht der Kraft bei einem Verschiebeweg  $s$  von 60 mm und einem Außendurchmesser des Modellrohrs von  $D = 40$  mm. Beim Zurückschieben steigt die Kraft bei geringem Verschiebeweg erneut an, jedoch deutlich geringer als beim ersten Verschieben. Bei weiterer Verschiebung erreicht sie wieder weitgehend einen residualen Wert.

In Abbildung 2.15 sind die Kontaktkräfte  $F_{peak}$  und  $F_{s/D=1,5}$  in Abhängigkeit des Probenalters dargestellt. Die maximale Kontaktfestigkeit  $F_{peak}$  kann, wie die Entwicklung der Festigkeitseigenschaften des ZFSV, mit einer logarithmischen Ausgleichsfunktion angenähert werden. Die residuale Kontaktfestigkeit  $F_{s/D=1,5}$  kann mit einer nahezu horizontalen Ausgleichsgeraden angenähert werden und ist somit ab einem Alter von 7 Tagen vom Probenalter nahezu unabhängig. [138]

In Abbildung 2.16 ist die Abhängigkeit der Kontaktkräfte von dem Radialdruck eines ZFSV mit einem Probenalter von 28 Tagen dargestellt. Man erkennt einen linearen Zusammenhang zwischen dem Radialdruck und der Kontaktkraft. Die extrapolierten Ausgleichsgeraden für die Kräfte  $F_{s/D}$  nach der Maximalkraft  $F_{peak}$  verlaufen nahezu durch den Ursprung. Die Werte der Kräfte  $F_{s/D}$  sind in Abhängigkeit des Verschiebewegs  $s/D$  (Außendurchmesser Modellrohr  $D = 40$  mm) dargestellt. [138]



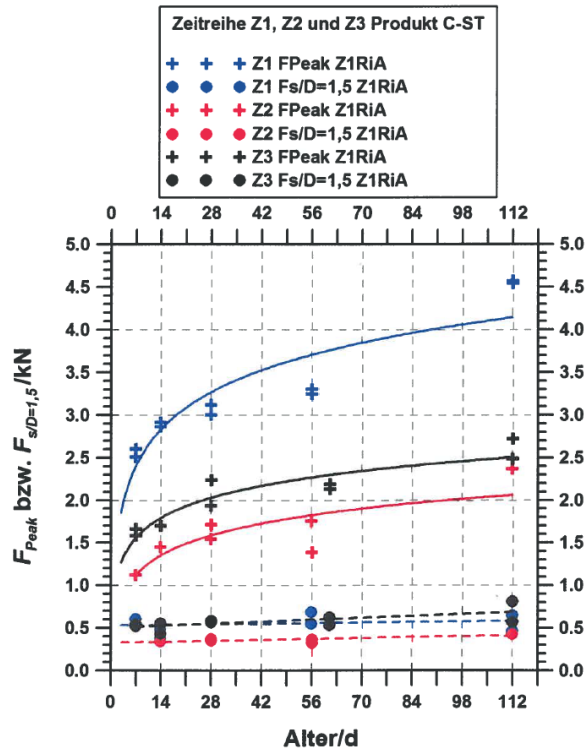


Abbildung 2.15: Kontaktkräfte in Abhängigkeit des Probenalters [138]

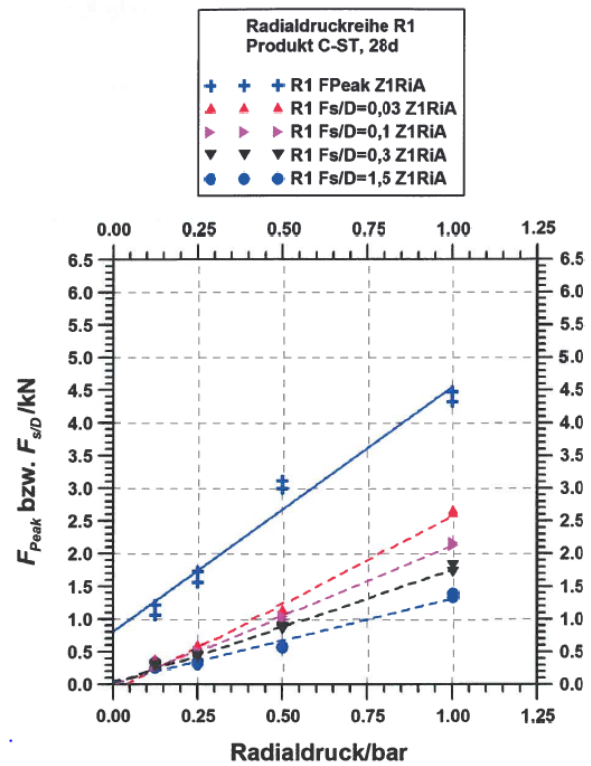


Abbildung 2.16: Kontaktkräfte in Abhängigkeit des Radialdrucks [138]

In Abbildung 2.17 ist die Kraft  $F$  in Abhängigkeit des Verschiebewegs  $s$  mit zyklischer Belastung eines Re-SIST aufgetragen. Man erkennt, dass der Verlauf der Kraft  $F$  nach dem ersten Durchschieben nahezu gleich bleibt. In Abbildung 2.18 ist die Verschiebung  $s$  des Modellrohres im Re-SIST bei zyklischen Belastung unterhalb der maximalen Kraft  $F_{peak}$  dargestellt. Die Verschie-

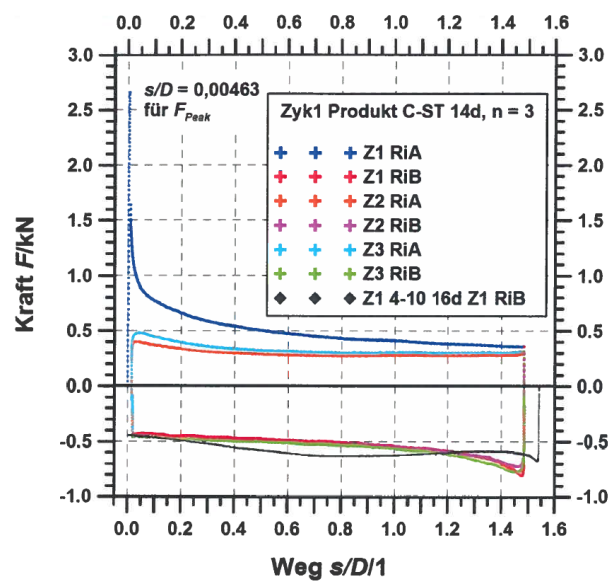


Abbildung 2.17: Zyklische Belastung eines Re-SIST [138]

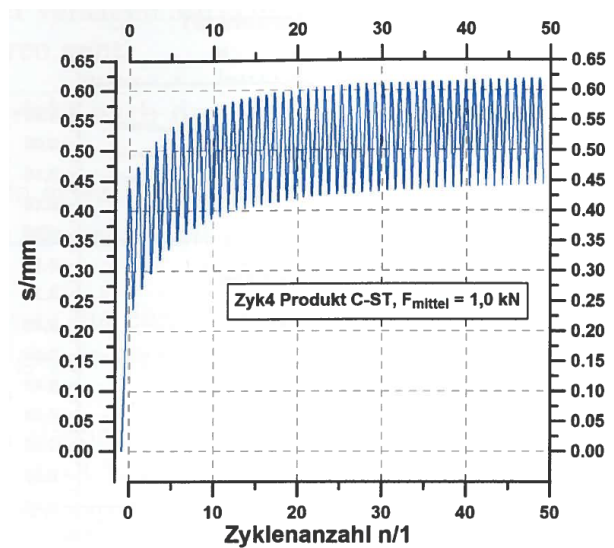


Abbildung 2.18: Verschiebungsakkumulation bei zyklischer Belastung unter  $F_{peak}$  [138]

bungen  $s$  nehmen mit der Anzahl der Zyklen  $n$  zu. Aus den wertbaren Versuchen folgte *Wagner*, dass es sich bei dem Verschiebungsverhalten um „zyklische Beruhigung“ nach [120] handelt. Die Größe der Verschiebungszunahme mit der Zyklenanzahl war neben der aufgebrachten Kraft  $F$ , auch von der ZFSV-Rezeptur abhängig.

*Wagner* [138] hat außerdem den Zementgehalt von ZFSV geändert und den Einfluss auf die Kontaktkräfte untersucht. Er hat gezeigt, dass der Zementgehalt erheblichen Einfluss auf die Maximalkraft  $F_{peak}$  hat und sich kaum auf den Residualwert  $F_{s/D=1,5}$  auswirkt.

Seine Untersuchungen bezüglich der Kriechversuche im Re-SIST-Behälter, bei denen auf die Modellrohre eine konstante Belastung aufgebracht und die Verschiebung mit der Zeit gemessen wurde, zeigten, dass es ZFSV gibt, bei denen es zu größeren Kriecherscheinungen mit einem anschließenden Kriechkontaktbruch kommt und auf der anderen Seite es ZFSV gibt, welche kaum kriechen. [138]

Um aus der Weg-Kraft-Linie des Re-SIST auf eine Kontaktwiderstandsarbeitslinie (KWAL) eines erdverlegten Rohres unter thermischer Belastung zu schließen, hat *Wagner* [138] einen Korrekturalgorithmus entwickelt, um die Stauchung des Modellrohres während des Versuchs zu berücksichtigen. Durch die Stauchung des Rohres ist die Verschiebung an jeder Stelle anders und somit variiert auch die Kontaktschubspannung. Die im Re-SIST gemessene Verschiebung beinhaltet die freie Stauchung des Überstandes des Modellrohres, die Stauchung im verfüllten Bereich und die gleichmäßige Verschiebung des Rohres. Die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  und der dazugehörige Aktivierungsweg kann iterativ mit dem Korrekturalgorithmus bestimmt werden.

Zusätzlich hat *Wagner* folgende Annahmen getroffen [138]:

- Es handelt sich bei dem Versuch um ein reines Mantelreibungsproblem.
- Die Schubverzerrung im Boden / ZFSV kann vernachlässigt werden.
- Es können abschnittsweise lineare Federn an der Kontaktfläche angesetzt werden.
- Die Federn an der Kontaktfläche können tiefenunabhängig angesetzt werden.

Folgende Aufzählung gibt einen Auszug der wesentlichen Ergebnisse von *Wagner* [138] für ZFSV wieder:

- Die Kontaktkräfte beim ersten Verschieben unterscheiden sich erheblich von den folgenden Verschiebungen.
- Der prinzipielle Verlauf der Kontaktflächenarbeitslinie ist vom Prüfalter, Radialdruck und Zementgehalt unabhängig.
- Die maximale Kontaktkraft  $F_{peak}$  beim ersten Verschieben hängt vom Probenalter, vom Radialdruck und vom Zementgehalt ab.
- Die residualen Kontaktkräfte  $F_{s/D=1,5}$  bzw.  $F_{res}$  sind nur vom Radialdruck abhängig.
- Beim ersten Verschieben bis zum Erreichen der maximalen Kontaktkraft  $F_{peak}$  basieren die Widerstände auf Adhäsion.

- Wird  $F_{peak}$  beim ersten Verschieben überschritten, basieren alle weiteren Widerstände auf Bewegungsreibung, die innerhalb von wenigen Zyklen ( $N \geq 3$ ) einen konstanten Wert annimmt.
- *Wagner* hat mehrere unterschiedliche ZFSV untersucht, wobei die Größenordnung der Kontaktkräfte, sowie die Verläufe der Arbeitslinien ähnlich waren.
- Der Versagensort lag bei allen Versuchen unmittelbar im Kontaktflächennahbereich.
- Versuche mit zyklischen Rohrverschiebungen durch abwechselndes Drücken und Ziehen des Rohres durch den ZFSV sind gleichwertig wie die Versuche mit zyklischer Belastung durch Drehen des Re-SIST-Behälters nach dem Durchschieben des Rohres.
- Bei zyklischer Belastung, bei der Adhäsion noch wirkt, hat die zyklische Belastung keinen Einfluss auf die Größe von  $F_{peak}$ . Es treten Verschiebungsakkumulationen mit dem Verschiebungsverhalten „zyklischer Beruhigung“ nach [120] auf.
- Vor dem Überschreiten von  $F_{peak}$  liegt bei statischer Belastung ein nahezu elastisches kontaktmechanisches Verhalten vor.

Im Rahmen dieser Arbeit werden folgenden Punkte mit dem Re-SiST bzw. durch Vergleich mit einem anderen Kontaktflächenscherversuch überprüft:

- Welche Verformungen treten während des Versuchs im Boden auf? Ist die Annahme, dass die Schubverzerrung vernachlässigt werden kann, gerechtfertigt?
- Welche Rolle spielt die Normalspannung v.a. während der ersten 24 Stunden nach dem Befüllen der Behälter?
- Entspricht der aufgebrauchte Radialdruck während des gesamten Versuchs der Normalspannung an der Kontaktfläche oder kommt es zu Spannungsumlagerungen?
- Kommt es zu relevanten radialen Verformungen des Modellrohres während des Versuchs?

## 2.4. Versuche im Maßstab 1:1

### 2.4.1. Zyklische Verschiebungen von Fernwärmerohren in Sand

Weidlich [140] hat in einem Versuchsstand Fernwärmerohre mit Außendurchmesser zwischen  $D_a = 110\text{mm}$  und  $D_a = 160\text{mm}$  zyklisch durch eine Sandbettung geschoben und den Verschiebeweg sowie die benötigte Kraft gemessen. Der Versuchskasten aus Schalelementen hatte die Abmessungen Länge · Breite · Höhe =  $1,2\text{m} \cdot 0,9\text{m} \cdot 0,9\text{m}$ . Die Verschiebegeschwindigkeit betrug ca.  $15\text{mm}/\text{min}$ . Der Versuch wurde u.a. bei unterschiedlichen Überdeckungshöhen des Rohres und Lagerungsdichten des Sandes durchgeführt. Die Entwicklung der Reibungskraft in Abhängigkeit des Scherwegs und der Zyklenzahl eines Fernwärmerohrs mit dem Außendurchmesser  $D_a = 140\text{mm}$  ist in Abbildung 2.19 dargestellt. Zwischen dem ersten und zweiten Zyklus nehmen die Reibungskräfte stark ab, während nach dem fünften Zyklus nahezu keine Veränderungen mehr beobachtbar waren. Der Abnahmefaktor  $D_F$  entspricht dem Quotienten aus der gemessenen Reibungskraft  $F$  zur maximalen Reibungskraft bei der Erstverschiebung  $F_{peak}$  nach Gleichung 2.2. Aus den Versuchsergebnissen hat Weidlich die Gleichung 2.3 für den Abnahmefaktor  $D_F$  aus der Überdeckungshöhe  $h$  und dem Rohrdurchmesser  $D_a$  für eine dichte Lagerung ( $D_r = 0,7$ ) entwickelt.

$$D_F = \frac{F}{F_{peak}} \quad (2.2)$$

$$D_F = 0,0388 \cdot \frac{h}{D_a} + 0,73 \quad (2.3)$$

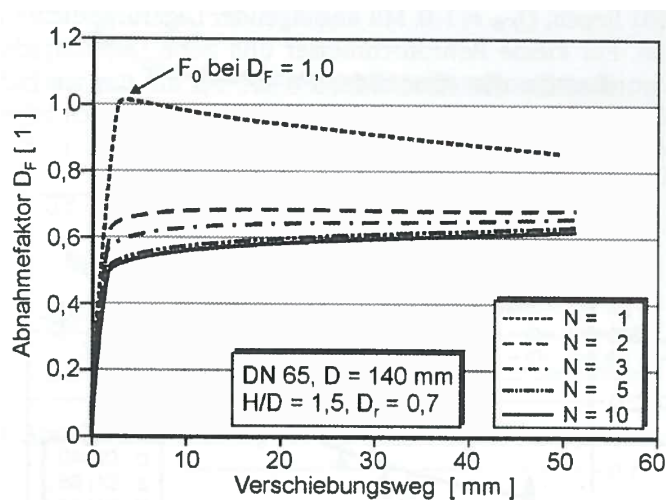


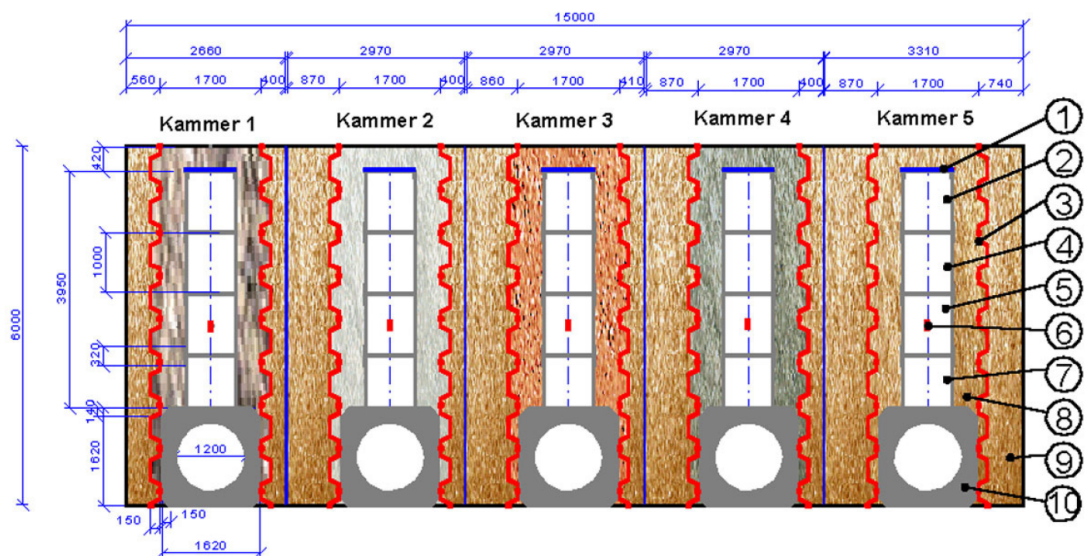
Abbildung 2.19: Reibkraftabnahme in Abhängigkeit des Scherwegs und der Zyklenzahl mit dem Außendurchmesser  $D_a = 140\text{mm}$  (aus [140])

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Großversuch mit Sand als Bettungsmaterial durchgeführt, bei dem ein gebettetes Rohr zusätzlich temperiert wird. Dadurch wird ein Zusammenhang zwischen der Rohrtemperatur und der resultierenden Durchmesseränderung des Rohres und der Reibungskraft hergestellt, um die Reibkraftzunahme bei Erwärmung bzw. Reibkraftabnahme bei Abkühlung des Rohres berücksichtigen zu können.

## 2.4.2. Großversuche mit Bettungsmaterial ZFSV

### 2.4.2.1. Untersuchung von *Arsic* [12] mit *Triantafyllidis u.a* [131]

In der Arbeit von *Arsic* [12] in Verbindung mit dem Forschungsprojekt von *Triantafyllidis u.a* [131] wurden Großversuche im Maßstab 1:1 durchgeführt, bei denen Rohre in verschiedenen Materialien gebettet und belastet wurden. Es wurden die Rohrdehnungen, Spannungen an der Rohroberfläche sowie die Lagerungsbedingungen mit verschiedenster Messtechnik untersucht. In Abbildung 2.20 ist der Aufbau des Versuchsstandes, der in fünf Kammern aufgeteilt wurde, als Draufsicht dargestellt. Hier wird nur auf die Ergebnisse der zwei Kammern mit den ZFSV Weimarer Boden-Mörtel<sup>®</sup> und RSS<sup>®</sup>-Flüssigboden eingegangen und die Ergebnisse mit der Kammer des Kies-Sand-Gemisches verglichen. Der RSS<sup>®</sup>-Flüssigboden besaß eine einaxiale Druckfestigkeit nach *DIN 18136* von  $q_u = 257 \text{ kPa}$  nach 28 Tagen, die danach weiter anstieg und eine Festigkeit von  $q_u = 482 \text{ kPa}$  nach 220 Tagen aufwies. Die einaxiale Druckfestigkeit des Weimarer Boden-Mörtels<sup>®</sup> betrug nach 28 Tagen  $q_u = 363 \text{ kPa}$  und blieb danach konstant. Es wurden je Kammer vier Rohre mit einem Innendurchmesser von 821,2 mm und Außendurchmesser von 842,0 mm eingebaut. Als Rohrmaterial wurde für das Rohr mit dem eingebauten Messstern Stahl (St 37) verwendet und für die anderen Rohre duktiler Gusseisen nach *DIN EN 598*. Die Grabenbreite betrug 1,7 m und wurde mit Spunddielen verbaut, die bis 0,5 m unter Rohrgrabensohle reichten. Außerhalb der Rohrleitungszone wurden die Kammern mit einem Kies-Sand-Gemisch und in der Rohrleitungszone mit dem jeweiligen Bettungsmaterial verfüllt. Das Bettungsmaterial wurde zwischen den Spunddielen eingebaut und besaß demzufolge eine Breite von 1,7 m. Zudem wurde es im Bereich von 0,25 m unterhalb der Rohrsohle bis 0,25 m über dem Rohrscheitel eingebaut und mit dem Kies-Sand-Gemisch bis ca. 3,2 m über dem Rohrscheitel überdeckt. Die Verbauelemente wurden bei ZFSV als Bettungsmaterial 28 Tage nach dem Verfüllen gezogen. [12]



1) Rohrverschluss	4) Rohr mit Messstern	7) Rohr	10) Rechteck-Betonschacht
2) DMS-Messrohr	5) Druckfolien-Messrohr	8) Bettungsmittel	
3) Leichtprofile	6) Erddruckgeber	9) Seitenverfüllung	

Abbildung 2.20: Aufbau der Kammern im Großversuchsstand - Draufsicht (aus [131])

Auf einem Rohr je Kammer wurden Dehnungsmessstreifen auf der Rohrrinnen- und -außenseite an verschiedenen Positionen aufgebracht. Bei einem weiteren Rohr wurden im Zwickelbereich (Rohrsohle  $\pm 45^\circ$ ) Spannungsmessfolien angebracht, mit denen die qualitative Spannungsverteilung betrachtet werden konnte (siehe Abbildung 2.21a). Ein Rohr wurde mit einem Messstern eingebaut, mit dem aus dem Rohr heraus kleine Lastplatten spannungsabhängig ausgefahren und gleichzeitig der Weg erfasst werden konnte (siehe Abbildung 2.21b). Aus der Spannungs-Verformungs-Beziehung wurde analog zum Lastplattendruckversuch nach *DIN 18134* der Verformungsmodul ermittelt. [12]

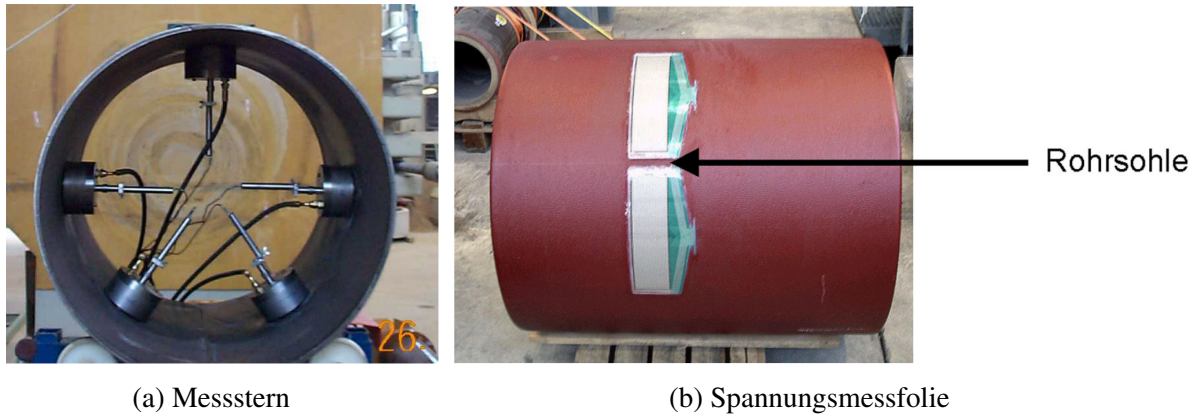


Abbildung 2.21: Messtechnik (aus [131])

Nach Einbau und Ziehen der Verbauelemente wurden statische und zyklische Belastungen auf der Geländeoberfläche mittig über dem Rohr aufgebracht. Die quadratische Lastplatte hatte Abmessungen von  $l = b = 1,3\text{ m}$ . Bei der statischen Belastung wurde eine maximale Spannung an der Geländeoberfläche von  $355\text{ kN/m}^2$  angesetzt. Bei der zyklischen Belastung betrug die minimale Spannung  $47\text{ kN/m}^2$  und die maximale Spannung  $130\text{ kN/m}^2$  bei einer Belastungsfrequenz von  $3\text{ Hz}$  und einer Belastungsdauer von  $26\text{ Stunden}$ . Die Untersuchungen zu Grundwasserschwankungen und zur Sackung des Bodens unter dem Rohr werden hier nicht dargestellt und können in [12] nachgelesen werden.

Die mit dem Messstern ermittelten Verformungsmoduln zeigten eine ungleichmäßige Bettung des Rohres im Kies-Sand-Gemisch und speziell im Zwickelbereich eine schlechtere Verdichtung durch deutlich kleinere Verformungsmoduln. Dies konnte mit den Foliendruckmessungen (siehe Abbildung 2.22 und 2.23; KSG := Kies-Sand-Gemisch), sowie mit den Dehnungsmessstreifen bestätigt werden. Aus den Dehnungsmessungen konnte auch auf eine Ovalisierung des Rohres geschlossen werden. Im Gegensatz dazu zeigten die Untersuchungen im ZFSV (RSS := RSS<sup>®</sup>-Flüssigboden; WMB := Weimarer Boden-Mörtel<sup>®</sup>), dass die Kontaktspannungsverteilung am Rohr nach dem Einbau sowie nach der statischen und zyklischen Belastung als gleichmäßig angesehen werden konnte. [12]

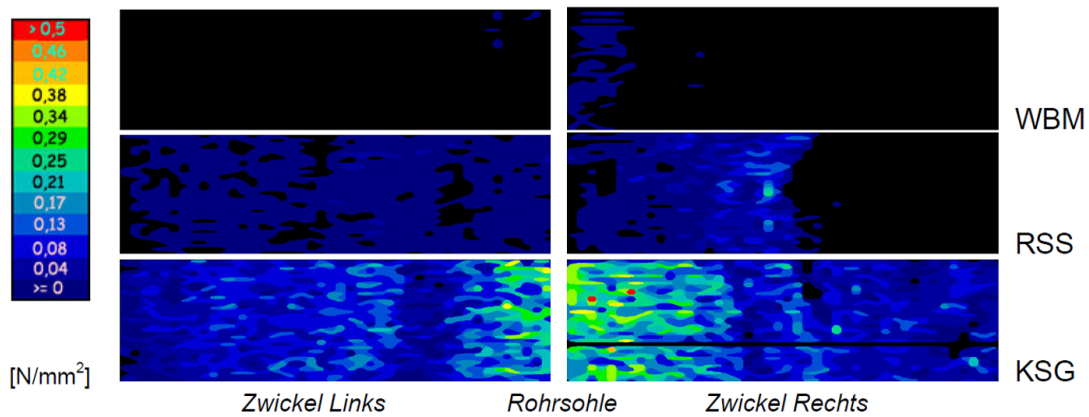


Abbildung 2.22: Foliendruckmessung nach dem Einbau (aus [131], verändert)

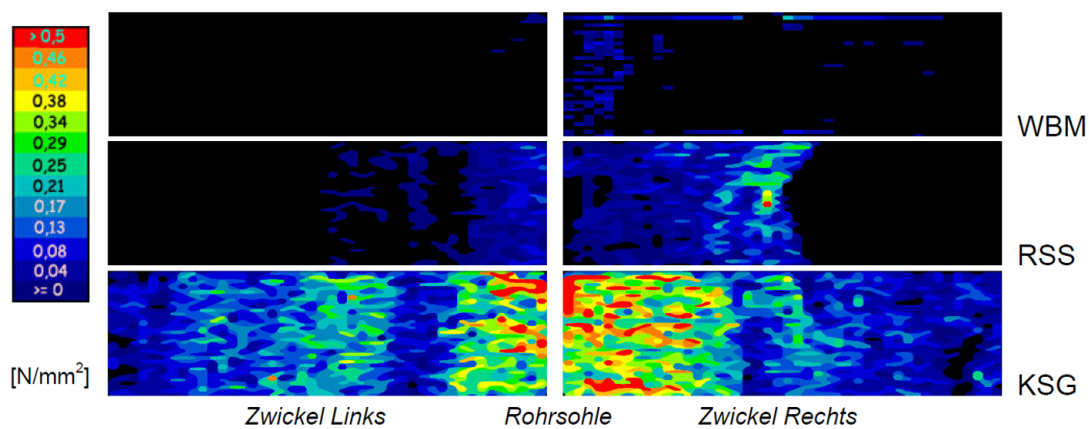


Abbildung 2.23: Foliendruckmessung nach der statischen und zyklischen Belastung (aus [131], verändert)

Des Weiteren hat *Arsic* [12] die versuchstechnisch ermittelten Ergebnisse des Großversuchs mit einem Finite-Elemente-Programm nachgerechnet und anschließend einen Ansatz erstellt, mit dem das Regelwerk *ATV-DVWK-A 127 zur statischen Bemessung von Abwasserkanälen und -leitungen* erweitert werden konnte, um Rohre in ZFSV-Bettungen berechnen zu können. Rohrspannungen aus thermischer Belastung wurden nicht untersucht und können weder mit dem Regelwerk *ATV-DVWK-A 127*, noch mit dem Ansatz von *Arsic* [12] berechnet werden.

#### 2.4.2.2. Technikumsversuch und Feldversuch der OTH.R

Im Rahmen des Forschungsprojekts *EnEff: Wärme - Einsatz fließfähiger Verfüllbaustoffe zur KMR-Verlegung* [7] wurden Technikumsversuche an der OTH.R und ein Feldversuch mit maßgeblicher Beteiligung der OTH.R durchgeführt, an denen das Kontaktverhalten zwischen ZFSV und Kunststoffmantelrohren (KMR) für Fernwärmesysteme untersucht wurde.

Bei dem Technikumsversuch wurden in einem Versuchskasten KMR in ZFSV verfüllt und die Rohre im ungeheizten oder aufgeheizten Zustand mittels einer hydraulischen Presse durch die Bettung

gedrückt und gezogen. Dabei wurde die erforderliche Kraft und der Verschiebeweg aufgezeichnet. Der Versuchskasten wurde aus Schalungselementen aufgebaut und besaß die Abmessungen Länge · Breite · Höhe = 6,0m · 3,0m · 3,0m. In dem Versuchskasten wurden KMR mit einem Außendurchmesser zwischen  $D_a = 90$  mm (DN20) und  $D_a = 560$  mm (DN300) verlegt. Die Rohre wurden in ZFSV mit einer Überlagerungshöhe von 0,4m gebettet und zusätzlich mit 0,7m Sand überschüttet (vgl. Abbildung 2.24a). Der ZFSV wurde mit einer Folie abgedeckt, um Austrocknung und Rissbildung zu verhindern. [7]

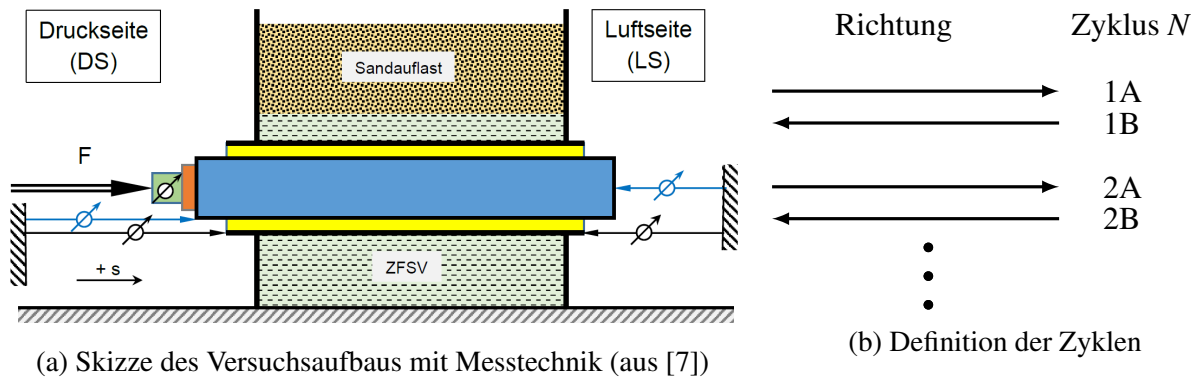


Abbildung 2.24: Versuchsaufbau im Maßstab 1:1; Skizze und Definition der Zyklen

Nachdem der ZFSV ein festgelegtes Probenalter erreicht hatte, wurde folgendes Versuchsprogramm durchgeführt [7]:

### 1. Stufe 1:

- Vorspannen des Systems bei ca. 30% der erwarteten Maximalkraft, um systembedingte Verformungen zu kompensieren.
- Verschiebezyklus 1 bei Raumtemperatur.

### 2. Stufe 2:

- Aufheizen des KMR auf bis zu 120 °C, bis die Rohrmanteltemperatur mindestens 30 °C betrug.
- Zyklus 2 Richtung A (Druck)
- Abkühlen des KMR auf ca. 20 °C bzw. Raumtemperatur
- Zyklus 2 Richtung B (Zug)

### 3. Stufe 3:

- Bei KMR DN40 ( $D_a = 125$  mm) wurde die Stufe 2 wiederholt, bis die Kraft-Weg-Beziehung zweier aufeinanderfolgender Zyklen nahezu gleich blieb.



Die Rohre wurden mit einer Geschwindigkeit von 0,05 mm/min durch die ZFSV-Bettung geschoben bis eine maximale Kraft  $F_{peak}$  erreicht wurde, danach wurde die Geschwindigkeit um den Faktor 10 bis 20 erhöht. Der Verschiebeweg wurde nach den ersten Versuchsdurchführungen auf  $s/D_a = 1,0$  beschränkt. In Abbildung 2.25 sind auszugsweise die Ergebnisse mit einem KMR DN40 in zwei verschiedenen ZFSV dargestellt. Das Produkt A ist ein zementgebundener hydraulischer Baustoff aus Portlandzement CEM I, Kalksteinmehl und Anmachwasser. Das Produkt C\_ST wurde aus bereitgestelltem Boden ST\* als Grundmaterial, Zement CEM I 42,5R, alkalisch aktiviertem Bentonit und Anmachwasser hergestellt.

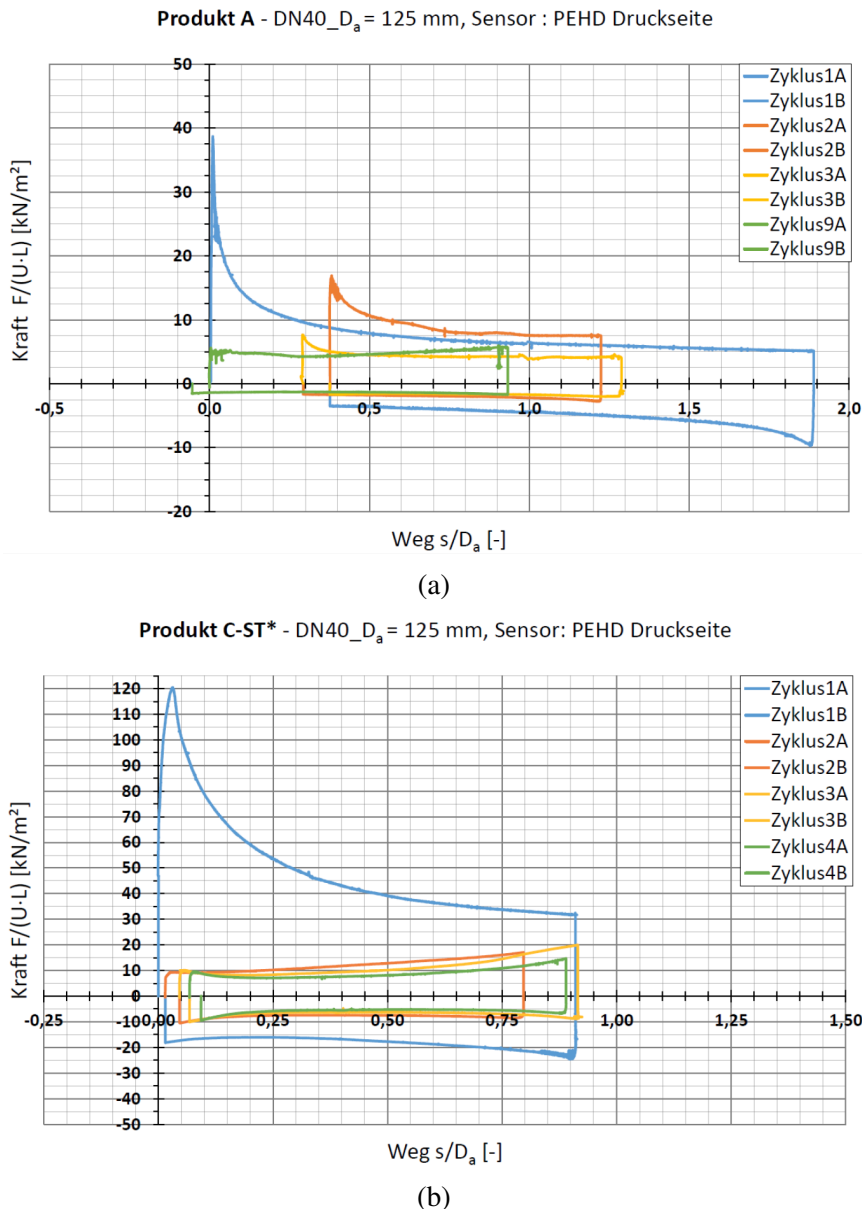


Abbildung 2.25: Kraft-Weg-Diagramm des KMR DN40 in zwei verschiedenen ZFSV (aus [7])

Bei erstmaligem Durchschieben der Rohre trat nach einer geringen Verschiebung ein Maximalwert der benötigten Durchschiebekraft auf. Bei weiterer Rohrverschiebung kam es zu einer Entfestigung und die Kraft nähert sich einem Plateauwert an. Es wurde festgestellt, dass nach der erstmaligen

Richtungsumkehr und bei den ersten Verschiebungen nach dem Aufheizen des Rohres bei manchen ZFSV-Bettungen die Kraft wieder einen (geringeren) Maximalwert annimmt. Nach ca. 4 Zyklen war dieser vollständig abgebaut und die benötigte Kraft blieb bei den weiteren Zyklen nahezu konstant.

Um die Ergebnisse der Rohre mit verschiedenen Abmessungen und dadurch variierenden Normalspannungen an der Kontaktfläche sowie unterschiedlichen Probenaltern der ZFSV bei der Versuchsdurchführung vergleichen zu können, wurden die Schubspannungen mittels Faktoren angepasst. Die Werte wurden auf eine einheitliche Bezugsspannung von 12,5 kPa und Bezugszeit von 28 d umgerechnet. Weitere Informationen können [7] entnommen werden.

In Abbildung 2.26 sind die maximalen Schubspannungen und die Werte nach Erreichen des Plateaus in Abhängigkeit des Rohraußendurchmessers dargestellt. Dabei kann nach [7] die Abnahme der maximalen Schubspannung bei zunehmenden Durchmesser auf Maßstabseffekte zurückgeführt werden.

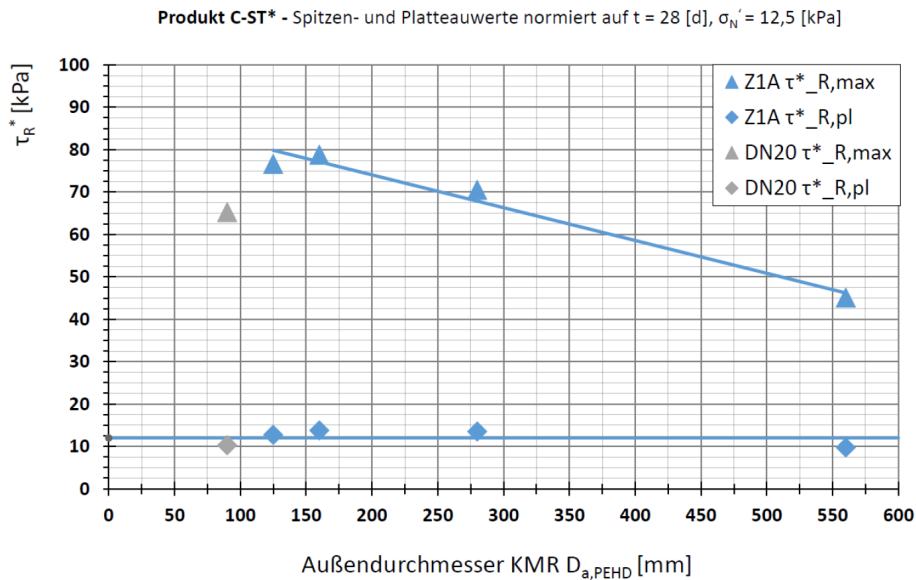


Abbildung 2.26: Korrigierte Schubspannungen in Abhängigkeit des Rohraußendurchmessers (aus [7])

Bei dem Feldversuch im Rahmen des Projekts [7] wurden zwei KMR DN40 ( $D_a = 125$  mm) parallel zueinander verlegt. Bei einem KMR wurde in der Rohrleitungszone Sand lagenweise eingebaut und das andere Rohr wurde mit einem ZFSV verfüllt. Die Überdeckungshöhe der Rohre betrug 1,6 m und die Rohrlänge zwischen einem unbeweglichen Festpunkt und einem frei beweglichen Ende 50 m. Neben dem kontrollierten Beheizen der Rohre wurden u.a. die Verschiebungen an verschiedenen Stellen und die Kraft am Festpunkt gemessen. Details können in [7] nachgelesen werden. Beim erstmaligen Erwärmen der Fernwärmeleitungen wurde die Wassertemperatur im Rohr von 14 °C auf 90 °C erhöht. Es wurde festgestellt, dass in der ZFSV-Bettung nach Erreichen der Maximaltemperatur nur noch geringfügige Rohrverschiebungen auftraten. Im Gegensatz dazu nahmen die Rohrverschiebungen in der Sandbettung nach Erreichen der Maximaltemperatur noch um den Faktor 2,2 zu, was auf Kriechen zurückgeführt wurde. Die Verschiebungen betragen

nach ca. 245 Tagen nach dem erstmaligen Erwärmen bei der Rohrtemperatur von 90°C bei der Sandbettung 10,0mm und bei der ZFSV-Bettung 5,6mm.

Im Rahmen dieser Arbeit wird, wie bei dem Großversuch mit Sand als Bettungsmaterial, ein Versuch mit ZFSV-Bettung durchgeführt. Dabei wird ein Rohr kontrolliert erwärmt und abgekühlt sowie bei verschiedenen Temperaturen durch die ZFSV-Bettung geschoben und u.a. die benötigte Kraft und die radiale Rohrdehnung gemessen. Aufgrund der Temperaturänderung ändert sich der Rohrdurchmesser und dadurch auch die Normalspannung an der Kontaktfläche zwischen Rohr und Bettung und damit die benötigte Durchschiebekraft. Vor allem diese Zusammenhänge sollen mit dem Großversuch genauer untersucht werden, um die rohrstatischen Berechnungsansätze dahingehend erweitern zu können.

## 2.5. Grundlagen der Berechnung erdverlegter Rohrleitungen

### 2.5.1. Normalspannung an der Kontaktfläche im Ausgangszustand

Zur Berechnung der Spannungen, Schnittgrößen und Verformungen von Abwasserkanälen und -leitungen mit den Belastungen Erddruck, Innendruck, Wasserfüllung und Verkehrslast kann das Regelwerk *ATV-DVWK-A 127* [13] verwendet werden, dessen Berechnungsansätze von *Leonhardt* ([92], [93]) entwickelt wurden. Das Berechnungsmodell beruht auf dem Ansatz eines schubsteifen, gebetteten Balkens und darf auch auf andere Rohrleitungen sinngemäß übertragen werden. Mit diesem Berechnungsansatz können die Rohrspannungen und -verformungen im Rohrquerschnitt berechnet werden. Die Spannungen in Längsrichtung werden als gleichbleibend angesehen. [13]

Auf Grundlage der *ATV-DVWK-A 127* von 1988 wurde von *Beilke* [15] ein Berechnungsmodell vorgestellt, das für erdverlegte Kunststoffmantelrohre für Fernwärme konzipiert wurde. In diesem Ansatz wurden die aus thermischer Belastung resultierenden Normalspannungsänderungen an der Kontaktfläche berücksichtigt. Zusätzlich existieren Empfehlungen ([2], [12]), mit denen die *ATV-DVWK-A 127* erweitert werden kann, um Rohre in ZFSV-Bettungen berechnen zu können.

Der Ansatz nach *Beilke* und nach dem *ATV-Regelwerk* basiert auf einfachen mechanischen Modellen und liefert daher nur eine grobe Abschätzung der Spannung an der Kontaktfläche und die quantitative Festlegung der zahlreichen Eingangsparameter ist mit großem Aufwand verbunden. *Achmus* [1] empfiehlt für die Fernwärmep Praxis zur Berechnung der Normalspannung an der Kontaktfläche im Ausgangszustand einen vereinfachten Ansatz nach *Rumpel* [110] zu verwenden, der gegebenenfalls durch Korrekturfaktoren zu ergänzen ist. Dieser Ansatz entspricht auch den Regeln der Technik und ist im *AGFW-Arbeitsblatt FW 401 - Teil 10* [5] zur statischen Auslegung von Kunststoffmantelrohren enthalten (siehe Abbildung 2.27).

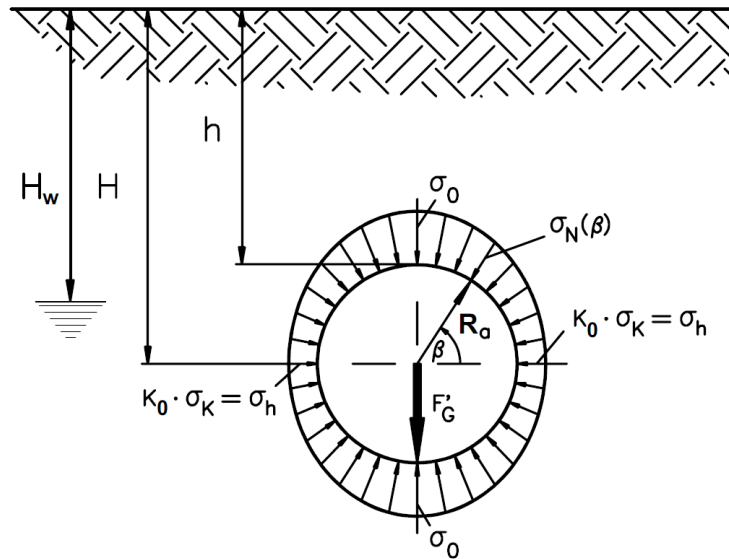


Abbildung 2.27: Erddruck-Normalspannungen am Rohr (aus [5])

Die Normalspannung aus Erddruck an der Kontaktfläche zwischen Rohr und Boden entspricht am Scheitel und an der Sohle der geostatischen Auflastspannung in der jeweiligen Tiefe. Die horizontalen Spannungen an den Kämpfern ergeben sich aus der geostatischen Auflastspannung in Kämpferhöhe, multipliziert mit einem Erddruckbeiwert  $k$ . Die Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  kann nach Gleichung 2.4 berechnet werden, falls kein Grundwasser oberhalb der Rohrsohle ansteht.

$$\sigma_N = \gamma \cdot H \cdot \left( \frac{1+k}{2} - \frac{1-k}{2} \cdot \cos(2\beta) \right) \quad (2.4)$$

mit

$\sigma_N$	:= Normalspannung an der Kontaktfläche	[kPa]
$\gamma$	:= Wichte des Bodens	[kN/m <sup>3</sup> ]
$H$	:= Überdeckung ab Rohrachse	[m]
$k$	:= Erddruckbeiwert	[-]
$\beta$	:= Winkel (siehe Abbildung 2.27)	[°]

Der Erddruckbeiwert  $k$  kann nach *Rumpel* [110] bei gut verdichtetem Sand den Wert 0,80 annehmen. Er empfiehlt aber wegen eventueller schlechterer Verdichtung den Ruhedruckbeiwert  $K_0 = 1 - \sin \varphi' \approx 0,50$  anzusetzen. *Achmus* [1] setzt die Erddruckbeiwerte in Abhängigkeit der Lagerungsdichte folgendermaßen an:

- lockere bis mitteldichte Lagerung:  $k = 0,5$
- mitteldichte bis dichte Lagerung:  $k = 0,7$
- dichte bis sehr dichte Lagerung:  $k = 0,9$

Bei bindigen Bettungsmaterialien wird nach *Floss* [57] zur Berechnung des Seitendruckbeiwerts  $K_{oc}$  der Reibungswinkel  $\varphi'$  und zusätzlich die Kohäsion  $c'$  des Bodens nach Gleichung 2.5 angesetzt (Gleichung aus [57]; verändert). Für die Spannung  $\sigma_1$  wird das maximale Spannungsniveau des Rohres verwendet. Durch die Berücksichtigung der Kohäsion wird der Seitendruckbeiwert abgemindert und dadurch fällt die Beanspruchung des Rohres bei abgeminderter seitlicher Stützung größer aus. [57]

$$K_{oc} = 0,9 \cdot (1 - \sin \varphi') - \frac{2 \cdot c'}{\sigma_1} \cdot \frac{\cos \varphi'}{(1 + \sin \varphi')} \quad (2.5)$$

Bei ZFSV ist der Erddruckbeiwert zeit- und spannungsabhängig. Im fließfähigen Zustand werden hydrostatische Bedingungen und somit ein Erddruckbeiwert von  $K_0 = 1,0$  angenommen [12]. Durch die Verfestigung des ZFSV reduziert sich der Wert. Nach dem an der OTH.R durchgeführten Forschungsprojekt ([7]), konnte aus Versuchen zur Ermittlung des Seitendruckbeiwerts  $K_0$  gefolgert werden, dass der Erdrudruckbeiwert bei den untersuchten ZFSV unterhalb einer Grenzspannung auf einen Wert von  $K_0 = 0,1$  sank. Die zugehörigen Grenzspannungen lagen zwischen 110 kPa und 215 kPa und resultieren aus einem „Strukturbruch“ in der ZFSV-Struktur, welcher eine Änderung des Stoffverhaltens mit sich bringt. Es wird angenommen, dass ab der Grenzspannung die durch die Hydratation vorhandenen Kornbrücken zerstört werden. Dadurch verändert sich bei Spannungen über dem „Strukturbruch“ das mechanische Verhalten und somit auch der Erdrudruck des ZFSV hin zum natürlichen bindigen Boden bzw. zum Grundmaterial. [7], [138]

Ein Erdrudruckbeiwert von  $K_0 = 0,1$  stellt eine sehr ungünstige Rohrbelastung dar, bei der große Biegemomente im Rohrquerschnitt auftreten. Die Untersuchungen von *Arsic* [12] (siehe Abschnitt 2.4.2.1) zeigten jedoch, dass die Kontaktspannungsverteilung am Rohr in einer ZFSV-Bettung als gleichmäßig angesehen werden kann. Grund dafür können Spannungsumlagerungen im ZFSV und Bettungsreaktionsdrücke infolge von Rohrverformungen sein.

### 2.5.2. Normalspannung an der Kontaktfläche infolge radialer Aufweitung

Um die Zunahme der mobilisierbaren Schubspannung infolge einer Temperatur- und Innendruckbeanspruchung ermitteln zu können, ist die Auswirkung auf die Veränderung der Normalspannung an der Kontaktfläche erforderlich. Infolge des Innendrucks und der Temperaturänderung kommt es zu radialen Dehnungen des Rohres und dadurch zu einer Änderung der Normalspannung an der Kontaktfläche. *Beilke* [15] hat den Zuwachs der Normalspannung an der Kontaktfläche  $\Delta\sigma_N$  bei Kunststoffmantelrohren analytisch berechnet. Für die Bestandteile des Rohres wurde ein lineares thermo-elastisches Materialverhalten angenommen und für den Boden eine homogene, unendlich ausgedehnte Scheibe mit linear-elastischem Verhalten.

Nach dem linear-elastischen Stoffgesetz kann die Zunahme der Normalspannung an der Kontaktfläche  $\Delta\sigma_N$  nach Gleichung 2.6 berechnet werden, nach der die Zunahme der Normalspannung  $\Delta\sigma_N$  proportional zur Durchmesserergrößerung des Rohres  $\Delta D$  ist.

$$\Delta\sigma_N = \frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{\bar{E}_B}{(1 + \nu_B)} \quad (2.6)$$

mit

$\Delta\sigma_N$	:=	Normalspannungszunahme an der Kontaktfläche	[kPa]
$\Delta D$	:=	Durchmesseränderung des Rohres	[m]
$D$	:=	Ausgangsdurchmesser des Rohres	[m]
$\bar{E}_B$	:=	Aufweitungsmodul	[MN/m <sup>2</sup> ]
$\nu_B$	:=	Querkontraktionszahl	[–]

Beilke [15] schätzt den Aufweitungsmodul für nichtbindiges bis schwachbindiges Bodenmaterial in Abhängigkeit der Verdichtung mit  $2 \text{ MN/m}^2 \leq \bar{E}_B \leq 14 \text{ MN/m}^2$  ab.

Aus numerische Berechnungen mit einem Finite-Elemente-Programm wurden von Achmus [1] Erhöhungsfaktoren für in Sand gebettete Kunststoffmantelrohre ermittelt, mit denen die temperaturabhängige Zunahme der Bettungsspannung berechnet werden kann. Als Stoffgesetz für den Sand als Bettungsmaterial wurde ein inkrementell-elastisches Stoffgesetz verwendet. Achmus folgerte aus den Berechnungen, dass die Bettungsspannung bei Temperaturbeanspruchung  $\Delta\vartheta$  von der Überdeckungshöhe  $h$  und der Lagerungsdichte  $D_r$  abhängig ist. Auf Grund der hohen Steifigkeit des Rohres ist die Radialverschiebung des Rohres nahezu unabhängig von der Steifigkeit des umgebenden Bodens. Für die Erstbelastung für ein in Sand gebettetes Kunststoffmantelrohr für eine Temperaturzunahme von  $\Delta\vartheta = 100\text{K}$  wurde ein Erhöhungsfaktor nach Gleichung 2.7 ermittelt. Erhöhungsfaktoren für andere Temperaturänderungen dürfen durch lineare Interpolation bzw. Extrapolation aus den Randwerten ermittelt werden. [1]

$$\kappa_l = 1,18 - 0,1 \cdot h[\text{m}] + 1,22 \cdot D_r \quad (2.7)$$

mit

$\kappa_l$	:=	Erhöhungsfaktor	[–]
$h$	:=	Überdeckungshöhe des Rohres	[m]
$D_r$	:=	Lagerungsdichte	[–]

Mit dem Erhöhungsfaktor  $\kappa_l$  kann die Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N(\Delta\vartheta = 100\text{K})$  bei einer Temperaturzunahme von  $\Delta\vartheta = 100\text{K}$  mit der Ausgangsnormalspannung  $\sigma_{N,0}$  bei  $\vartheta = 0\text{K}$  nach Gleichung 2.8 berechnet werden.

$$\sigma_N(\Delta\vartheta = 100\text{K}) = \kappa_l \cdot \sigma_{N,0} \quad (2.8)$$

Da aufgrund der radialen Dehnungen des Rohres im Boden zusätzlich zu den elastischen Verformungen auch plastische Verformungen auftreten, sind die Normalspannungen nach dem vollständigen Entlasten des Rohres (Abkühlen) geringer als im Ausgangszustand. Für die Ent- und Wiederbelastung hat Achmus aus Versuchsauswertungen den Faktor in Gleichung 2.9 ermittelt.

Der Faktor entspricht dem Verhältnis der Normalspannung an der Kontaktfläche bei  $\Delta\vartheta = 100\text{K}$  zur Normalspannung nach vollständiger Entlastung bei  $\Delta\vartheta = 0\text{K}$ . Aufgrund der nur geringen Anzahl an vorhandenen Versuchen zur Ermittlung des Faktors ist dieser nicht ausreichend abgesichert [1].

$$\kappa_{ur} = 1,0 + 3,0 \cdot \frac{D[\text{mm}]}{1000} \quad (2.9)$$

Für ZFSV als Bettungsmaterial oder bindige Bodenmaterialien, sowie andere Rohre können diese Faktoren nicht angesetzt werden. Hierfür ist auch kein Aufweitungsmodul bekannt, aus dem die Normalspannung an der Kontaktfläche bei Innendruck- und Temperaturbelastung berechnet werden kann. Aus dem Großversuch im Rahmen dieser Arbeit soll ein Aufweitungsmodul für den verwendeten ZFSV hergeleitet werden.

Die maximale Normalspannungserhöhung an der Kontaktfläche infolge der radialen Aufweitung ist von dem Abstand des Rohres zur Geländeoberfläche abhängig und somit von dem mittragenden Bodenkörper über dem Rohr. Für nichtbindiges Bodenmaterial wurde von *Beilke* eine Gleichung für die Grenzspannung ermittelt. Weitere Informationen hierzu können in [15] nachgelesen werden.

### 2.5.3. Mobilisierbare Schubspannung an der Kontaktfläche

Aus der Bettungsspannung kann nach dem Ansatz des *Coulombschen* Reibungsgesetzes eine mobilisierbare Schubspannung  $\tau_{mob}(u)$  an der Kontaktfläche ermittelt werden. Die Größe der mobilisierbaren Schubspannung  $\tau_{mob}(u)$  sowie der Reibungskoeffizient  $\mu(u)$  und die tangentielle Adhäsion  $a_T(u)$  sind von der Verschiebung des Rohres  $u$  abhängig. Ebenso kommt es durch die Rohrverschiebung  $u$  zu Spannungsumlagerungen im Boden, wodurch sich die Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N(u)$  ändert.

$$\tau_{mob}(u) = \mu(u) \cdot \sigma_N(u) + a_T(u) \quad (2.10)$$

mit

$\tau_{mob}(u)$	:= mobilisierbare Schubspannung	[kN/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_N(u)$	:= Normalspannung	[kN/m <sup>2</sup> ]
$\mu(u)$	:= Reibungskoeffizient	[–]
$a_T(u)$	:= tangentielle Adhäsionsspannung	[kN/m <sup>2</sup> ]
$u$	:= Rohrlängsverschiebung	[mm]

Bei einem nichtbindigen Bodenmaterial für die Rohrbettung ist keine Adhäsion an der Kontaktfläche vorhanden ( $a_T(u) = 0$ ). Die Kontaktwiderstandsarbeitslinie gegen axiale Verschiebung des Rohres (KWA) für Sand ist in Abbildung 2.28 dargestellt. Stand der Technik ist nach dem *AGFW-Arbeitsblatt FW 401 - Teil 10* [5] ein starr-plastischer Berechnungsansatz (vgl. 2.28).

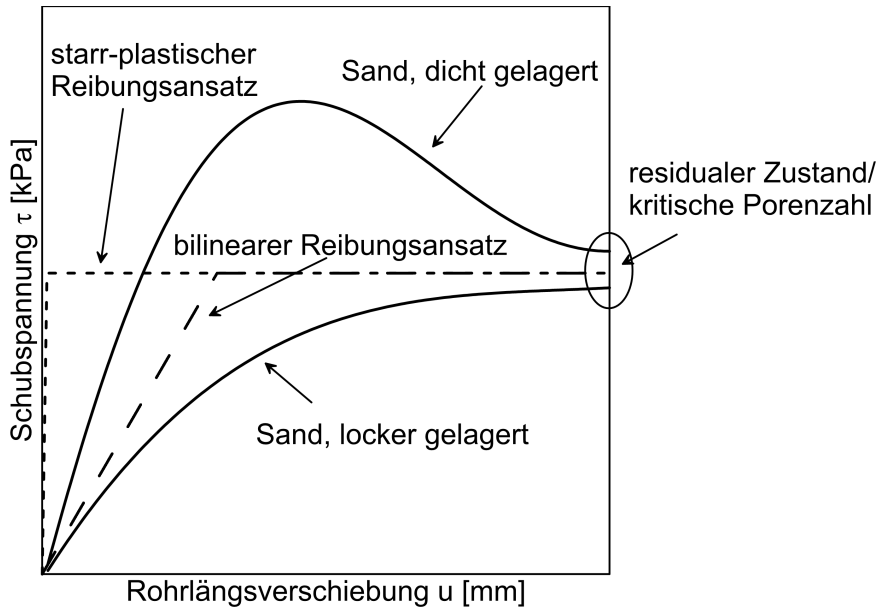


Abbildung 2.28: KWAI von Sand zu HDPE (qualitative Darstellung)

In Abbildung 2.29 ist die KWAI von ZFSV zu HDPE in Anlehnung an [138] dargestellt. Die Schubspannung erreicht nach einer geringen Verschiebung eine maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$ , was auf Adhäsion zurückzuführen ist. Bei weiterer Rohrverschiebung kommt es zur Entfestigung und die Schubspannung erreicht einen Residualwert  $\tau_{res}$ . In Abschnitt 8 wird die KWAI mit den Erkenntnissen der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen dargestellt bzw. erweitert.

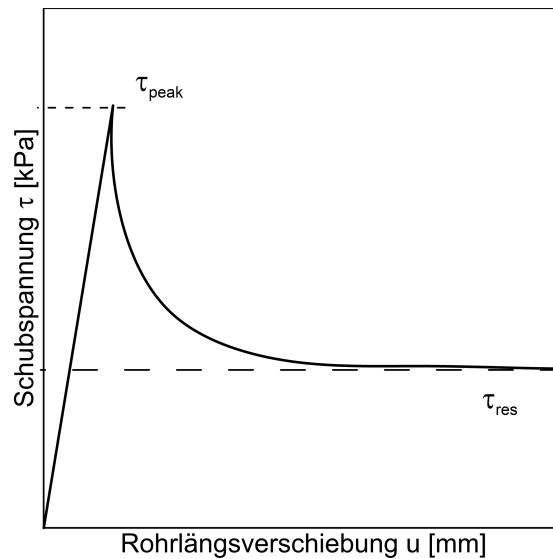


Abbildung 2.29: KWAI von ZFSV zu HDPE beim erstmaligen Verschieben (qualitative Darstellung)



### 2.5.4. Berechnung der axialen Rohrspannung und Rohrverschiebung

Ist die maximal mobilisierbare Schubspannung  $\tau_{mob}(u)$  in Abhängigkeit der Normalspannung bekannt, so können aus der Temperaturänderung des Rohres die (axiale) Rohrlängsspannung  $\sigma_x$  und die Rohrlängsverschiebung  $u$  berechnet werden. Regel der Technik zur Berechnung von in Sand verlegten Fernwärmerohren ist das *AGFW-Arbeitsblatt FW 401 - Teil 10* [5], das auf den Berechnungsansätzen von *Hars* [73] (zitiert nach [99]) und *Moser und Wieland* [99] basiert und von *Rumpel* [110] ausgearbeitet wurde.

Grundsätzlich wird zwischen einem Haftbereich und einem Gleitbereich unterschieden [5], [99]:

- **Haftbereich:** Der Bereich des Rohres, in dem sich die Dehnungen aus Temperaturänderung und die mechanischen Stauchungen aus den Kontaktkräften zwischen Rohr und Bettung gegenseitig aufheben und das Rohr unverschoben bleibt.
- **Gleitbereich:** Der Bereich, in dem die Temperaturdehnungen größer sind als die mechanischen Stauchungen aus den Kontaktkräften. In diesem Bereich treten Rohrverschiebungen auf.

Nur bei dem starr-plastischen Reibungsansatz kann ein Übergang zwischen Haft- zu Gleitbereich exakt definiert werden. Wird ein realitätsnäherer Ansatz gewählt, bei dem die Reibungskräfte bis zu einem bestimmten Wert mit der Rohrverschiebung zunehmen, können die Bereiche theoretisch nicht genau bestimmt werden. Die Verschiebungen und Reibungskräfte nehmen zum Haftbereich hin immer weiter ab und gehen gegen 0.

Die lineare Temperaturdehnung wird allgemein mit folgender Formel beschrieben:

$$\varepsilon_{\vartheta} = \Delta T \cdot \alpha_T \quad (2.11)$$

mit

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\vartheta} &:= \text{Dehnung infolge Temperaturänderung} & [-] \\ \Delta T &:= \text{Temperaturdifferenz} & [\text{K}] \\ \alpha_T &:= \text{linearer Temperaturdehnungskoeffizient} & [1/\text{K}] \end{aligned}$$

Die resultierende Dehnung  $\varepsilon(x)$  des erdverlegten Rohres an der Rohrposition  $x$  ist die Summe der Temperaturdehnung  $\varepsilon_{\vartheta}$  und der mechanischen Dehnung  $\varepsilon_m(x)$ :

$$\varepsilon(x) = \varepsilon_{\vartheta} + \varepsilon_m(x) \quad (2.12)$$

Die mechanische Dehnung  $\varepsilon_m(x)$  wird aus der Normalkraft  $N(x)$  und der Dehnsteifigkeit  $E \cdot A_s$  des Rohres berechnet. Die Dehnsteifigkeit ist das Produkt aus dem Elastizitätsmodul  $E$  und der Querschnittsfläche  $A_s$  des Rohres.

$$\varepsilon_m(x) = \frac{N(x)}{E \cdot A_s} \quad (2.13)$$

Die Normalkraft im Rohr resultiert aus den vom freien Rohrende oder abbiegenden Rohrschenkel bis zur jeweiligen Rohrposition  $x$  integrierten Schubspannungen an der Kontaktfläche zwischen Rohr und Bettung, aus der Innendruckkraft und der Reaktionskraft eines Schenkels am Ende des Rohres. Die Normalkraft kann für den Gleitbereich nach Gleichung 2.14 und für den Haftbereich nach Gleichung 2.15 berechnet werden. Die mobilisierbare Schubspannung  $\bar{\tau}_{mob}(u)$  ist von der Rohrverschiebung  $u$  abhängig und wird über den Rohrumfang gemittelt.

$$N(x_{GB}) = -\frac{\int_0^{l_0-x_{GB}} \bar{\tau}_{mob}(u) dx_{GB}}{D_a \cdot \pi} + F_p - F_{el} \quad (2.14)$$

mit

$N(x)$	:= Normalkraft an der Position $x$	[kN]
$\bar{\tau}_{mob}(u)$	:= mittlere Schubspannung in Abhängigkeit der Verschiebung $u$	[kPa]
$D_a$	:= Außendurchmesser des Rohres	[m]
$l_0$	:= Gleitbereichslänge	[m]
$x_{GB}$	:= Rohrposition ab Gleitbereich (siehe Abbildung 2.30)	[m]
$F_p$	:= Innendruckkraft	[kN]
$F_{el}$	:= Reaktionskraft des abgehenden Rohrschenkels	[kN]

Im Haftbereich sind die Normalkräfte konstant, somit unabhängig von der Rohrposition und können mit folgender Gleichung beschrieben werden:

$$N(x_{HB}) = -\frac{\int_0^{l_0} \bar{\tau}_{mob}(u) dx_{GB}}{D_a \cdot \pi} + F_p - F_{el} \quad (2.15)$$

Aus den Gleichungen 2.11 bis 2.14 wird für den Gleitbereich gefolgert:

$$\varepsilon(x_{GB}) = \Delta T \cdot \alpha_T + \frac{-\frac{\int_0^{l_0-x_{GB}} \bar{\tau}_{mob}(u) dx_{GB}}{D_a \cdot \pi} \cdot (l_0 - x_{GB}) + F_p - F_{el}}{E \cdot A_s} \quad (2.16)$$

Im Haftbereich bzw. an einem Festpunkt müssen die resultierenden Dehnungen 0 sein ( $\varepsilon(x_{HB}) = 0$ ). Zur Berechnung der Verschiebungen  $u(x)$  werden die Dehnungen  $\varepsilon(x)$  integriert.

$$u(x) = \int \varepsilon(x) dx \quad (2.17)$$

Im Haftbereich sind die Temperaturdehnungen  $\varepsilon_\vartheta$  vollständig durch die mechanischen Dehnungen  $\varepsilon_m$  unterdrückt. Demzufolge kann die Gleitbereichslänge berechnet werden, indem in Gleichung 2.16 bei der Position  $x_{GB} = 0$  die resultierende Dehnung  $\varepsilon(x_{GB})$  gleich Null gesetzt und nach  $l_0$  umgestellt wird.

Kann auf Grund der maximalen Rohrlänge  $l$  der Gleitbereich nicht vollständig ausgebildet werden, so wird für  $l_0$  die maximale mögliche Gleitbereichslänge angesetzt. D.h. kann sich z.B. das Rohr in beide Richtungen ausdehnen, aber aufgrund der geringen Rohrlänge kein Haftbereich ausbilden, entspricht  $l_0 = l/2$  und der unverschobene Punkt einem natürlichen Festpunkt. Ist ein Festpunkt

vorhanden und das Rohr verschiebt sich nur in eine Richtung, so entspricht  $l_0 = l$ , falls sich kein Haftbereich ausbildet.

Nach dem *AGFW-Arbeitsblatt FW 401 - Teil 10* [5] für Fernwärmeleitungen wurde für Sandbettungen ein starr-plastischer Reibungsansatz gewählt. Hierzu kann bei den Gleichungen in diesem Abschnitt für die mobilisierbaren Schubspannungen  $\bar{\tau}_{mob}(u)$  ein konstanter Wert angesetzt werden, der von der Rohrverschiebung unabhängig ist. In Abbildung 2.30 werden die Dehnungen  $\varepsilon$ ,  $\varepsilon_\vartheta$ ,  $\varepsilon_m$ , axiale Normalkraft im Rohr  $N$  und die Verschiebung  $u$  eines erdverlegten Rohres unter Temperaturbeanspruchung mit einem starr-plastischen Reibungsansatz dargestellt.

*Beilke* [15] hat Gleichungen entwickelt, mit denen die Verschiebungen und Spannungen der einzelnen Bestandteile eines Kunststoffmantelrohrs mit einem bilinearen Reibungsansatz berechnet werden können. *Wagner* [138] hat speziell für die ZFSV-Bettung Ansätze entwickelt, mit denen für das erstmalige Erwärmen eines Fernwärmerohres die Verschiebungen und Spannungen einer KWA1 angesetzt werden kann, die einen starken Anstieg der Schubspannung bis zu einer Adhäsionsspitze und danach eine Entfestigung auf einen Restreibungswert berücksichtigt.

Für die Dimensionierung erdverlegter Rohre ist neben dem erstmaligen Erwärmen des Rohres, auch der Zustand nach dem Abkühlen des Rohres und nach der Wiedererwärmung erforderlich. In dieser Arbeit werden für in ZFSV gebettete Rohre halbanalytische Ansätze, sowie auf Grundlage eines Stabwerksprogramms ein Stab-Feder-System entwickelt, um die für die Rohrstatik maßgebenden Rohrverschiebungen und -spannungen berechnen zu können.

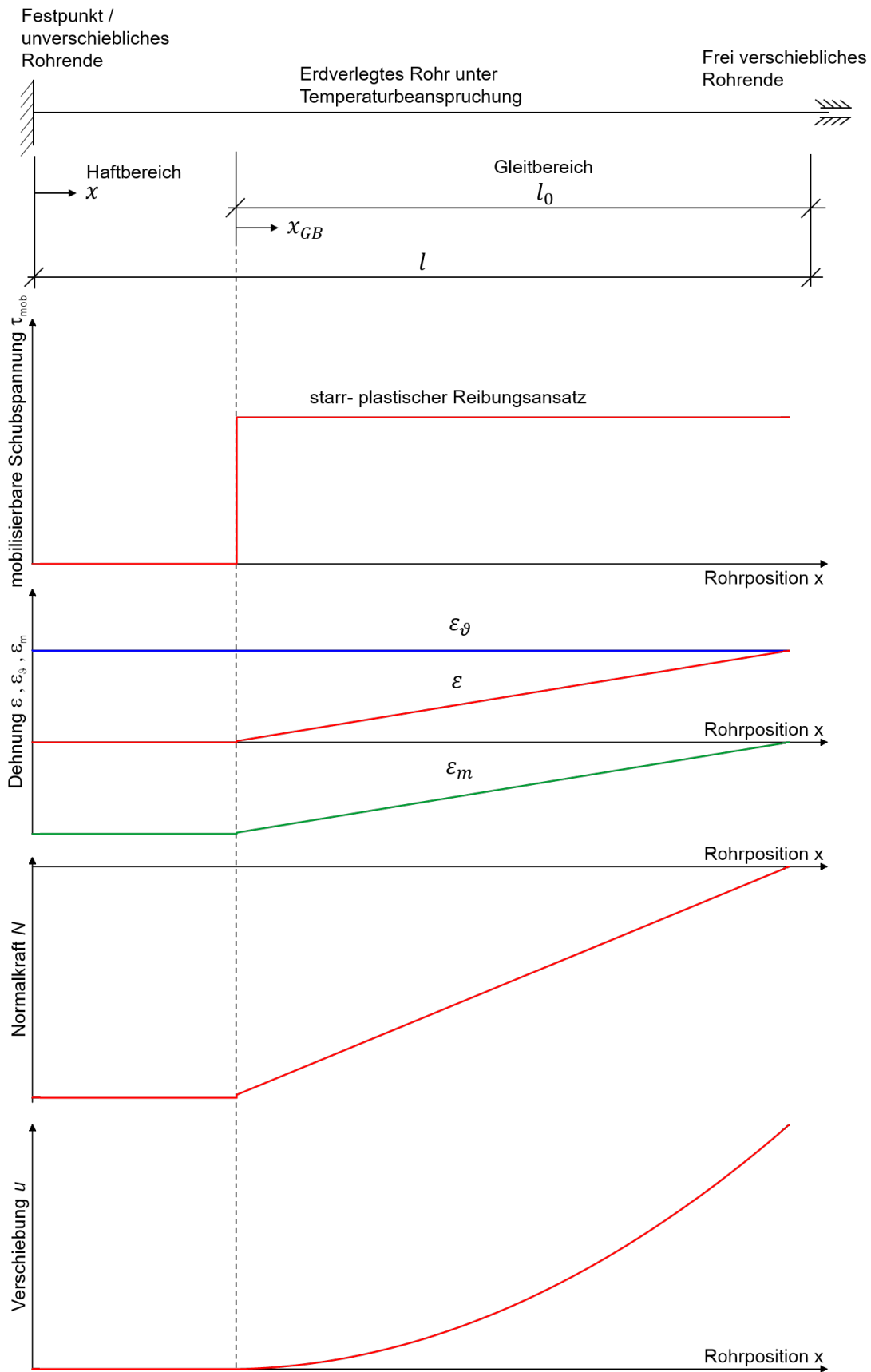


Abbildung 2.30: Dehnung  $\varepsilon, \varepsilon_\theta, \varepsilon_m$ , Längsnormalkraft  $N$  und Rohrverschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  am Beispiel eines erdverlegten Rohres mit einem starr-plastischen Reibungsansatz bei der Ersterwärmung.

## 2.6. Faseroptische Messtechnik

Im Rahmen dieser Arbeit wird faseroptische Messsensorik verwendet, mit der die Dehnung und die Temperatur auf Grundlage von linearer Rayleigh-Rückstreuung gemessen werden kann. Es wird das System ODISi B der Firma *Luna Technologies, Roanoke* (USA) benutzt, das eine quasi-kontinuierlich verteilte Messung entlang einer Glasfaser erlaubt.

Vorteile der faseroptischen Messsysteme gegenüber traditionellen Sensoren nach [111], [127] und aus eigenen Erfahrungen sind u.a. der lange Messbereich, die hohe Auflösung, die hohe Flexibilität, die geringe Größe und das geringe Gewicht. Es ist unempfindlich gegenüber elektromagnetischen Feldern und die Fasern können direkt in das Messobjekt mit eingebaut werden bzw. direkt damit verbunden werden. Nachteil der faseroptischen Messsysteme ist, dass aufgrund der hohen Sensitivität bei Dehnungsmessungen eine Temperaturkompensation durchgeführt werden muss und die Anschaffungskosten des Gesamtsystems höher sind. Außerdem sind „dünnere“ Fasern sehr empfindlich und können leicht brechen, speziell wenn der Mindestbiegeradius unterschritten wird.

Als faseroptischer Sensor wurden Singlemodefasern verwendet, bei denen der Kerndurchmesser nur wenige Lichtwellenlängen groß ist und sich somit nur eine einzige Geometrie der Lichtwelle (Mode) ausbreiten kann. Aufgrund der geringen Dämpfung des Quarzglas ( $\text{SiO}_2$ -Glas) ist es das Standardmaterial für Glasfasern. Durch Dotierung des  $\text{SiO}_2$ -Glasses mit anderen Stoffen wie z.B. Germanium ( $\text{GeO}_2$ ) kann der Brechungsindex verändert werden. Die Glasfaser kann in einen Kern (core), Mantel (cladding) und Beschichtung (coating) unterteilt werden (siehe Abbildung 2.31). Damit die Lichtstrahlen im Glasfaserkern verbleiben, ist eine Totalreflexion anzustreben. Um eine Totalreflexion zu erreichen, darf ein kritischer Einfallswinkel der Lichtstrahlen nicht unterschritten werden und die Brechzahl im Kern muss höher sein als im Mantel. [8], [55], [127]

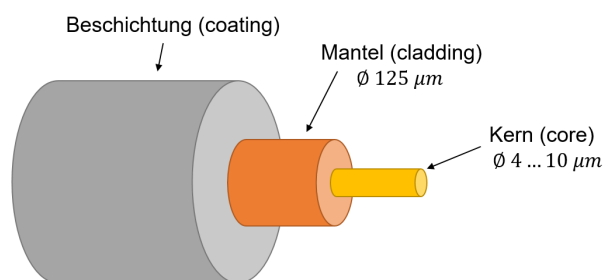


Abbildung 2.31: Schematische Darstellung einer Singlemodefaser (nach [8] und [127])

Unter Ausnutzung des Rayleigh-Streulichts können Auflösungen im Millimeterbereich ausgenutzt werden. Für die Ortsauflösung wird ein kohärentes Frequenzbereichsreflektometer (c-OFDR) verwendet, in dem der Strahl eines Lasers mit einer mit der Zeit variierenden Wellenlänge  $\lambda$  in ein faseroptisches Mach-Zehnder-Interferometer eingekoppelt wird (siehe Abbildung 2.32). Das Mach-Zehnder-Reflektometer besteht aus einem Referenzarm und einem Messarm an dem die Sensorfaser befestigt ist. Das aus dem Messarm zurückgestreute Licht interferiert mit dem Licht aus dem Referenzarm und es entsteht am Detektor ein periodisches Signal. Da sich die Reisedauern des Lichts durch den Referenzarm und zu den jeweiligen Fasersegmenten im Messarm unterscheiden,

überlagern sich die Lichtsignale am Detektor. Da am Laser die Wellenlänge variiert wird, enthält das Summensignal unterschiedliche Wellenlängen und somit auch unterschiedliche Frequenzen. Das Summensignal aller zurückgestreuten Signale wird durch Fourier-Transformationen in seine Frequenzanteile zerlegt. Aus der Differenz der Frequenz aus dem Referenzarm zur jeweiligen Frequenz aus dem Messarm kann auf die Reflexionsorte  $x_k$  zurückgeschlossen werden. Je weiter der Reflexionsort  $x_k$  vom Detektor entfernt ist, desto größer wird die Frequenz des Signals. [111], [125], [124]

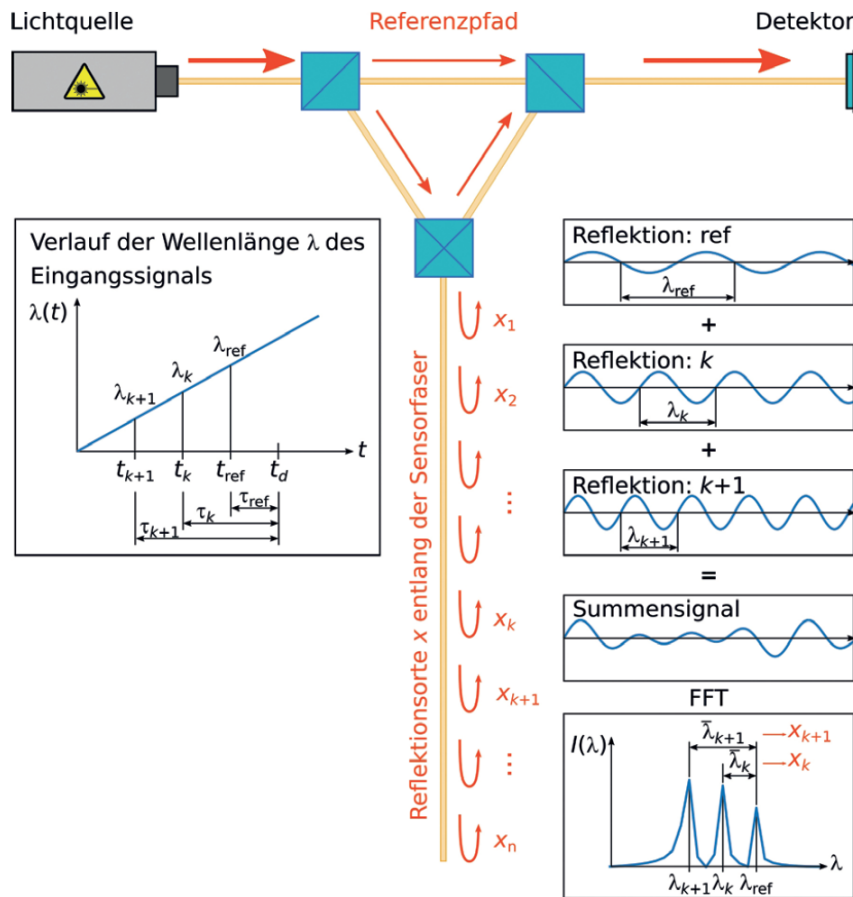


Abbildung 2.32: Reflexionsortermittlung mit c-OFDR am Mach-Zehnder-Interferometer (aus [125])

Die Amplitude des Frequenzanteils gibt die Stärke bzw. Intensität der jeweiligen Rückstreuung an. Der Intensitätsverlauf der Rayleigh-Rückstreuung entlang der Sensorfaser ist bei konstanten äußeren Bedingungen einzigartig und bleibt unverändert. Dies stellt den charakteristischen „Fingerabdruck“ der Glasfaser dar (Referenzzustand). Durch Temperatur- oder Dehnungsänderungen der Glasfaser wird der Fingerabdruck räumlich gestreckt oder gestaucht oder die Brechzahl verändert (Messzustand). Das Referenz- und das Messsignal werden in einzelne Auswertefenster zerlegt und durch Kreuzkorrelation der Signale die lokalen Frequenzverschiebungen  $\Delta f$  bestimmt (siehe Abbildung 2.33). Die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  ist somit von der Temperatur- oder Dehnungsänderung abhängig. [111], [125], [89], [63]

Bei dem hier verwendeten System beträgt die Länge des Auswertefensters und somit die räumliche

Auflösung 1,28 mm bei einer gesamten Faserstrecke von höchstens 10 m. Die maximale Faserstrecke beträgt 20 m mit einer räumlichen Auflösung von 5,12 mm. [94]

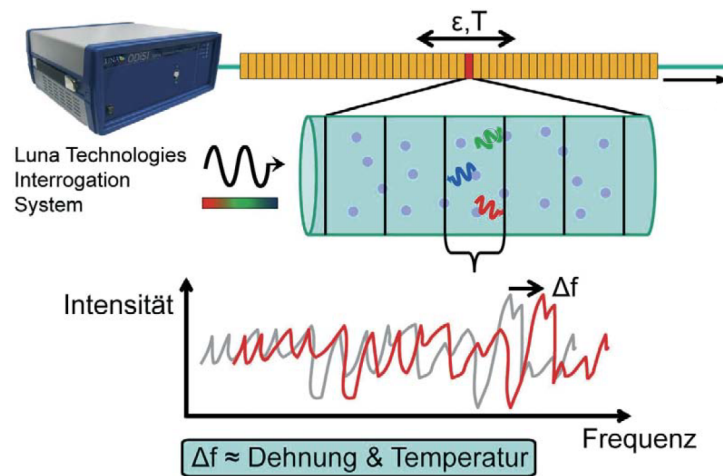


Abbildung 2.33: Prinzip der Frequenzverschiebung durch Temperatur- oder Dehnungsänderung (aus [111], leicht verändert)

Über die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  kann nach Gleichung 2.18 die Verformung  $\varepsilon$  bzw. die Temperaturänderung  $\Delta T$  berechnet werden. Der Temperaturkoeffizient  $K_T$  setzt sich aus einem Temperatursdehnungskoeffizienten und einem thermooptischen Koeffizienten zusammen. Der Dehnungskoeffizient  $K_\varepsilon$  ist eine Funktion der Brechzahl, der dehnungsoptischen Konstante und der Querkontraktionszahl. [89]

$$\frac{\Delta f}{f_0} = K_T \cdot \Delta T + K_\varepsilon \cdot \varepsilon \quad (2.18)$$

mit

$\Delta f$	:=	Frequenzverschiebung	[GHz]
$f_0$	:=	mittlere optische Frequenz des emittierten Signals	[GHz]
$K_T$	:=	Temperaturkoeffizient	[1/K]
$\Delta T$	:=	Temperaturdifferenz	[K]
$K_\varepsilon$	:=	Dehnungskoeffizient	[–]
$\varepsilon$	:=	Dehnung	[–]

### 3. Kalibrierung der faseroptischen Messtechnik

#### 3.1. Übersicht der verwendeten Fasern

Als faseroptisches Messsystem wurde das im Abschnitt 2.6 beschriebene System Luna ODISI-B mit quasi-kontinuierlicher Messpunktfolge verwendet. Folgende faseroptische Sensoren wurden im Rahmen dieser Arbeit verbaut:

- **NBG-T:** Temperaturmessfaser der Firma *NBG Systems GmbH, Gmünd, Österreich*. Eine Singlemode-Faser befindet sich frei beweglich in einem Edelstahlröhrchen und der Zwischenraum ist mit einem Gel verfüllt. Bei einer Temperaturänderung verformt sich die Faser unabhängig von dem Edelstahlröhrchen. Der Außendurchmesser des Sensors beträgt 1,8 mm (siehe Abbildung 3.1).

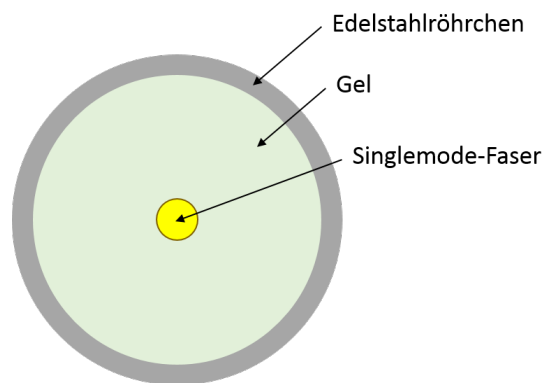


Abbildung 3.1: Temperaturmesssensor NBG-T

- **NBG-D:** Dehnungsmessfaser mit einem Außendurchmesser von 1,2 mm der Firma *NBG Systems GmbH, Gmünd, Österreich*. In einem Stahlröhrchen befinden sich drei Singlemode-Glasfasern, die sich mit dem Edelstahlröhrchen verformen (siehe Abbildung 3.2).

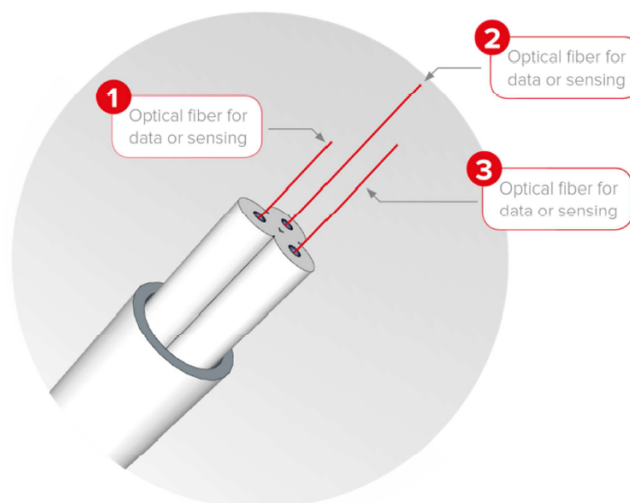


Abbildung 3.2: Dehnungsmesssensor NBG-D [101]



- **PI-D:** Dehnungsmessfaser mit Polyimid-Beschichtung der Firma *Luna Innovations, Roanoke, USA*. Der Außendurchmesser der Faser beträgt  $155 \pm 5 \mu\text{m}$  [106] (siehe Abbildung 3.3).

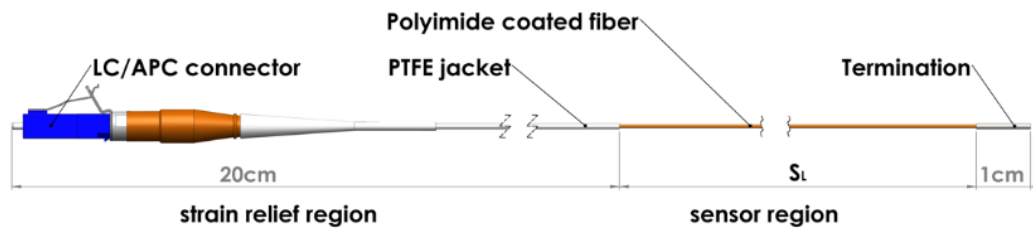


Abbildung 3.3: Dehnungsmesssensor PI-D [96]

### 3.2. Kalibrierung der faseroptischen Temperaturmesssensoren

Die Kalibrierung der faseroptischen Temperaturmesssensoren NBG-T wurde direkt am Versuchrohr des Großversuchs durchgeführt und wird deshalb im Abschnitt 7.5.1 aufgeführt. Die Kontaktflächenschersversuche im Abschnitt 6, bei denen faseroptische Messsysteme verwendet wurden, wurden bei konstanter Labortemperatur durchgeführt. Eine Temperaturmessung bzw. Temperaturkompensation der Dehnungsmesssensoren ist aus diesem Grund nicht erforderlich.

### 3.3. Kalibrierung der faseroptischen Dehnungsmesssensoren

Zur Kalibrierung der faseroptischen Dehnungsmesssensoren wurden die Fasern in einem Kalibrierstand an einer Position unverschieblich und an einer anderen Position horizontal verschieblich befestigt (siehe Abbildung 3.4). An der verschieblichen Halterung wurde eine Verschiebung  $u$  aufgebracht, mit der die Dehnungen (negative Stauchung  $-\varepsilon$ ) in die Faser eingeleitet werden konnten. Die Verschiebung wurde an der verschieblichen Halterung ( $s_1$ ) sowie zur Kontrolle der Fixierung an der unverschieblichen Halterung ( $s_2$ ) gemessen. Aus der Differenz  $s_1 - s_2$  und der eingespannten Faserlänge  $l_F$  kann die aufgebrachte Dehnung  $\varepsilon$  berechnet werden. In den Abbildungen 3.5a und 3.5b sind auf den Ordinaten die Dehnungen  $\varepsilon$  der Faser aufgetragen, die aus den mit den Messuhren gemessenen Verschiebungen berechnet wurden. Auf den Abszissen sind die mit dem Glasfasermesssystem gemessenen Frequenzverschiebungen  $\Delta f$  aufgetragen. Die Kalibrierung musste bei einer konstanten Labortemperatur durchgeführt werden, damit die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  nur aus der Dehnungsänderung der Faser resultiert.



Abbildung 3.4: Schematische Darstellung des Faserkalibrierstandes

Für  $\Delta T = 0$  gilt nach Gleichung 2.18:

$$\varepsilon = \Delta f \cdot \frac{1}{K_\varepsilon \cdot f_0} \quad (3.1)$$

mit

$\varepsilon$	:= + Stauchung / - Dehnung	[-]
$\Delta f$	:= Frequenzverschiebung	[GHz]
$f_0$	:= mittlere optische Frequenz des emittierten Signals	[GHz]
$K_\varepsilon$	:= Dehnungskoeffizient	[-]
$\varepsilon$	:= Dehnung	[-]

In Gleichung 3.1 entspricht  $\frac{1}{K_\varepsilon \cdot f_0}$  der Dehnungssensitivität und wird aus den Steigungen der Regressionsgeraden in den Abbildungen 3.5a und 3.5b ermittelt. Die Ergebnisse für die Erst- und Wiederbelastung wurden mit den maximalen absoluten und relativen Fehlern in Tabelle 3.1 aufgeführt.

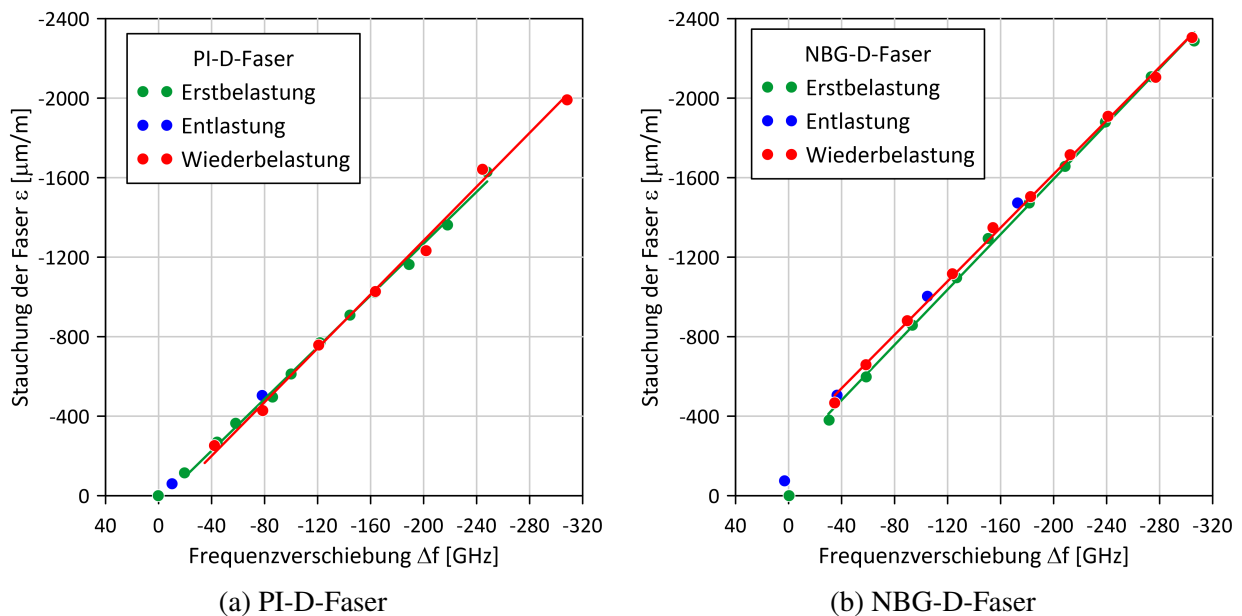


Abbildung 3.5: Kalibrierung der Dehnungsfasern

Tabelle 3.1: Ergebnisse der Kalibrierung

Faser / Belastung	Dehnungssensitivität $\frac{1}{K_\varepsilon \cdot f_0}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}/\text{GHz}$ ]	Maximaler absoluter Fehler [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Maximaler relativer Fehler [%]
PI-D / Erstbelastung	6,513	48,7	3,1
PI-D / Wiederbelastung	6,772	63,0	4,9
Mittelwert	6,643		
NBG-D / Erstbelastung	6,953	44,3	3,5
NBG-D / Wiederbelastung	6,735	39,0	3,0
Mittelwert	6,844		

Die ermittelten Dehnungssensitivitäten stimmen sehr gut mit dem Wert von *Luna Technologies, Roanoke, USA* von  $\frac{1}{K \cdot f_0} = 6,680 \frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot \text{GHz}}$  [97] überein. Für die Auswertungen von faseroptischen Dehnungsmessungen werden die Mittelwerte aus Tabelle 3.1 verwendet.

### 3.4. Temperaturkompensation der Dehnungsmessensoren

Da das Versuchsrohr beim Großversuch erwärmt und abgekühlt wird, muss der Einfluss der Temperatur auf die Dehnungsmessung berücksichtigt werden. Dazu werden die Dehnungsmessfasern, teilweise frei beweglich und teilweise auf einem Aluminiumblock geklebt, in einem Trocknungs-Ofen kontrolliert erwärmt und abgekühlt. Die Frequenzverschiebungen  $\Delta f$  setzen sich aus Temperaturexpansionen der Faser und des Aluminiumblocks sowie aus thermo-optischen Effekten zusammen. Wird die Dehnungsmessfaser fest mit einem Bauteil verbunden, wird die Temperaturexpansion der Faser unterdrückt. Zur Berechnung der Dehnung bzw. Stauchung des Bauteils, ist die Kenntnis über die thermo-optischen Effekte relevant. Die Ermittlung der Parameter zur Temperaturkompensation wurden in Anlehnung an [95] durchgeführt. Der schematische Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.6 skizziert.

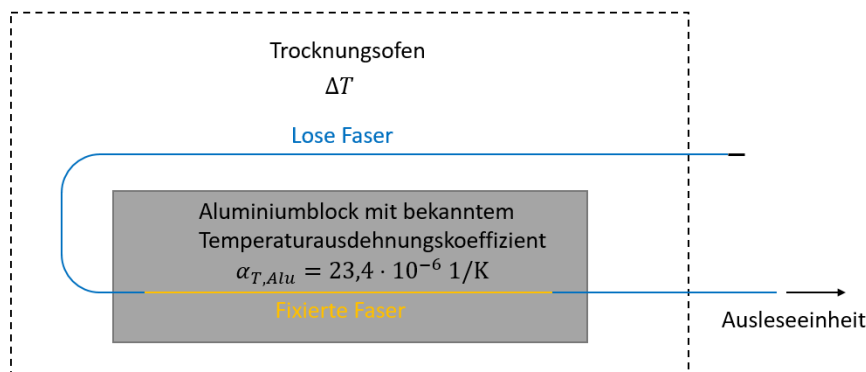


Abbildung 3.6: Schematische Darstellung des Versuchs zur Ermittlung der Temperaturkompensation

In der Tabelle 3.2 sind die Ergebnisse der Messungen eingetragen. Die Dehnung ohne die Temperaturkompensation entspricht der Frequenzverschiebung  $\Delta f$  multipliziert mit der Dehnungssensitivität  $\frac{1}{K \cdot f_0}$  aus Gleichung 3.1. Die Dehnung wurde für die lose und die am Aluminiumblock fixierte Faser ausgewertet. Aus dem Temperaturexpansionskoeffizienten des Aluminiumblocks von  $\alpha_{T,Alu} = 23,4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  und der Temperaturänderung  $\Delta T$  im Trocknungs-Ofen wurde die tatsächliche Ausdehnung berechnet. Der Anteil an thermo-optischen Effekten  $k_{nT}$  wird mit der Gleichung 3.2 aus der Differenz der gemessenen Dehnung der fixierten Faser  $\varepsilon_{fF}$  zur berechneten Dehnung aus dem Temperaturexpansionskoeffizienten  $\varepsilon_{\alpha T}$  im Verhältnis zur gemessenen Dehnung der losen Faser  $\varepsilon_{lF}$  dargestellt.

$$k_{nT} = \frac{\varepsilon_{fF} - \varepsilon_{\alpha T}}{\varepsilon_{lF}} \quad (3.2)$$

Tabelle 3.2: Ergebnisse der Temperaturkompensation einer PI-D-Faser

Temperatur- differenz $\Delta T$ [K]	Dehnung ohne Temperaturkompensation		berechnete Dehnung aus $\alpha_{T,Alu}$ $\epsilon_{\alpha_T}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Differenz $\epsilon_{fF} - \epsilon_{\alpha_T}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	optische Effekte $k_{nT}$ [-]
	$\epsilon_{lF}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] lose	$\epsilon_{fF}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] fixiert			
30,4	-257,4	-934,6	-711,4	-223,2	0,867
60,6	-552,5	-1915,9	-1418,0	-497,8	0,901
				Mittelwert:	0,884

Die gemessene Dehnung der losen Faser kann in Abhängigkeit der Temperaturänderung  $\Delta T$  mit  $\epsilon_{lF}(\Delta T) = 8,99 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}\cdot\text{K}} \cdot \Delta T$  angenähert werden. Daraus ergibt der Wert zur Kompensation der optischen Effekte  $K_{opt} = 8,99 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}\cdot\text{K}} \cdot \Delta T \cdot 0,884$ . Die Dehnung des Bauteils an dem die Faser fixiert wurde, kann mit Berücksichtigung der Temperaturkompensation und den Dehnungssensitivitäten aus Tabelle 3.1 mit der Gleichung 3.3 für die PI-D-Faser und mit der Gleichung 3.4 für die NBG-D-Faser berechnet werden. Da die Dehnungssensitivitäten der NBG-D und PI-D-Fasern (siehe Tabelle 3.1) nahezu identisch sind, wird angenommen, dass die Eigenschaften der Singlemode-Fasern des NBG-D- und PI-D-Sensors gleich sind und die ermittelte Temperaturkompensation für die NBG-D und PI-D-Faser verwendet werden darf. Dies wird durch die Messergebnisse im Abschnitt 7 bestätigt.

**PI-D:**

$$\epsilon = \Delta f \cdot 6,643 \frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot \text{GHz}} + 8,99 \frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot \text{K}} \cdot \Delta T \cdot 0,884 \quad (3.3)$$

**NBG-D:**

$$\epsilon = \Delta f \cdot 6,844 \frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot \text{GHz}} + 8,99 \frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot \text{K}} \cdot \Delta T \cdot 0,884 \quad (3.4)$$

## 4. Untersuchte Böden und ZFSV

### 4.1. Verwendete Böden als Grundmaterial für die ZFSV-Herstellung

Als Grundmaterial für die ZFSV-Herstellung wurden Böden verwendet, deren bodenmechanische Eigenschaften sich stark voneinander unterscheiden. Hierzu wurde ein Kiessand mit feinkörnigen, bindigen Anteilen und ein mittelplastischer Ton verwendet. Zusätzlich wurde ein enggestufter Sand für die ZFSV-Herstellung benutzt, der bei einem Feldversuch vor Ort anstand. Tabelle 4.1 gibt die wichtigsten Ergebnisse der Untersuchungen an den drei Böden wieder. Die Werte stellen Mittelwerte mehrerer (mindestens drei) Einzelversuche dar. In Abbildung 4.1 sind die mittleren Korngrößenverteilungskurven der Böden aufgetragen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden die drei Böden nach ihrer Bodengruppe nach *DIN 18196* [34] mit TM, GT und SE bezeichnet.

Tabelle 4.1: Ergebnisse der Laboruntersuchungen an den Ausgangsböden

<b>Untersuchung</b>	<b>Mittelplastischer Ton</b>	<b>Kiessand mit bindigen Anteilen</b>	<b>Enggestufter Sand</b>
Bodengruppe ( <i>DIN 18196</i> [34])	TM	GT	SE
Bodenart ( <i>DIN EN ISO 14688-1</i> [45])	U,t,fs'	G,s*,t	fS,ms*
Kornverteilung	Siehe Abbildung 4.1		
Plastizität ( <i>DIN EN ISO 17892-1</i> [41])	Mittelplastische Tone	Leicht plastische Tone (nur Feinkornanteil)	/
Trockendichte bei lockerster und dichtester Lagerung ( <i>DIN 18126</i> [25])	/	Lockerste Lagerung: 1,203 g/cm <sup>3</sup> ; Dichteste Lagerung: 1,831 g/cm <sup>3</sup>	Lockerste Lagerung: 1,273 g/cm <sup>3</sup> ; Dichteste Lagerung: 1,757 g/cm <sup>3</sup>
Kalkgehalt ( <i>DIN 18129</i> [35])	0,87 %	9,53 %	/
Glühverlust ( <i>DIN 18128</i> [27])	3,54 %	1,33 %	1,00 %
Korndichte ( <i>DIN 18124</i> [49])	2,693 g/cm <sup>3</sup>	2,639 g/cm <sup>3</sup>	2,645 g/cm <sup>3</sup>
Proctordichte ( <i>DIN 18127</i> [39])	1,730 g/cm <sup>3</sup>	2,078 g/cm <sup>3</sup>	1,670 g/cm <sup>3</sup>
Wasseraufnahmefähigkeit ( <i>DIN 18132</i> [37])	45,9 %	44,8 % (nur Feinkornanteil)	/
Tonmineralogie	Hauptsächlich Kaolinit	Hauptsächlich Illit	/

Auffällig ist, dass bei dem GT die Dichte bei der dichtesten Lagerung geringer als die Proctordichte ist. Dies liegt an den Versuchsrandbedingungen mit den unterschiedlichen Verdichtungsarten bzw. -energien.

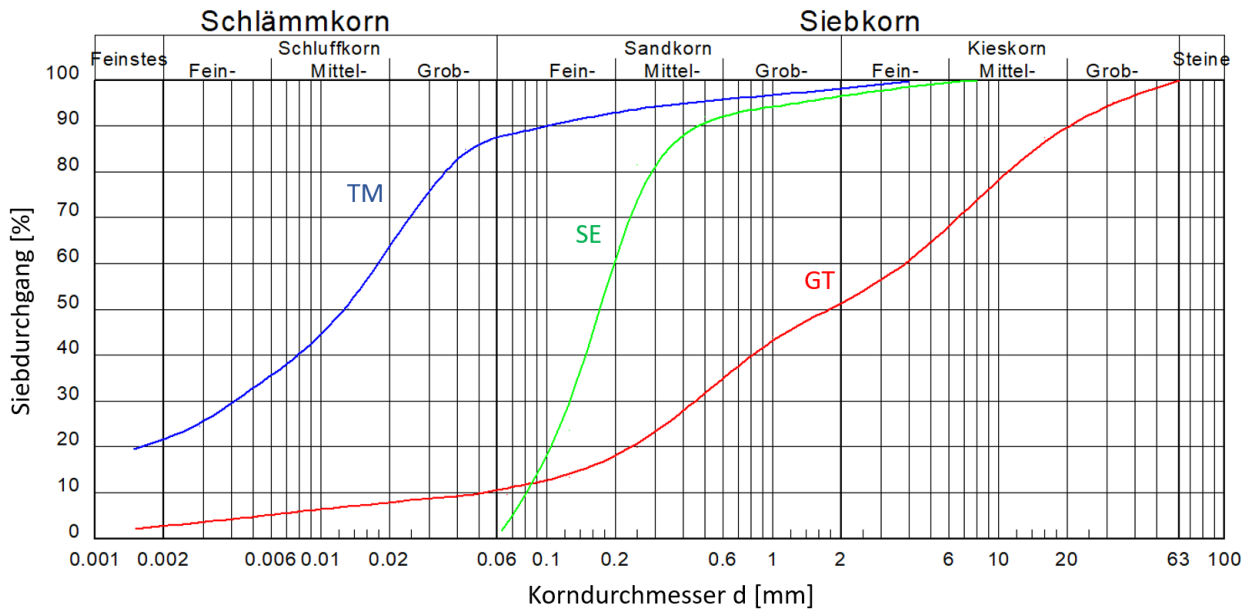


Abbildung 4.1: Mittlere Korngrößenverteilungen der Böden TM, GT und SE

## 4.2. Herstellung der ZFSV

Die Mischrezepturen der ZFSV wurden durch den Systemanbieter entwickelt und an die Mischtechniken im Labor der OTH.R angepasst. Die drei unterschiedlichen ZFSV werden mit ZFSV und der jeweiligen Bodengruppe des Ausgangsmaterials nach *DIN 18196* [34] bezeichnet (ZFSV\_TM, ZFSV\_GT, ZFSV\_SE). Tabelle 4.2 beinhaltet die mengenmäßigen Zusammensetzungen der ZFSV mit trockenem Grundmaterial. Der Zusatzstoff Bentonit wurde vom Systemanbieter geliefert. In Abbildung 4.2 ist die Zusammensetzung in M.-% und in Abbildung 4.3 in V.-% dargestellt. Der Luftporenanteil wird in der volumetrischen Darstellung nicht berücksichtigt. Vor dem Mischen des ZFSV wird der Wassergehalt des Ausgangsmaterials bestimmt und dementsprechend die Menge des feuchten Grundmaterials und des Zugabewassers angepasst.

Tabelle 4.2: Zusammensetzung der ZFSV in [kg/m<sup>3</sup>]

Rezeptur	ZFSV_TM	ZFSV_GT	ZFSV_SE
Grundmaterial (trocken)	TM / 898	GT / 1359	SE / 1324
Bentonit	43	41	44
Zement CEM I 42,5R	48	42	37
Wasser	629	458	472
Gesamtmasse	1618	1900	1877

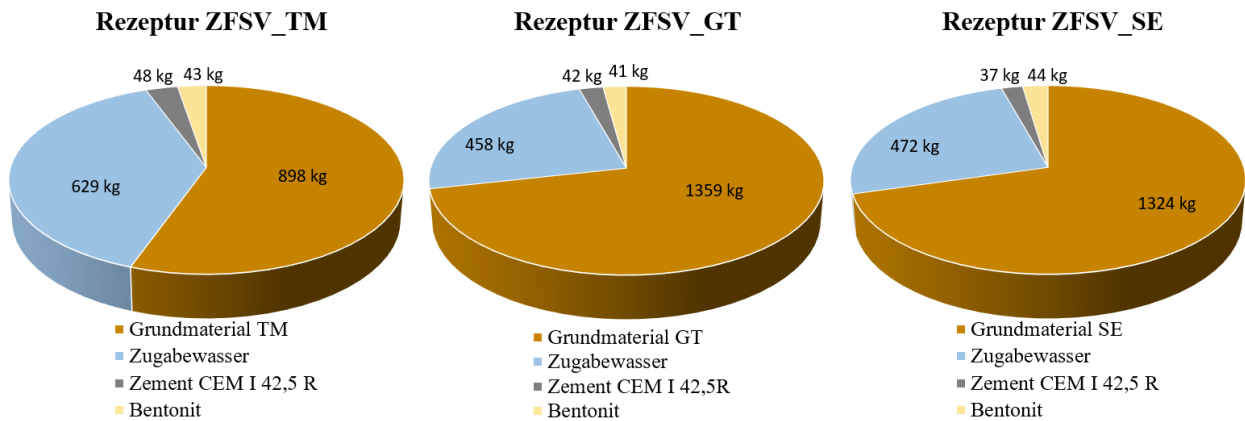
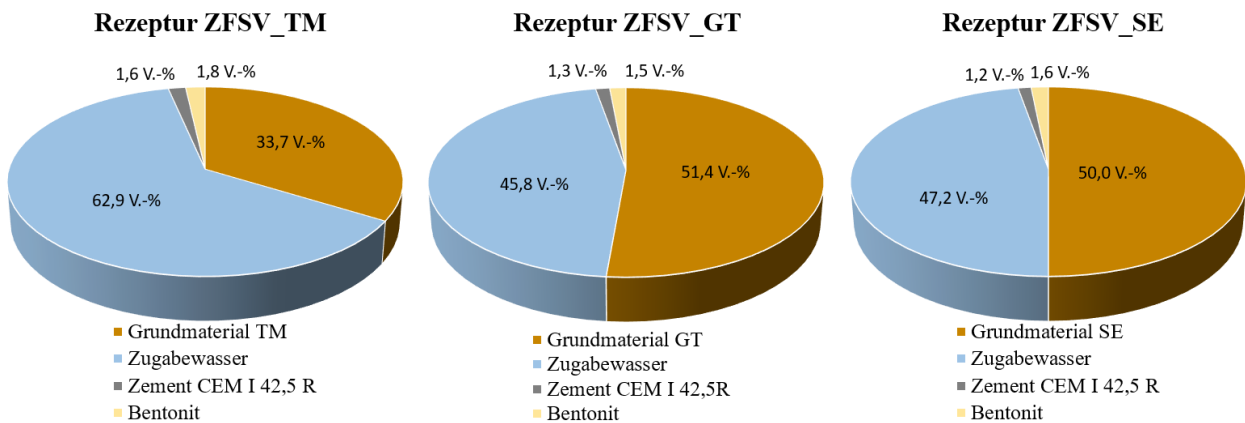
Abbildung 4.2: Mengenmäßige Zusammensetzung der ZFSV pro m<sup>3</sup>

Abbildung 4.3: Zusammensetzung der ZFSV in V.-% ohne Berücksichtigung von Luftporen

Zur Herstellung der ZFSV-Mischungen wurde ein Einwellen-Labor-Zwangsmischer CEM 60S Elba der Firma *ELBA-WERK Maschinen-Gesellschaft mbH, Ettlingen* verwendet (siehe Abbildung 4.4a). Dabei handelt es sich um einen Trommelmischer mit einem Zweizonengegenstrom-Mischwerk mit stufenloser Drehzahlregulierung. Mit einer Mischung können hiermit bis zu 60l ZFSV hergestellt werden. Für die ZFSV-Mischungen wurde eine Drehzahl des Mischwerks von 50 Umdrehungen pro Minute eingestellt. Dieser Mischvorgang kommt der ZFSV-Herstellung auf der Baustelle im Fahrmischer am Nächsten.

Es wurden Vorversuche mit mehreren anderen Mischerarten durchgeführt, die jedoch vor allem bei ZFSV-Mischungen, bei denen das Grundmaterial einen hohen Anteil bindiger Bestandteile aufwies, eine unzureichende Mischqualität aufzeigten.

Wurden nur kleine Mengen (bis zu 5l) des ZFSV\_SE oder ZFSV\_TM für Versuche benötigt, so wurde der Labormischer in Abbildung 4.4b verwendet. Für die Herstellung des ZFSV\_GT konnte dieser Mischer aufgrund des Größtkorns nicht verwendet werden. Die Drehzahl des Mischwerks wurde ebenfalls auf 50 Umdrehungen pro Minute eingestellt.



(a) Einwellen-Zwangsmischer CEM 60S

(b) 10l-Mörtelmischer

Abbildung 4.4: Labormischer

Die ZFSV wurden im jeweiligen Labormischer nach Tabelle 4.3 hergestellt. Eine „langsame“ Wasserzugabe und eine „längere“ Mischzeit ist vor allem bei Grundmaterialien mit bindigen Bestandteilen wichtig, um eine gute Durchmischung zu erzielen.

Tabelle 4.3: Mischvorgang für die ZFSV-Herstellung

<b>Zeit <math>t</math> [min]</b>	<b>Mischphase</b>
-1 bis 0	Feuchtes Grundmaterial mischen/ homogenisieren
0 bis 1	Zement und Bentonit zugeben
1 bis 4	ca. 90 % des Zugabewasser gleichmäßig zugeben
4 bis 9	Mischen fortsetzen
10 bis 12	Mischer ausschalten und Rückstände an der Mischerwandung oder am Mischwerk mit Spatel/ Kelle abkratzen
Ab 12	Restliches Wasser zugeben und Mischen fortsetzen
20	ZFSV-Mischung fertiggestellt



### 4.3. Laborversuche an ZFSV

#### 4.3.1. Übersicht

In diesem Abschnitt werden alle Versuche an ZFSV, mit Ausnahme der Kontaktflächenscherversuche und der Begleituntersuchungen zum Großversuch, dargestellt. Die Versuche dienen der Beurteilung der ZFSV-Mischungen im frischen und erhärteten Zustand oder sind für die rohrstatischen Berechnungen erforderlich. Folgende Versuche wurden am Frisch-ZFSV durchgeführt:

- Ausbreitmaß in Anlehnung an *DIN EN 12350-5* [51].
- Wassergehaltsermittlung nach *DIN EN ISO 17892-1* [41].
- Dichte des ZFSV in Anlehnung an *DIN EN 12350-6* [52].

Folgende Versuche wurden am erhärteten ZFSV durchgeführt:

- Wassergehaltsermittlung nach *DIN EN ISO 17892-1* [41].
- Dichte des ZFSV nach *DIN EN ISO 17892-2* [42].
- Einaxiale Druckfestigkeit nach *DIN 18136* [40] / in Anlehnung an *DIN EN ISO 17892-7* [46].
- Eindimensionaler Kompressionsversuch mit stufenweiser Belastung nach *DIN 18135* [38] / *DIN EN ISO 17892-5* [44].
- Eindimensionaler Kompressionsversuch mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit in Anlehnung an *ASTM D 4186* [11].
- Triaxialversuche nach *DIN 18137-2* [33] / *DIN EN ISO 17892-8* [47] / *DIN EN ISO 17892-9* [48].
- Anisotrope Konsolidation zur Ermittlung des Seitendruckbeiwerts  $K_0$  in Anlehnung an *DIN EN ISO 17892-9* [48].

Die aufgelisteten Versuche werden in den nächsten Abschnitten beschrieben und die Ergebnisse dargestellt. Im Abschnitt 4.3.8 werden die mit den unterschiedlichen Versuchen ermittelten Moduln zusammengestellt und miteinander verglichen.

#### 4.3.2. Ausbreitmaß, Wassergehalt und Dichte

Zur Beurteilung des Mischergebnisses wird nach der ZFSV-Herstellung das Ausbreitmaß in Anlehnung an *DIN EN 12350-5* [51] und der Wassergehalt nach *DIN EN ISO 17892-1* [41] untersucht. Die erforderlichen Ausbreitmaße mit den zulässigen Toleranzen wurden für jedes Rezept vom Systemanbieter vorgegeben. Diese betragen für die hier verwendeten ZFSV  $56 \pm 2$ cm bzw.  $58 \pm 2$ cm. Bei kleineren Mischmengen wird anstelle des Ausbreitmaßes die Dichte des Frisch-ZFSV in Anlehnung an *DIN EN 12350-6* [52] bestimmt.

Der Wassergehalt wurde nach *DIN EN ISO 17892-1* [41] im Trocknungsofen bei 105 °C bestimmt. Er wurde am Frisch-ZFSV direkt nach der Herstellung der ZFSV-Mischung und nach Beendigung der verschiedenen Versuche an dem erhärteten ZFSV bestimmt. Wird der Wassergehalt aus den jeweiligen Mengen der Rezeptur berechnet, so sollten folgende Wassergehalte im frischen Zustand nach dem Mischen erreicht werden:

- ZFSV\_TM:  $w = 63,6\%$
- ZFSV\_GT:  $w = 31,8\%$
- ZFSV\_SE:  $w = 33,6\%$

Die Dichte der ZFSV nach dem Mischvorgang wurde in Anlehnung an die *DIN EN 12350-5* [51] bestimmt. Die rechnerischen Dichten der ZFSV aus den Daten der Rezepturen betragen:

- ZFSV\_TM:  $\rho = 1,618 \text{ g/cm}^3$
- ZFSV\_GT:  $\rho = 1,901 \text{ g/cm}^3$
- ZFSV\_SE:  $\rho = 1,878 \text{ g/cm}^3$

Im erhärteten Zustand wurde die Dichte des ZFSV nach *DIN EN ISO 17892-2* [42] durch Tauchwägung oder Ausmessverfahren bestimmt.

Stimmte das Ausbreitmaß, der ermittelte Wassergehalt oder die Dichte nach der Herstellung des ZFSV nicht mit den Sollwerten überein, so musste die Mischung verworfen werden. Dies trat bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Mischungen nicht auf. Durch die in den folgenden Abschnitten beschriebene Lagerung der ZFSV-Probekörper, veränderte sich der Wassergehalt und die Dichte bis zu dem jeweiligen Versuchsbeginn nicht bzw. kaum. Wurde ein geringerer Wassergehalt festgestellt, so konnte auf eine fehlerhafte Lagerung zurückgeschlossen werden und der Versuch wurde nicht für weitere Auswertungen verwendet.

### 4.3.3. Einaxiale Druckfestigkeit

Zur Ermittlung der Festigkeitsentwicklung der ZFSV wurden einaxiale Druckfestigkeitsuntersuchungen nach *DIN 18136* [40] bzw. in Anlehnung an *DIN EN ISO 17892-7* [46] durchgeführt. Nach der ZFSV-Herstellung wurde das Material in zylindrische Probenbehälter aus Metall befüllt. Die Probenbehälter hatten einen Innendurchmesser von 99 mm und eine Innenhöhe von 220 mm. Nach dem Befüllen der Probenbehälter wurden diese mit einer Folie verschlossen, um ein Trocknen der Probe an der Luft zu verhindern. Ca. 24 Stunden nach der Probenherstellung wurde die Folie entfernt und mit der offenen Behälterseite nach unten im Wasserbad gelagert. *Wagner* [138] hat einaxiale Druckversuche an ZFSV mit unterschiedlichen Lagerungen durchgeführt. Er hat zusätzlich zu der hier beschriebenen Lagerung, die Proben im geschlossenen Behälter bis zur Prüfung belassen oder sie nach 24 Stunden mit der offenen Behälterseite nach unten in erdfeuchten Sand gestellt. Er hat aus seinen Ergebnissen gefolgert, dass diese Lagerungsbedingungen nur unwesentlich die Ergebnisse beeinflussten.

Die einaxiale Druckfestigkeit wurde bei einem Probenalter von ca. 1d, 3d, 7d, 14d, 28d, 56d, 112d und 224d an mindestens zwei Probekörpern untersucht. Dazu wurde am Prüftag die Probe aus dem Probenbehälter vorsichtig entnommen, die Feuchtdichte mittels Ausmessverfahren bestimmt und die Endflächen planparallel mit Gips abgeglichen. Anschließend wurden die Probekörper in geeignete Prüfpressen eingebaut und die Belastung aufgebracht. Nach *DIN 18136* [40] beträgt die Verformungsgeschwindigkeit bei verkitteten oder stabilisierten Böden mit einer Bruchstauchung  $\varepsilon_u$  von maximal 4%, 0,2% der Anfangshöhe pro Minute. Bei allen durchgeführten Versuchen war die Bruchstauchung  $\varepsilon_u$  deutlich unter 4%. Aus der gemessenen vertikalen Zusammendrückung und der Anfangsprobenhöhe wird die Stauchung  $\varepsilon_v$  berechnet und aus der gemessenen Kraft  $F$ , der Stauchung  $\varepsilon_v$  und der Probenquerschnittsfläche  $A$ , die vertikale Spannung  $\sigma_v$  nach Gleichung 4.1.

$$\sigma_v = \frac{F}{A/(1 - \varepsilon_v)} \quad (4.1)$$

Die einaxiale Druckfestigkeit  $q_u$  entspricht der maximalen vertikalen Spannung beim Bruch  $\sigma_{v,max}$  und die Bruchstauchung  $\varepsilon_u$  der dazugehörigen Stauchung. In der Abbildung 4.5 ist exemplarisch der Spannungs-Stauchungs-Verlauf einer ZFSV-Probe dargestellt. Im Verlauf bis zur Bruchstauchung  $\varepsilon_u$  erkennt man, dass die Spannung in Abhängigkeit der Stauchung näherungsweise linear bis zu einem bestimmten Wert zunimmt. Bei weiterer Stauchung der Probe fällt die Spannungszunahme ab und verläuft dann nahezu linear bis zur Bruchspannung bzw. -stauchung weiter. Aus diesem Grund wurde der Modul des einaxialen Druckversuchs für den niedrigeren Spannungs- bzw. Stauchungsbereich  $E_{u,v}$  und für den höheren Spannungs- bzw. Stauchungsbereich  $E_{u,n}$  separat ausgewertet.

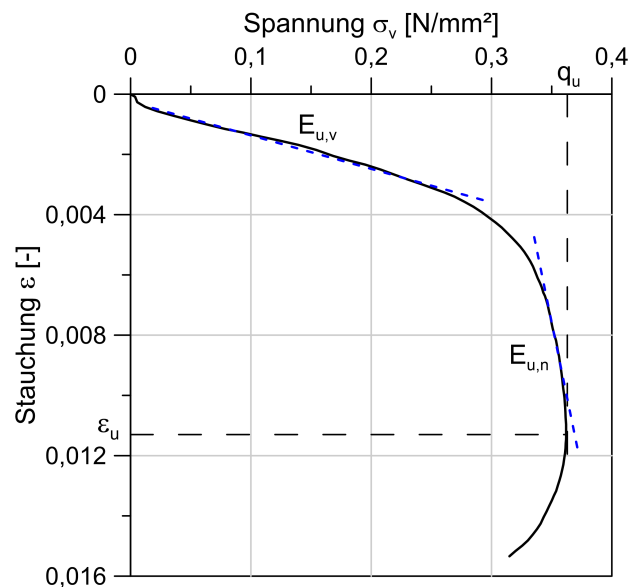


Abbildung 4.5: Einaxialer Druckversuch an ZFSV\_GT mit einem Probenalter von 56 Tagen

In Abbildung 4.6a sind die einaxialen Druckfestigkeiten  $q_u$  der drei untersuchten ZFSV in Abhängigkeit des Probenalters dargestellt und in Abbildung 4.6b die Moduln der einaxialen Druckversuche für die beiden beschriebenen Spannungs- bzw. Stauchungsbereiche. Da bei den Proben des

ZFSV\_TM ab einem Probenalter von 112 d der Bereich zur Ermittlung des  $E_{u,n}$ -Moduls nicht bzw. kaum vorhanden war, sondern es zuvor zum Bruch der Probe kam, wurden die  $E_{u,n}$ -Werte nur bis zu dem Probenalter von 56 d ausgewertet.

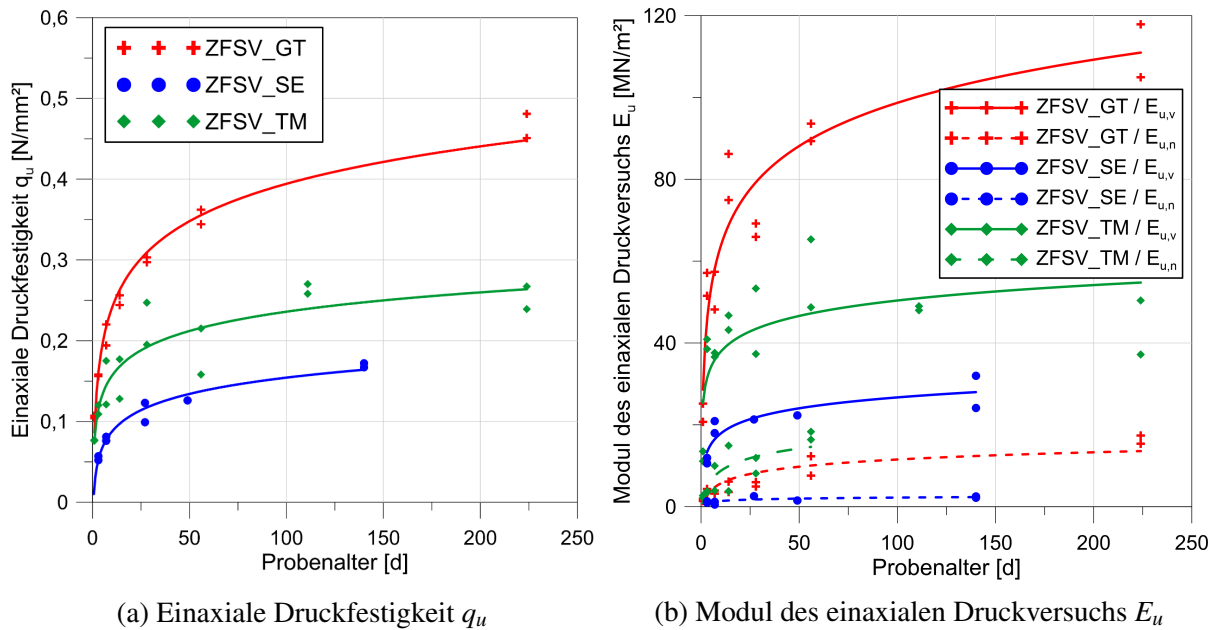


Abbildung 4.6: Ergebnisse der einaxialen Druckversuche an ZFSV in Abhängigkeit des Probenalters

Nach dem Hinweisblatt *H ZFSV - Hinweise für die Herstellung und Verwendung von zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen im Erdbau* [62] kann der ZFSV\_TM und ZFSV\_SE in die Kategorie „leichte Wiederaushubfähigkeit“ eingeordnet werden. Der ZFSV\_GT überschreitet die Grenzwerte dieser Kategorie geringfügig und wird somit in die „mittlere Wiederaushubfähigkeit“ eingeordnet.

Wie bereits im Abschnitt 2.5.1 beschrieben wurde, konnte in [138] und [7] ein „Strukturbruch“ des ZFSV festgestellt werden, bei dem sich das Stoffverhalten ändert. Es wird angenommen, dass ab einer Grenzspannung, die durch die Hydratation vorhandenen Kornbrücken zerstört werden und sich das mechanische Verhalten bei Spannungen über der Grenzspannung hin zum Grundmaterial bzw. natürlich bindigen Boden verändert. Damit kann das Vorhandensein von höheren Moduln bei niedrigeren Spannungen und von niedrigeren Moduln über der Grenzspannung erklärt werden (siehe Abbildung 4.6b). Der ZFSV\_TM mit dem größten Anteil bindiger Bestandteile im Grundmaterial weist bei den Moduln der einaxialen Druckversuche nach der Grenzspannung  $q_{Grenz}$  die größten Werte auf und der ZFSV\_SE mit den geringsten Anteilen bindiger Bestandteile die niedrigsten Werte. Es wird angenommen, dass dieses Verhalten auf die Kohäsion des Grundmaterials zurückzuführen ist.

#### 4.3.4. Eindimensionaler Kompressionsversuch mit stufenweiser Belastung

An den ZFSV sowie an den Grundmaterialien wurden Eindimensionale Kompressionsversuche nach *DIN 18135* [38] bzw. *DIN EN ISO 17892-5* [44] durchgeführt. Da das Probenmaterial direkt nach dem Mischen des ZFSV bzw. nach dem Aufbereiten des Bodens in das Kompressionsgerät eingebaut wurde, erfolgten die Versuche mit feststehendem Ring. Für die Versuche an TM und SE bzw. ZFSV\_TM und ZFSV\_SE wurde ein Ring mit einem Innendurchmesser von 101 mm und einer befüllbaren Höhe von 20 mm gewählt. Bei den Versuchen an GT und ZFSV\_GT wurden aufgrund des Größtkorns Probenzellen mit einem Innendurchmesser von 225 mm verwendet, die bis zu einer Probenhöhe von ca. 50 mm befüllt wurden. Es wurden zwei Versuche je Boden bzw. ZFSV durchgeführt.

Folgende Aufzählung beschreibt, wie die Böden bei den Versuchen an den Grundmaterialien vorbereitet und in die Zelle eingebaut wurden. Zum Vergleich wurden die jeweiligen Proctordichten  $\rho_{d,Pr}$  und der dazugehörige Wassergehalt  $w_{Pr}$  nach *DIN 18127* [39] mit angegeben.

- **TM:** Wassergehalt:  $w = 34,0\% \approx w_L$  ( $w_{Pr} = 17,6\%$ )  
Trockendichte:  $\rho_d = 1,39 \text{ g/cm}^3$  ( $\rho_{d,Pr} = 1,73 \text{ g/cm}^3$ )
- **GT:** Wassergehalt:  $w = 16,5\%$  ( $w_{Pr} = 8,0\%$ )  
Trockendichte:  $\rho_d = 1,89 \text{ g/cm}^3$  ( $\rho_{d,Pr} = 2,08 \text{ g/cm}^3$ )
- **SE:** Wassergehalt:  $w = 4,3\%$  ( $w_{Pr} = 4,5\%$ )  
Trockendichte:  $\rho_d = 1,58 \text{ g/cm}^3$  ( $\rho_{d,Pr} = 1,67 \text{ g/cm}^3$ )

Die ZFSV wurden nach dem Mischen in die Zellen befüllt und 24 Stunden nach dem Mischbeginn eine Vorbelastung von  $\sigma_v = 25 \text{ kPa}$  aufgebracht. Diese Vorbelastungsspannung wurde ausgewählt, da bei üblichen Verlegetiefen von 1,5 m unter Geländeoberkante, eine vertikale Spannung in dieser Größenordnung vorhanden ist. Die Grundmaterialien wurden direkt nach dem Aufbereiten und Befüllen belastet und das Versuchsprogramm gestartet. Bei den ZFSV wurde mit dem Versuchsprogramm bei einem Probenalter von 28 Tagen begonnen.

##### **Laststufen des Versuchsprogramms:**

Vorbelastung:	25 kPa
Erste Entlastung:	25 kPa → 12,5 kPa
Erste Belastung:	12,5 kPa → 25 kPa → 50 kPa
Zweite Entlastung:	50 kPa → 25 kPa → 12,5 kPa
Zweite Belastung:	12,5 kPa → 25 kPa → 50 kPa → 100 kPa → 200 kPa (nur bei TM / ZFSV_TM und SE / ZFSV_SE: → 400 kPa)
Dritte Entlastung:	(nur bei TM / ZFSV_TM und SE / ZFSV_SE: 400 kPa →) 200 kPa → 100 kPa → 50 kPa → 25 kPa → 12,5 kPa

Die Mindestbelastungsdauer wurde mittels des Zeit-Zusammendrückungs-Verhaltens nach [38] ermittelt und wurde in der Regel mit 24 Stunden angesetzt. Die Ergebnisse sind als Mittelwerte von mindestens zwei Versuchen in den Abbildungen 4.7 und 4.8 dargestellt. Die Eigenverformung der Kompressionsstände mit den Probenzellen wurde ermittelt und die Versuchsergebnisse dementsprechend kompensiert.

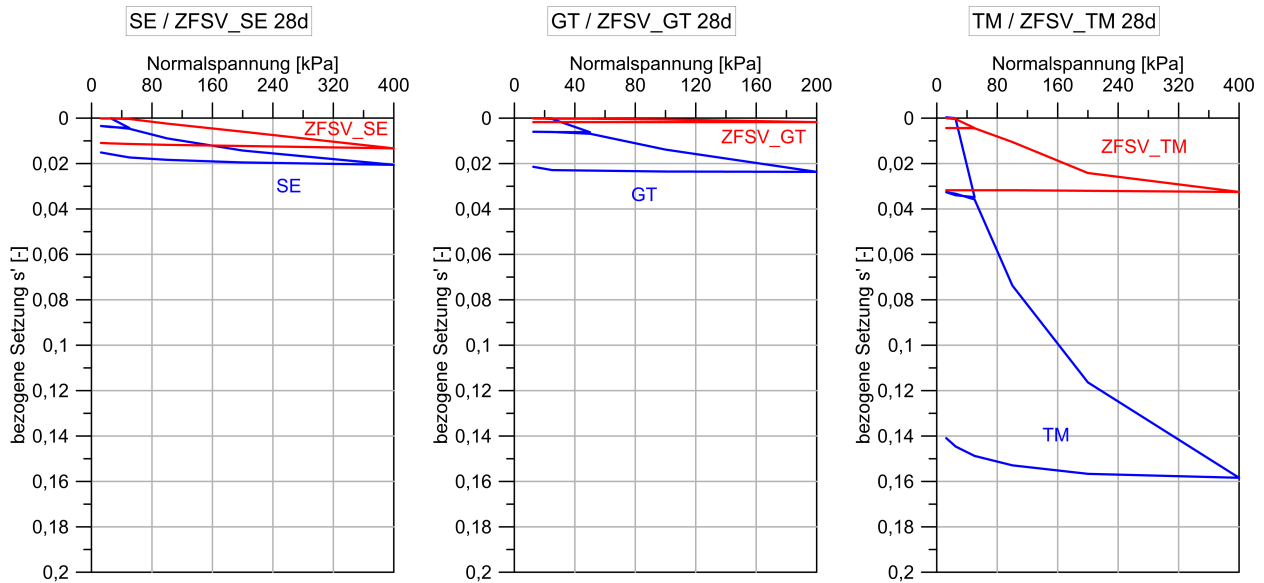


Abbildung 4.7: Druck-Zusammendrückungs-Kurven der Grundmaterialien und der ZFSV mit einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 28 Tagen

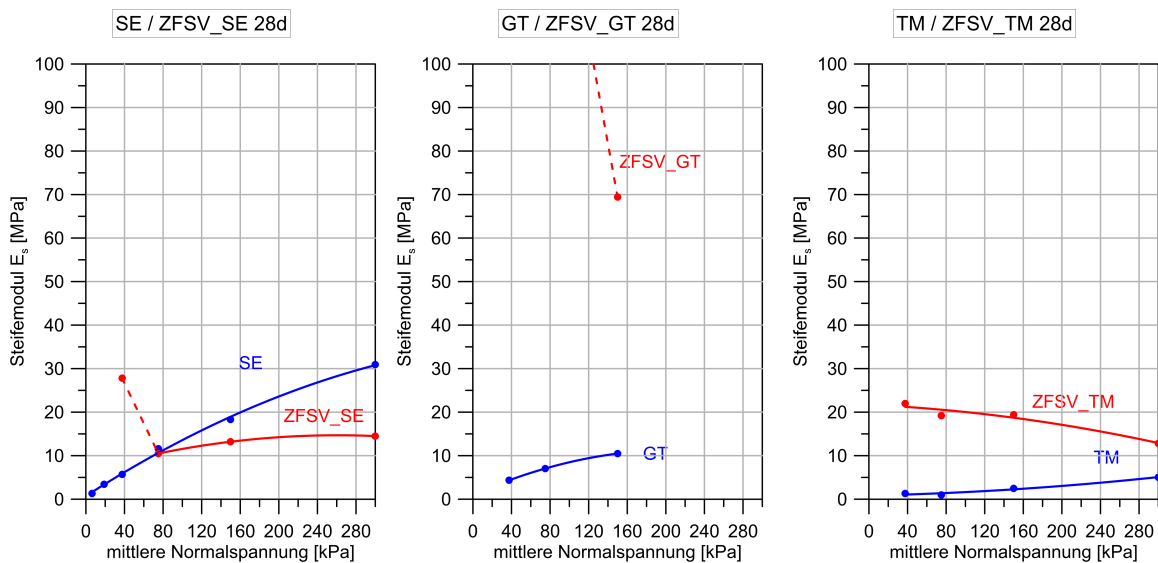


Abbildung 4.8: Steifemodul  $E_s$  der Erstbelastung in Abhängigkeit der mittleren Normalspannung der Grundmaterialien und der ZFSV mit einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 28 Tagen

Das Druck-Zusammendrückungs-Verhalten von ZFSV und dem Grundmaterial ist unterschiedlich. In Abbildung 4.7 erkennt man, dass die spannungsabhängigen Setzungen geringer sind als bei den Grundmaterialien. Die spannungsabhängigen Steifemoduln in Abbildung 4.8 bei dem ZFSV\_GT und ZFSV\_TM sind höher als bei dem dazugehörigen Grundmaterial. Die Werte des ZFSV\_SE sind im Spannungsbereich unter 100 kPa größer als die des Sandes SE bei den gewählten Einbaubedingungen und im höheren Spannungsbereich ist der Steifemodul  $E_s$  des ZFSV\_SE geringer als bei dem dazugehörigen Grundmaterial SE.

#### 4.3.5. Eindimensionaler Kompressionsversuch mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit / CRS-Versuch

Um das Last-Verformungs-Verhalten der ZFSV genauer zu untersuchen, wurden eindimensionale Kompressionsversuche mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit in Anlehnung an *ASTM D 4186* [11] durchgeführt. In der weiteren Arbeit werden diese als CRS-Versuche bezeichnet (CRS: Constant Rate of Strain). Zur Bestimmung der effektiven Spannungen in der Probe muss zusätzlich zur Kraft, die Größe des Porenwasserdrucks in der Probe gemessen werden.

Die Probenvorbereitung und der Einbau in die Zelle erfolgte analog zum Vorgehen der Kompressionsversuche mit stufenweiser Laststeigerung (siehe Abschnitt 4.3.4). Die Belastungsgeschwindigkeit betrug ca. 0,02 mm/min und die maximale effektive Spannung 1000 kPa. Bei einer effektiven Spannung von 50 kPa und 400 kPa wurde die Probe entlastet und wiederbelastet. In Abbildung 4.9 ist das Ergebnis eines CRS-Versuchs an ZFSV\_TM mit einem Probenalter von 28 Tagen dargestellt. Man erkennt, dass ab einer effektiven Normalspannung von ca. 250 kPa die Setzung in Abhängigkeit der Spannung stärker zunimmt. Dies ist auf den bereits beschriebenen „Strukturbruch“ zurückzuführen.

Es wurden Sekantemoduln getrennt in ein Modul vor und nach dem Strukturbruch sowie der Modul für die Ent- und Wiederbelastung ausgewertet. Der Modul vor dem Strukturbruch beträgt  $E_{CRS,v} = 9,6\text{MPa}$ , der Wert nach dem Strukturbruch  $E_{CRS,n} = 4,1\text{MPa}$  und der Ent- und Wiederbelastungsmodul  $E_{CRS,ur} = 15,8\text{MPa}$ . Im Abschnitt 4.3.8 werden die Moduln mit den Werten anderer Versuche verglichen und bewertet.

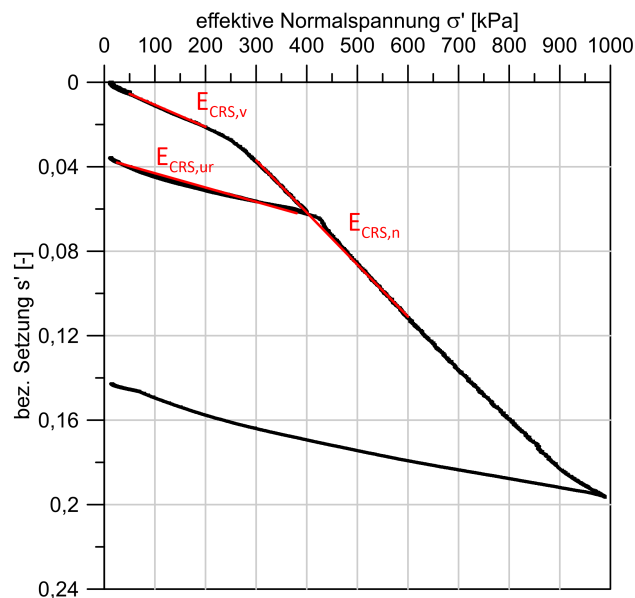


Abbildung 4.9: Last-Verformungskurve eines CRS-Versuchs an ZFSV\_TM (Probenalter 28 Tage)

#### 4.3.6. Triaxialversuche

Die Scherparameter sowie verschiedene Moduln wurden mittels Triaxialversuchen nach bzw. in Anlehnung an *DIN 18137-2* [33] bzw. *DIN EN ISO 17892-8* [47] und *DIN EN ISO 17892-9* [48] bestimmt. Es wurden *D-Versuche* durchgeführt, bei denen die Probekörper konsolidiert und danach drainiert abgesichert wurden. Zudem erfolgten *UU-Versuche*, bei denen die Probekörper ohne vorherige Konsolidation undrainiert abgesichert wurden. Die ZFSV-Probekörper wurden analog der Probekörper zur Bestimmung der einaxialen Druckfestigkeit hergestellt und gelagert (siehe 4.3.3).

##### 4.3.6.1. D-Versuche

Es wurden D-Versuche an den drei unterschiedlichen ZFSV durchgeführt. Bei dem ZFSV\_SE wurden die Versuche bei einem Probenalter von 28 und 56 Tagen mit dem Schervorgang begonnen, bei dem ZFSV\_GT und ZFSV\_TM zusätzlich bei 112 Tagen. Vor der Konsolidation wurden die Proben gesättigt und die Sättigung mit Überprüfung des B-Werts bestätigt. Eine Versuchsserie bestand aus mindestens drei Einzelproben, wobei die Proben bei effektiven Spannungen von 25 kPa, 50 kPa, 100 kPa oder 200 kPa isotrop konsolidiert wurden.

Die effektiven Scherparameter  $\phi'$  und  $c'$  der ZFSV wurden für den maximalen Spannungsdeviator ausgewertet. In Tabelle 4.4 sind die Werte in Abhängigkeit von der ZFSV-Rezeptur und vom Probenalter zusammengefasst.

Tabelle 4.4: Effektive Scherparameter der ZFSV aus den D-Versuchen

ZFSV	Probenalter [d]	Reibungswinkel $\phi'$ [°]	Kohäsion $c'$ [kPa]
ZFSV_TM	28	34,2	62,9
	56	29,3	129,8
	112	27,8	161,5
ZFSV_GT	28	26,3	170,0
	56	24,9	162,7
	112	29,4	175,1
ZFSV_SE	28	34,6	35,1
	56	34,6	42,2

Aus den D-Versuchen der Triaxialversuche wurden zusätzlich zu den Scherparametern der Sekantenmodul  $E_{50}$  bei 50 % der Bruchspannung und der Ent- und Wiederbelastungsmodul  $E_{ur}$  ermittelt. Außerdem wurde der maximale Tangentenmodul  $E_{D,v}$  und die deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$ , ab der sich die Steifigkeit des ZFSV deutlich reduziert, ausgewertet (siehe Abbildung 4.10). Es wird angenommen, dass dieses Verhalten aus dem Strukturbruch resultiert. Die Grenzspannung  $q_{grenz}$  wird graphisch aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve ermittelt, indem die Spannung bei Beginn einer Krümmungsänderung, die dem Strukturbruch zugeschrieben wird, entnommen wird.



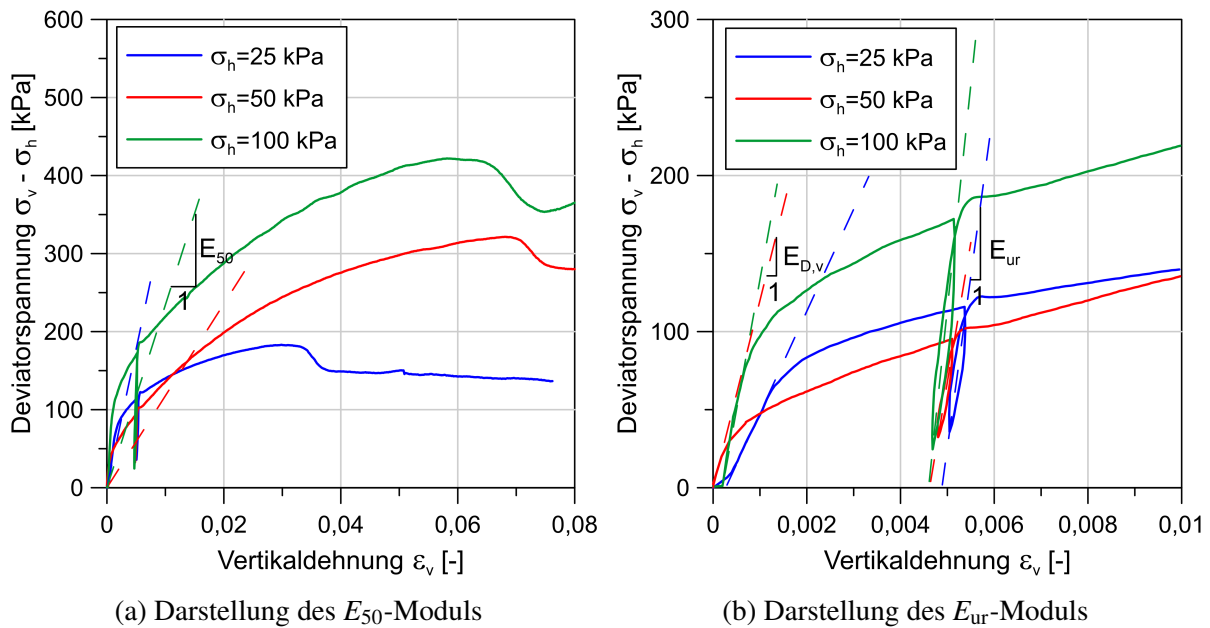


Abbildung 4.10: D-Versuchsserie am ZFSV\_SE mit einem Probenalter bei Scherbeginn von 28 Tagen und unterschiedlichen Horizontalspannungen

In den Tabellen 4.5 und 4.6 sind die Ergebnisse des Sekantenmoduls  $E_{50}$ , des maximalen Tangentialmoduls  $E_{D,v}$  und die deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$  für den ZFSV\_SE, ZFSV\_TM und ZFSV\_GT bei unterschiedlichen Horizontalspannungen  $\sigma_h$  bei einem Probenalter von 28 und 56 Tagen dargestellt. Zusätzlich wurden für den ZFSV\_SE in Tabelle 4.5 die Ent- und Wiederbelastungsmoduln  $E_{ur}$  ausgewertet.

Die unterschiedlichen Moduln mit den deviatorischen Grenzspannungen  $q_{grenz}$  werden im Abschnitt 4.3.8 mit den Ergebnissen anderer Versuche genauer untersucht und beschrieben.

Tabelle 4.5:  $E_{50}$ -,  $E_{ur}$ ,  $E_{D,v}$ -Moduln und deviatorische Grenzspannung  $q_{Grenz}$  des ZFSV\_SE aus den D-Versuchen bei unterschiedlichen Horizontalspannungen  $\sigma_h$  und Probenaltern

Probenalter [d]	$\sigma_h$ [kPa]	$E_{50}$ [MPa]	$E_{ur}$ [MPa]	$E_{D,v}$ [MPa]	$q_{grenz}$ [kPa]
28	25	35,5	220,0	65,4	62
	50	11,8	178,6	120,0	40
	100	23,4	286,5	166,7	100
56	50	32,3	303,3	-	-
	100	17,6	-	217,0	94
	200	17,7	412,7	115,0	60

Tabelle 4.6:  $E_{50}$ -,  $E_{D,v}$ -Moduln und deviatorische Grenzspannung  $q_{Grenz}$  des ZFSV\_TM und ZFSV\_GT aus den D-Versuchen bei einem Probenalter von 28 Tagen und unterschiedlichen Horizontalspannungen  $\sigma_h$

<b>ZFSV_TM:</b>			
$\sigma_h$ [kPa]	$E_{50}$ [MPa]	$E_{D,v}$ [MPa]	$q_{grenz}$ [kPa]
25	28,3	29,7	160
50	24,7	28,0	220
100	12,0	19,6	155
<b>ZFSV_GT:</b>			
50	88,0	92,3	280
100	62,9	122,9	320
200	31,1	158,8	310

#### 4.3.6.2. UU-Versuche

Bei dem ZFSV\_TM wurden UU-Versuche bei einem Probenalter von 7, 28, 56 und 112 Tagen durchgeführt. Die totalen Ausgangsspannungen betragen 25 kPa, 50 kPa, 100 kPa oder 200 kPa und eine Versuchsserie umfasste mindestens drei Einzelversuche. Die Versuche erfolgten bei den tatsächlich vorhandenen Wassergehalten der Proben am Prüftag ohne vorherige Sättigung. Die Proben wurden am Versuchstag in die Triaxialzelle eingebaut und mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 0,5 mm/min belastet.

Die Ergebnisse des UU-Versuchs des ZFSV\_TM sind in der Tabelle 4.7 dargestellt. Für Böden kann die undrainierte Scherfestigkeit  $c_u$  aus der einaxialen Druckfestigkeit  $q_u$  mit  $c_u = 0,5 \cdot q_u$  abgeschätzt werden [46]. Die einaxiale Druckfestigkeit  $q_u$  aus der logarithmischen Ausgleichskurve der Ergebnisse des ZFSV\_TM aus Abbildung 4.6a wurde in der Tabelle 4.7 eingetragen. Der Verhältniswert  $c_u/q_u$  liegt zwischen 0,64 und 0,86 und somit deutlich über dem Wert 0,5. Wagner [138] folgerte aus seinen Versuchen, dass die damit berechnete undrainierte Kohäsion für ZFSV zu konservativ wäre, was durch diese Werte bestätigt wird.

Tabelle 4.7: Undrainierte Scherparameter des ZFSV\_TM aus den UU-Versuchen

Probenalter [d]	Reibungswinkel $\varphi_u$ [°]	Kohäsion $c_u$ [kPa]	Einaxiale Druckfestigkeit $q_u$ [kPa]	$c_u/q_u$ [-]
7	1,4	91,8	144	0,64
28	4,8	129,2	192	0,67
56	1,3	138,4	216	0,64
112	1,6	205,3	240	0,86

#### 4.3.7. Anisotrope Konsolidation zur Ermittlung des Seitendruckbeiwerts $K_0$

Der Seitendruckbeiwert  $K_0$  wird in Anlehnung an die Konsolidation bei dem *CAD-Versuch* der *DIN EN ISO 17892-9* [48] ermittelt. Die Herstellung und Lagerung des Probekörpers erfolgte analog der Proben der einaxialen Druckversuche. Danach wurde die Probe in eine Triaxialzelle eingebaut, gesättigt und isotrop bei einer effektiven Spannung von 10 kPa konsolidiert. Ab einem Probenalter von 40 Tagen wurde der Probekörper anisotrop konsolidiert, indem die vertikale Spannung  $\sigma'_v$  gesteigert und die horizontale Spannung  $\sigma'_h$  so geregelt wurde, dass sich der Durchmesser der Probe nicht änderte. Der Durchmesser musste dazu sehr genau gemessen werden ( $\pm 0,0001$  mm). Da sich der Durchmesser der Probe nicht ändert, staucht sich die Probe nur axial und es kann aus dem Quotienten  $\frac{\sigma'_h}{\sigma'_v}$  der Seitendruckbeiwert  $K_0$  berechnet werden.

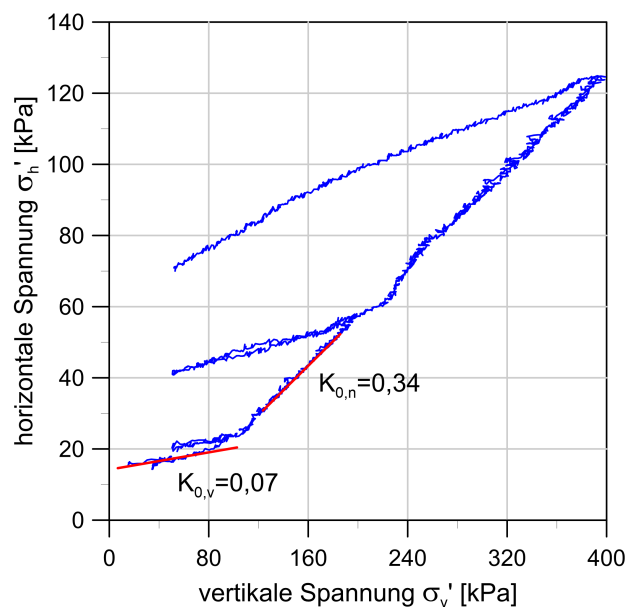


Abbildung 4.11:  $K_0$ -Versuch am ZFSV\_SE bei einem Probenalter bei Versuchsbeginn von 40 Tagen

Man erkennt in Abbildung 4.11, dass der Seitendruckbeiwert  $K_0$  bei dem ZFSV\_SE spannungsabhängig ist. Bei der Erstbelastung weist der  $K_0$ -Wert vor einer Grenzspannung einen sehr niedrigen Beiwert von  $K_0 = 0,07$  und über der Grenzspannung einen Wert von  $K_0 = 0,34$  auf. Wie bereits in den vorherigen Abschnitten beschrieben, resultiert dieses Verhalten aus einem Strukturbruch.

In dem Forschungsprojekt [7] wurden mehrere  $K_0$ -Versuche mit unterschiedlichem Probenalter und an zwei verschiedenen ZFSV durchgeführt. Wie bei dem Versuch hier, zeigten die Ergebnisse niedrige  $K_0$ -Werte zwischen 0,05 und 0,20 vor dem Strukturbruch und größere Werte über der Grenzspannung. Der  $K_0$ -Wert unter der Grenzspannung nahm mit zunehmenden Probenalter leicht ab.

#### 4.3.8. Vergleich der unterschiedlichen Moduln

In diesem Abschnitt werden die mit den unterschiedlichen Versuchen ermittelten Moduln zusammengestellt und miteinander verglichen. Es wird vor allem auf die Moduln vor dem Strukturbruch sowie auf die dazugehörige deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$  eingegangen. In den Tabellen 4.8 bis 4.10 sind für die unterschiedlichen ZFSV die Moduln des einaxialen Druckversuchs vor ( $E_{u,v}$ ) und nach ( $E_{u,n}$ ) dem Strukturbruch, die Steifemoduln  $E_s$  bei den angegebenen mittleren Spannungen  $\bar{\sigma}_N$  und die Moduln  $E_{50}$  und  $E_{D,v}$  aus Triaxialversuchen aufgelistet. Zusätzlich sind für den ZFSV\_TM der Modul aus dem CRS-Versuch für den Bereich vor ( $E_{CRS,v}$ ) und nach ( $E_{CRS,n}$ ) dem Strukturbruch mit dargestellt.

Bei den in den Tabellen angegebenen Grenzspannungen  $q_{grenz} = \sigma_1 - \sigma_3$  handelt es sich um Deviatorspannungen, die dem Beginn eines Strukturbruchs zugeordnet werden. Bei dem einaxialen Druckversuch wird die einaxiale Druckspannung  $\sigma_v$  als Deviatorspannung angenommen. Zur Bestimmung der Deviatorspannung bei dem Versuch zur Ermittlung des  $K_0$ -Beiwerts und bei dem Ödometerversuch sowie dem CRS-Versuch werden die horizontalen Spannungen mit dem Seitendruckbeiwert  $K_0 = 0,07$  aus Abschnitt 4.3.8 berechnet. Die dargestellten Werte stellen Mittelwerte mehrerer Versuche dar.

Tabelle 4.8: Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$  des ZFSV\_SE bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen

Versuch	Modul	Wert [MPa]	Grenzspannung $q_{grenz}$ [kPa]
Vor dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,v}$	21,8	80
D-Versuch	$E_{D,v}$	117,4	67
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 37,5 \text{ kPa})$	27,8	$\approx 70$
$K_0$ -Versuch	-	-	60
Nach dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,n}$	1,8	
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 75 \text{ kPa})$	10,5	
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 150 \text{ kPa})$	13,2	
Nicht zuordenbar:			
D-Versuch	$E_{50}$	23,6	

In der Tabelle 4.8 erkennt man, dass die deviatorische Grenzspannung  $q_{Grenz}$  unabhängig vom Versuch zwischen 60kPa und 80kPa liegt. Vor dem Strukturbruch hat der Modul des einaxialen Druckversuchs  $E_{u,v}$  den geringsten Wert mit 21,8 MPa, der Steifemodul  $E_s$  bei einer mittleren Normalspannung von  $\bar{\sigma}_N = 37,5 \text{ kPa}$  einen etwas größeren Wert mit 27,8 MPa und der maximale Tangentenmodul aus dem D-Versuch 117,4 MPa. Dies kann durch die horizontalen Verformungsbehinderungen bzw. die horizontalen Spannungen während des Versuchs begründet werden. Beim einaxialen Druckversuch werden keine horizontalen Spannungen aufgebracht. Beim Kompressionsversuch wird aufgrund der horizontalen Verformungsbehinderung die horizontale Spannung vor dem Strukturbruch mit dem Seitendruckbeiwert von  $K_0 = 0,07$  berechnet und entspricht bei

der mittleren Grenzspannung von  $q_{grenz} = 70 \text{ kPa}$   $\sigma_h = 4,9 \text{ kPa}$ . Die D-Versuche wurden bei horizontalen Spannungen zwischen 25 kPa und 100 kPa durchgeführt.

Nach dem Strukturbruch reduzieren sich die Moduln bei dem einaxialen Druckversuch auf  $E_{u,n} = 1,8 \text{ MPa}$  und bei dem Kompressionsversuch bei einer mittleren Normalspannung von  $\bar{\sigma}_N = 75 \text{ kPa}$  auf 10,5 MPa. Die größere Differenz der beiden Moduln nach dem Strukturbruch kann mit dem Seitendruckbeiwert begründet werden. Dieser erhöht sich über der Grenzspannung  $q_{Grenz}$  von  $K_0 = 0,07$  auf 0,34.

Der Sekantenmodul  $E_{50}$  kann sowohl den Bereich unter der Grenzspannung als auch teilweise den Bereich über der Grenzspannung beinhalten und kann daher zur Beurteilung der Moduln hinsichtlich des Strukturbruchs nicht berücksichtigt werden.

In der Tabelle 4.9 sind die Werte des ZFSV\_GT zusammengestellt. Die Grenzspannungen  $q_{Grenz}$  liegen zwischen 260 kPa und 303 kPa. Da der Kompressionsversuch bis zu einer Normalspannung von 200 kPa durchgeführt wurde und kein Strukturbruch erkannt wurde, konnte nur gefolgert werden, dass dieser bei Spannungen über 200 kPa liegen muss. Außerdem erkennt man an den Steifemoduln der Kompressionsversuche, dass der Wert bei einer mittleren Normalspannung von  $\bar{\sigma}_N = 37,5 \text{ kPa}$  bis zur mittleren Normalspannung von  $\bar{\sigma}_N = 150 \text{ kPa}$  deutlich abnimmt. Der Steifemodul reduziert sich vor dem Strukturbruch von 906 MPa auf 69 MPa und ist somit spannungsabhängig. Wie bei dem ZFSV\_SE erkennt man, dass die Moduln vor dem Strukturbruch deutlich größer sind als nach Überschreiten der Grenzspannung  $q_{Grenz}$ .

Tabelle 4.9: Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$  des ZFSV\_GT bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen

Versuch	Modul	Wert [MPa]	Grenzspannung $q_{grenz}$ [kPa]
Vor dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,v}$	79,3	260
D-Versuch	$E_{D,v}$	124,6	303
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 37,5 \text{ kPa})$	906	>200
	$E_s(\bar{\sigma}_N = 150 \text{ kPa})$	69	
Nach dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,n}$	8,3	
Nicht zuordenbar:			
D-Versuch	$E_{50}$	60,7	

Die Grenzspannung  $q_{Grenz}$  beträgt bei dem ZFSV\_TM zwischen 178 kPa und 205 kPa (siehe Tabelle 4.10). Bei dem Kompressionsversuch wird kein Wert angegeben, da aufgrund der vorgegebenen Laststufen, nur eine sehr ungenaue Aussage möglich wäre. Analog zu dem ZFSV\_SE und ZFSV\_GT sind bei dem jeweiligen Versuch die Moduln unter der Grenzspannung  $q_{Grenz}$  größer als über dieser Spannung. Im Vergleich zu den beiden anderen ZFSV sind bei dem ZFSV\_TM die größten Moduln beim einaxialen Druckversuch ermittelt worden. Dies wird dadurch begründet, dass bei dem ZFSV\_TM aufgrund des feinkörnigen Grundmaterials TM größere Porendrücke

als bei dem ZFSV\_SE und ZFSV\_GT auftreten und bei den einaxialen Druckversuchen die Belastungsgeschwindigkeit am größten ist. Die Unterschiede zwischen dem CRS-Versuch und dem Kompressionsversuch können aus der Belastungsart oder aus Inhomogenitäten im ZFSV bzw. aus unterschiedlichen Mischungen resultieren.

Tabelle 4.10: Verschiedene Moduln und deviatorische Grenzspannung  $q_{grenz}$  des ZFSV\_TM bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen

Versuch	Modul	Wert [MPa]	Grenzspannung $q_{grenz}$ [kPa]
Vor dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,v}$	43,5	180
D-Versuch	$E_{D,v}$	25,8	178
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 37,5 \text{ kPa})$	22,0	
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 75 \text{ kPa})$	19,2	
CRS-Versuch	$E_{CRS,v}$	9,6	205
Nach dem Strukturbruch:			
Einaxialer Druckversuch	$E_{u,n}$	12,2	
Kompressionsversuch	$E_s(\bar{\sigma}_N = 300 \text{ kPa})$	12,8	
CRS-Versuch	$E_{CRS,n}$	4,1	
Nicht zuordenbar:			
D-Versuch	$E_{50}$	21,6	

#### 4.3.9. Zusammenfassung

Aus den Versuchsergebnissen in diesem Abschnitt sowie aus den Erkenntnissen der Literatur ([12],[112], [138]) kann gefolgert werden, dass der ZFSV zeitabhängige bodenmechanische Eigenschaften aufweist. Es wurde mit den Versuchen die zeitabhängige Festigkeitsentwicklung bestimmt. Zudem konnte ein „Strukturbruch“ nachgewiesen werden, bei dem sich das Stoffverhalten des ZFSV ändert. Es wird angenommen, dass ab einer Grenzspannung, die durch die Hydratation vorhandenen Kornbrücken zerstört werden und sich das mechanische Verhalten hin zum Grundmaterial bzw. natürlich bindigen Boden verändert. Mit den durchgeführten Versuchen konnte für jeden ZFSV eine deviatorische Grenzspannung bestimmt werden, die dem „Strukturbruch“ zugeordnet werden konnte. Wird die Grenzspannung überschritten, nimmt die Steifigkeit des ZFSV deutlich ab.

Für die weitere Arbeit werden die Versuchsergebnisse zur Bestimmung der Parameter für die Stoffmodelle verwendet, die für die numerischen Berechnungen in Abschnitt 8.2.2 benötigt werden.

## 5. Versuchsprogramm, Begleitversuche und Einflussgrößen

### 5.1. Versuchsauswahl

In Abschnitt 2.3.1 wurde eine Übersicht der Versuche dargestellt, mit denen das Kontaktverhalten untersucht werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit soll speziell das Kontaktverhalten zwischen ZFSV und HDPE untersucht werden. Es wurde sich gegen folgende Versuche entschieden:

- Der Direkte Scherversuch als Rahmenscherversuch oder Kreisringscherversuch hat den Nachteil, dass vor Scherbeginn ein Scherspalt eingestellt werden muss, durch den die Kontaktfläche beschädigt werden kann.
- Beim Einfachserversuch ist die Spannungsverteilung an der Kontaktfläche während des Schervorgangs nicht gleichmäßig [83]. Somit kann zum Zeitpunkt des gemessenen Maximalwerts  $F_{peak}$  die Adhäsion bereits teilweise überwunden sein und ein zu geringer Wert gemessen werden.
- Da bei dem Modellsiloversuch sich der Boden aus Eigenlast nach unten bewegt und dadurch Kontaktscherkräfte erzeugt, nimmt die Normalspannung an der Kontaktfläche von oben nach unten zu [128]. Mit diesem Versuch wurden hauptsächlich Randbedingungen untersucht, die Einfluss auf das Kontaktverhalten nichtbindiger Böden haben.
- Beim Torsionsscherversuch wird eine zylindrische Probe gegen einen Stempel mit dem anderen Kontaktmaterial tordiert. Bei einem gleichen Torsionswinkel sind in der Nähe der Zylinderachse die Verschiebungen deutlich geringer als die Verschiebungen am Zylinderend. Da sich der Kontaktwiderstand von ZFSV stark mit der Verschiebung ändert, werden je nach Abstand zur Probenachse verschiedene Kontaktkräfte aktiviert und demzufolge die Ergebnisse verfälscht.

Stand des Wissens zur Durchführung von Kontaktflächenscherversuchen zwischen ZFSV und HDPE sind die Stabscherversuche nach *Wagner* [138]. In dieser Arbeit wird ein Ringscherversuch entwickelt, mit dem die Kontaktkräfte untersucht werden können. Es werden beide Versuchsarten durchgeführt, hinsichtlich der Randbedingungen und Ergebnisse untersucht und bewertet sowie mit Erkenntnissen aus der Literatur verglichen. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird der Stabscherversuch nach *Wagner* mit Re-SIST (Regensburger Stab-Interface-Scher-Test) und der speziell entwickelte Ringscherversuch zur Kontaktflächenscherung zwischen ZFSV und HDPE mit RIST (Regensburger Interface-Scher-Test) abgekürzt.

Zusätzlich wurden noch Großversuche im Maßstab 1:1 durchgeführt, um den Einfluss der radialen Ausdehnung der Rohre zu überprüfen.

## 5.2. Versuchsprogramm

Bei der thermischen Belastung von erdverlegten Rohren kommt es zu Verschiebungen und Spannungen im Rohr. Um die Kontaktflächenarbeitslinie in Abhängigkeit der Rohrbewegung darstellen zu können und speziell auch das Nachbruchkontaktverhalten zu ermitteln, sind weggesteuerte Versuche notwendig. In der Tabelle 5.1 ist das Versuchsprogramm der weggesteuerten Kontaktflächenscherversuche an ZFSV\_GT, ZFSV\_TM und ZFSV\_SE dargestellt. Der Re-SIST<sup>+</sup> ist eine größere Version des Re-SIST und wird in der weiteren Arbeit noch genauer beschrieben.

Tabelle 5.1: Versuchsprogramm mit Anzahl der jeweiligen Kontaktflächenscherversuche an ZFSV

Versuch	ZFSV_TM	ZFSV_SE	ZFSV_GT
Stabscherversuch Re-SIST	10	11	20
Stabscherversuch Re-SIST <sup>+</sup>	/	4	/
Ringscherversuch RIST	34	6	/
Großversuch	/	1	/

Zusätzlich wurde das Kriechverhalten im Re-SIST-Behälter untersucht, wobei die Verschiebungen der HDPE-ummantelten Rohre unter einer konstanten Last im ZFSV\_GT und ZFSV\_TM gemessen wurden.

## 5.3. Begleitversuche

Für die Kontaktflächenscherversuche wurden die im Abschnitt 4 beschriebenen ZFSV verwendet sowie der dort beschriebene Mischvorgang mit den Kontrollprüfungen durchgeführt. Nach dem jeweiligen Scherversuch wurde an den ZFSV-Proben der Wassergehalt nach *DIN EN ISO 17892-1* [41] und die Dichte nach *DIN EN ISO 17892-2* [42] bestimmt, um eine ordnungsgemäße Lagerung zu bestätigen.

## 5.4. Einflussgrößen Rauheit und Härte

Nach *O'Rourke et al.* besteht ein Zusammenhang zwischen der Härte des HDPE und dem Reibungswert zwischen Sand und HDPE [103]. Je weicher das Kontaktmaterial ist, desto stärker wird das Sandkorn in das Material gedrückt und erhöht somit den Widerstand gegen den Schervorgang. *O'Rourke et al.* [103] haben aus ihren Beobachtungen folgenden Zusammenhang zwischen dem Kontaktreibungswinkel, der Shore-Härte D und dem inneren Reibungswinkel des Bodens entwickelt:

$$\phi'_K/\phi' = -0,0088 \cdot H_D + 1,15 \quad (5.1)$$



mit

$\varphi'_K$	:=	Kontaktreibungswinkel	[°]
$\varphi'$	:=	Innerer Reibungswinkel des Bodens	[°]
$H_D$	:=	Shore-Härte D	[-]

Die Shore-Härte entspricht dem Widerstand gegen Eindringen eines Prüfkörpers bestimmter Form. Dabei wird durch den Eindringwiderstand im Prüfgerät eine geeichte Feder zusammengedrückt und als Shore-Härte auf einer Anzeige am Prüfgerät dargestellt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Shore-Härte D  $H_D$  nach *DIN EN ISO 868:2003-10* [28] mit dem digitalen Härteprüfgerät HDD100-1 Shore D des Herstellers *Sauter GmbH, Balingen* untersucht. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.2 dargestellt. [14], [28]

Tabelle 5.2: Shore-Härte D der HDPE-Kontaktmaterialien der unterschiedlichen Versuchsarten

Shore-Härte D $H_D$ [-]					
Nr.	Re-SIST (AVB)	Re-SIST (SVR)	Re-SIST <sup>+</sup> (SVR <sup>+</sup> )	RIST	Großversuch
1	67,6	66,2	65,4	68,8	64,2
2	66,6	68,1	68,2	67,9	66,2
3	64,5	67,0	68,2	68,5	64,1
4	67,5	67,7	64,1	67,7	65,3
5	66,9	68,9	68,0	68,1	63,9
Mittelwert	66,6	67,6	66,8	68,2	64,7

Man erkennt, dass die Shore-Härten D  $H_D$  der Oberflächen der HDPE-Kontaktmaterialien nahezu identisch sind. Eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Kontaktflächenscherversuche wird hierdurch nicht beeinträchtigt. Die Ergebnisse, der in den folgenden Abschnitten durchgeführten Kontaktflächenscherversuchen mit Sand, werden mit dem berechneten Wert nach Gleichung 5.1 mit der Shore-Härte D  $H_D$  aus Tabelle 5.2 verglichen.

*Kishida & Uesugi* haben den Einfluss der Rauheit des Kontaktmaterials auf das Kontaktverhalten bei einer Sand-Stahl-Kontaktfläche untersucht. Sie zeigten, dass mit steigender Rauheit die Scherkräfte zunahmen. Ab einer bestimmten Rauheit bildet sich die Scherfläche nicht mehr direkt an der Kontaktfläche aus, sondern im Sand in der Nähe der Kontaktfläche. Dadurch kann der innere Reibungswinkel  $\varphi'$  des Sandes aktiviert werden. [83]

Die Oberflächenrauheit bezeichnet die mikrogeometrische Gestaltsabweichung von der idealen makroskopischen Geometrie [22]. Die Beschreibung der Oberflächenbeschaffenheit erfolgt über Senkrecht- und Waagrechtkenngößen nach *DIN EN ISO 4287:2010-07* [31] über das genormte Tastschrittverfahren. Die Versuche an der OTH.R wurden mit dem Rauheitsmessgerät PCE-RT 1200 durchgeführt und zur Bewertung der Rauheit die Größen Mittenrauwert  $R_a$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z$  verwendet. Der Mittenrauwert  $R_a$  ist das arithmetische Mittel der absoluten Beträge der Profilabweichungen innerhalb der Rauheitsbezugsstrecke  $l$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z$  das arithmetische Mittel der absoluten Beträge der jeweils fünf größten Profilhöhen und Profiltiefen innerhalb der Rauheitsbezugsstrecke  $l$  [22]. Die Gleichungen 5.2 und 5.3 sowie die Abbildungen

5.1 und 5.2 zeigen das Prinzip, wie die Messwerte ermittelt werden. In der Tabelle 5.3 sind die gemessenen Rauheiten der HDPE-Kontaktmaterialien dargestellt.

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |z(x)| dx \quad (5.2)$$

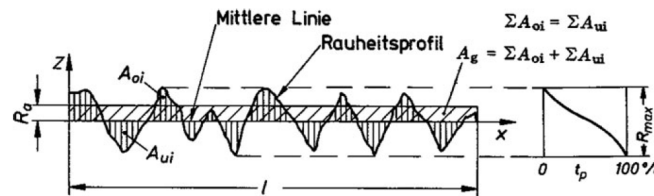


Abbildung 5.1: Mittenrauwert  $R_a$  [22]

$$R_z = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 Z_i \quad (5.3)$$

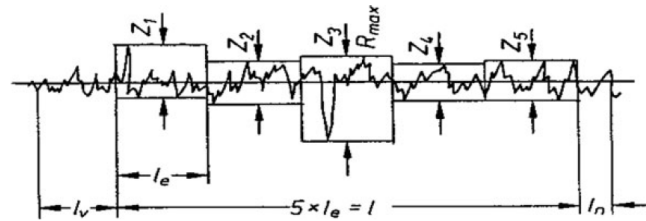


Abbildung 5.2: Gemittelte Rautiefe  $R_z$  [22]

Tabelle 5.3: Rauheit der Kontaktmaterialien

Nr.	HDPE-Stempel / RIST		AVB / Re-SIST		SVR / Re-SIST		SVR <sup>+</sup> / Re-SIST <sup>+</sup>	
	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	0,978	2,768	1,117	3,160	0,690	1,298	0,630	1,782
2	1,053	2,977	0,915	2,588	0,708	1,990	0,492	1,393
3	1,121	3,170	0,969	2,823	0,668	2,001	0,504	1,427
4	1,152	3,258	0,587	1,660	0,783	1,889	0,642	1,816
5	0,861	2,434	0,894	2,528	0,703	2,214	0,579	1,638
MW	1,107	2,924	0,896	2,552	0,710	1,878	0,668	1,611

In der Tabelle 5.4 sind die gemessenen Rauheiten der verwendeten Rohre für den Großversuch mit ZFSV-Bettung (ZFSV\_SE) und Sandbettung (SE) dargestellt. Die Rauheit wurde vor dem Versuch und nach den zyklischen Schervorgängen am Rohrscheitel gemessen. An jedem Messpunkt wurden mehrere Messungen durchgeführt und der Mittelwert dargestellt. Die höheren Werte der Rauheit bei dem Rohr für den Großversuch in ZFSV\_SE kann dadurch erklärt werden, dass sich

beim Aufbau des Versuchs auf dem Rohr bewegt und dadurch die Oberfläche des Rohres leicht aufgeraut wurde. Dies trat nur im Einstiegsbereich in den Versuchskasten am Rohrscheitel auf. Bei dem Versuch mit dem Sand SE als Bettungsmaterial, wurden die Messpunkte vor und nach dem Versuch jeweils an derselben Stelle untersucht. Bis zum Zeitpunkt der Abgabe dieser Arbeit, konnte der Großversuch mit der ZFSV-Bettung aufgrund von weiteren thermischen Untersuchungen nicht zurückgebaut werden. Daher wurde die Rauheit nach Versuchsende an den Bereichen des Rohres gemessen, die sich zu diesem Zeitpunkt außerhalb des Versuchskastens befanden und während des Versuchs Kontakt zum Bettungsmaterial hatten.

Tabelle 5.4: Rauheit der Großversuchsröhre vor und nach dem Versuch bei ZFSV- und Sandbettung

Messpunkt	Großversuch SE				Großversuch ZFSV_SE			
	Vor Versuch		Nach Versuch		Vor Versuch		Nach Versuch	
	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	0,506	1,431	0,771	2,876	0,964	2,726		
2	0,632	1,789	1,283	3,630	0,882	2,494		
3	0,592	1,854	3,062	8,657	0,812	2,296		
4	0,454	1,283	1,033	2,923	0,400	1,131		
5	0,610	1,728	1,231	3,482	0,394	1,115		
6							1,197	3,386
7							0,984	2,756
8							1,121	3,173
Mittelwert	0,559	1,617	1,476	4,314	0,690	1,952	1,101	3,105

Aus den Messergebnissen in Tabelle 5.4 erkennt man, dass die Rauheit durch das zyklische Verschieben des Rohres durch die Bettung zunimmt. Vergleicht man die Mittelwerte nach Versuchsende, so weist das Rohr in der ZFSV-Bettung mit einer Zyklenanzahl von  $n = 60$  eine geringere Rauheit auf, als das Rohr in der Sandbettung mit einer Zyklenanzahl von  $n = 21$ . Grund für die niedrigere Rauheit nach dem Versuch mit der ZFSV\_SE-Bettung ist der Mehlkornanteil des ZFSV aus Zement, Bentonit und dem im Boden enthaltenen Kornanteil  $< 0,125$  mm. Die Mehlkornsuspension umhüllt die Körner des Grundmaterials und füllt die Hohlräume. Zusätzlich tritt bei dem ZFSV der in Abschnitt 2.1.3 beschriebene „Wandeffekt“ auf, wodurch ein erhöhter Anteil des Mehlkorns im Nahbereich der Kontaktfläche vorhanden ist.

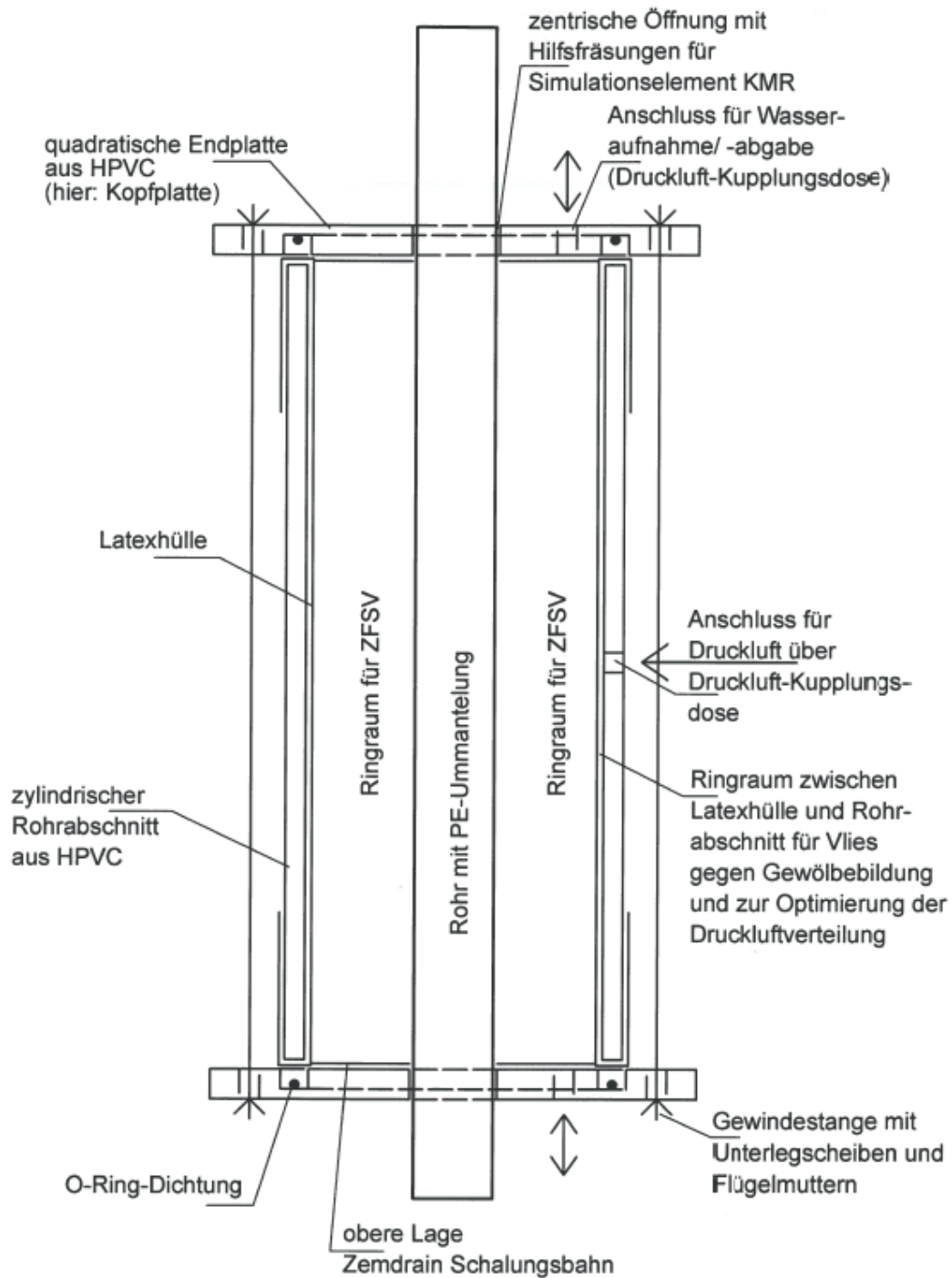
## 6. Kontaktflächenscherversuche im Labor

### 6.1. Stabscherversuch Re-SIST

#### 6.1.1. Versuchsbeschreibung

Zur Bestimmung der Kontaktwiderstandsarbeitslinie (KWA) wurden Stabscherversuche durchgeführt. In Abbildung 6.1 ist eine Prinzipskizze des Re-SIST-Behälters dargestellt. Der Behälter besteht aus einem zylindrischen Rohrabschnitt mit einem Innendurchmesser von 200 mm und einer Länge von 400 mm. An den beiden Rohrenden sind quadratische Endplatten mit einer Seitenlänge von 245 mm und einer Wandstärke von 25 mm befestigt, in denen Öffnungen für das Modellrohr und zur Befüllung des Ringraums mit ZFSV vorhanden sind. Diese Teile sind aus Hart-Polyvinylchlorid (HPVC) und durch Gewindestangen miteinander verbunden. Durch die Öffnungen in den Endplatten wird das Modellrohr mit einer HDPE-Ummantelung und einem Außendurchmesser von 40 mm eingelegt, mittels Dichtungsringen der Hohlraum zwischen Rohr und den Öffnungen der Endplatten abdichtet und mit Rohrschellen fixiert. Über eine Latexhülle auf der Innenseite des zylindrischen Rohrabschnitts und einem Druckluftanschluss im Behälter kann mittels Druckluft ein Radialdruck bzw. Seitendruck aufgebracht werden. Zwischen dem Rohrabschnitt und der Latexhülle wird ein Vlies eingelegt, um eine gleichmäßige Druckluftverteilung zu erhalten. Dieser Radialdruck erzeugt eine Normalspannung senkrecht zur Rohroberfläche an der Kontaktfläche zwischen dem Modellrohr und dem ZFSV. Durch das Aufbringen eines Seitendrucks kommt es zu radialen Verformungen des ZFSV. Um die Reibung an den Endplatten zu minimieren sowie das ausgepresste Porenwasser besser abführen zu können, wird an den Endplatten eine wasserabführende Schalungsbahn aufgeklebt. An den Endplatten sind Anschlüsse für eine Wasseraufnahme bzw. -abgabe vorgesehen, um die Probe vor Austrocknung zu schützen bzw. um Überschusswasser ableiten zu können. [138]

Der Re-SIST-Behälter wird direkt nach dem Mischen des ZFSV befüllt und 24 Stunden nach dem Befüllen mit einem festgelegten Radialdruck beaufschlagt. An dem Modellrohr wurde ein Klemmring mit angeschweißtem Flachstahl befestigt, an dem die Verschiebung auf der Krafteinleitungsseite mit einer digitalen Messuhr auf 0,001 mm genau gemessen wurde. Wurde zusätzlich die Stauchung des Modellrohrs untersucht, so wurde die Rohrverschiebung an beiden Rohrenden gemessen und aus der Differenz die Längenänderung berechnet.



Kleinteile, zusätzliche Dichtungen und Gelenk-Rohrschellen, verschliessbare Befüll- und Entlüftungsöffnungen Kopfplatte und untergeordnete Einzelheiten nicht dargestellt

Abbildung 6.1: Prinzipskizze Re-SIST-Behälter (aus [138])

Als Modellrohr wurde ein Aluminiumverbundrohr (AVB; siehe Abbildung 2.13) mit folgenden Abmessungen verwendet:

Tabelle 6.1: Aufbau, Abmessungen und E-Modul des AVB [65], [137], [123]

Nr.	Material	Abmessungen	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]
1	Vernetztes Polyethylen (PE-Xb)	$D_a = 36,5 \text{ mm}$ $D_i = 33,0 \text{ mm}$	700
2	Aluminiumrohr	$D_a = 38,5 \text{ mm}$ $D_i = 36,5 \text{ mm}$	70000
3	HDPE-Schutzschicht	$D_a = 40,0 \text{ mm}$ $D_i = 38,5 \text{ mm}$	1100

Um den Einfluss der Steifigkeit des Modellrohrs auf die Ergebnisse zu untersuchen, wurde zusätzlich noch ein HDPE-Druckrohr der Firma *SIMONA AG* mit einem Außendurchmesser von  $D_a = 40,0 \text{ mm}$  und Innendurchmesser von  $D_a = 31,5 \text{ mm}$  und ein selbst hergestelltes Modellrohr verwendet. Das selbst hergestellte Rohr besteht aus einem Präzisionsstahlrohr mit einem Außendurchmesser von  $D_a = 32,0 \text{ mm}$  und einer Wandstärke von  $t = 3,0 \text{ mm}$  und dem HDPE-Rohr der Firma *SIMONA AG* mit einem Innendurchmesser von  $D_a = 32,6 \text{ mm}$  und einem Außendurchmesser von  $D_a = 40,0 \text{ mm}$ . Da das Kleben von PE sehr schwierig ist [53], wurde entschieden, dass auf dem Stahlkern ein Außengewinde und auf dem HDPE-Rohr ein Innengewinde eingedreht und der Spalt formschlüssig mit Epoxidharz 4305 + Härter 140 F der Firma *DDComposite GmbH* verfüllt wurde (siehe Abbildung 6.2). Nachfolgend wird das selbst hergestellte Rohr als Stahlverbundrohr bezeichnet und mit SVR abgekürzt.

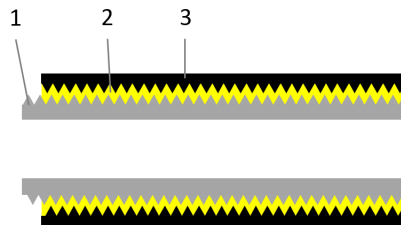


Abbildung 6.2: Skizze des selbst hergestellten Verbundrohrs (SVR)

Tabelle 6.2: Abmessungen und Eigenschaften der Rohrbestandteile (Elastizitätsmoduln aus [23], [123], [137])

Nr.	Material	Abmessungen	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]
1	Präzisionsstahlrohr E235+C	$D_a = 32,0 \text{ mm}$ $D_i = 26,0 \text{ mm}$ mit Außengewinde	210000
2	Epoxidharz 4305 + Härter 140 F (DD Composite)	Zwischenraum verfüllt	2400 – 3200
3	HDPE-Rohr	$D_a = 40,0 \text{ mm}$ $D_i = 32,6 \text{ mm}$ mit Innengewinde	1100

Berechnet man aus den Elastizitätsmoduln und den Abmessungen der einzelnen Rohrbestandteile die Dehnsteifigkeit  $EA$ , ergibt das für das HDPE-Rohr  $EA_{HDPE} \approx 0,5\text{MN}$ , für das Aluminiumverbundrohr (AVB)  $EA_{AVB} \approx 8,4\text{MN}$  und für das selbst hergestellte Stahlverbundrohr (SVR)  $EA_{SVR} \approx 63,1\text{MN}$ .

Versuchsvorbereitung des Re-SIST:

1. Zwischen der Latexhülle und der Behälterinnenseite wird ein Vakuum über den Druckluftanschluss aufgebracht, damit die Latexhülle vollflächig am Behälter anliegt und der Re-SIST-Behälter bei jedem Versuch vollständig mit nahezu demselben Volumen verfüllt werden kann.
2. Herstellung des ZFSV nach Abschnitt 4.2.
3. Nach Mischende wird der Ringraum zwischen dem Modellrohr und der Latexhülle im Re-SIST-Behälter vollständig verfüllt und die Befüllöffnungen werden verschlossen.
4. In den ersten 24 Stunden nach Mischbeginn wird der Behälter ohne zusätzlichen Radialdruck stehend gelagert. Es wirken an der Kontaktfläche die Spannungen aus der Eigenlast des ZFSV.
5. 24 Stunden nach Mischbeginn wird mittels Luftdruck über einen Anschluss am Behälter ein Seitendruck auf den ZFSV aufgebracht. Der Seitendruck  $p$  erzeugt einen Radialdruck an der Kontaktfläche zwischen dem Modellrohr und dem ZFSV.
6. Der Re-SIST-Behälter wird bis zum Prüftag mit dem aufgebrachten Seitendruck stehend gelagert. Über die an den Endplatten angeschlossenen Schläuche kann überschüssiges Wasser abgesondert bzw. Wasser aufgenommen werden.
7. Am Prüftag werden die Fixierungen des Modellrohrs entfernt und der Re-SIST-Behälter in den Belastungsrahmen eingebaut. Im Belastungsrahmen wird der Behälter bis zum Versuchsende wieder mit dem Radialdruck beaufschlagt.

Folgende Re-SIST-Versuchstypen wurden durchgeführt und werden in den folgenden Abschnitten noch erläutert:

- Constant Rate of Penetration (CRP)
- Kriechversuche / Maintained Loading (ML)

Folgende Punkte wurden untersucht:

- Der Einfluss des Radialdrucks auf die benötigte Durchschiebekraft.
- Der Einfluss des Probenalters auf die Durchschiebekraft.
- Die Rohrverformung während des Schervorgangs.
- Das Kriechverhalten.

## 6.1.2. Constant Rate of Penetration-Versuche

### 6.1.2.1. Übersicht

Um die KWA1 versuchstechnisch zu ermitteln, wurden analog zu den Versuchen von *Wagner* [138] Constant Rate of Penetration-Versuche durchgeführt. Bei diesen Versuchen handelt es sich um weggesteuerte Versuche, um das Nachbruchkontaktverhalten ermitteln zu können. Das Modellrohr wird in einer Prüfpresse mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit durch den ZFSV geschoben und die benötigte Kraft  $F$ , sowie der Verschiebeweg  $s$  des Rohres gemessen. In Anlehnung an [48] und [138] wurde eine konstante Geschwindigkeit von 0,05 mm/min gewählt bis die maximale Durchschiebekraft  $F_{peak}$  überschritten wird. Aufgrund der großen Scherwege von ca. 60 mm und der damit langen Versuchszeit wurde die Geschwindigkeit nach Überschreiten der maximalen Kraft  $F_{peak}$  auf 0,5 mm/min erhöht. Die Geschwindigkeitserhöhung wurde mittels Sprungversuchen nach [90] überprüft und bestätigt, indem bei Vorversuchen unterschiedliche Durchschiebegeschwindigkeiten angesetzt und der Einfluss auf die benötigte Kraft untersucht wurde. Da sich das erdverlegte Rohr temperaturbedingt ausdehnt und zusammenzieht, wurden bei mehreren Versuchen die Re-SIST-Behälter nach dem Durchschieben in der Prüfpresse umgedreht und das Modellrohr zurückgeschoben. Es wurden CRP-Versuche mit dem Re-SIST-Behälter mit unterschiedlichen Modellrohren (HDPE-Rohr, AVB und SVR) und ZFSV (ZFSV\_GT, ZFSV\_SE und ZFSV\_TM) durchgeführt. Der Radialdruck wurde zwischen  $p = 12,5$  kPa und  $p = 100,0$  kPa variiert. Das Probenalter betrug am Prüftag zwischen 7 und 112 Tage. Die Versuche sind in Tabelle 6.3 aufgelistet.

Tabelle 6.3: Anzahl der durchgeführten CRP-Versuche im Re-SIST und die verwendeten Modellrohre

	Probenalter [d]	7	28	56	112
	Radialdruck [kPa]				
ZFSV_TM	25	-	2x SVR	-	-
	50	-	2x SVR	2x SVR	2x SVR
	100	-	2x SVR	-	-
ZFSV_GT	25	-	1x SVR, 2x AVB, 2x HDPE	-	-
	50	-	2x SVR, 2x AVB, 2x HDPE	2x SVR	1x SVR
	100	-	2x SVR, 2x AVB, 2x HDPE	-	-
ZFSV_SE	25	-	2x AVB	-	-
	50	2x AVB	2x AVB	2x AVB	1x AVB
	100	-	2x AVB	-	-



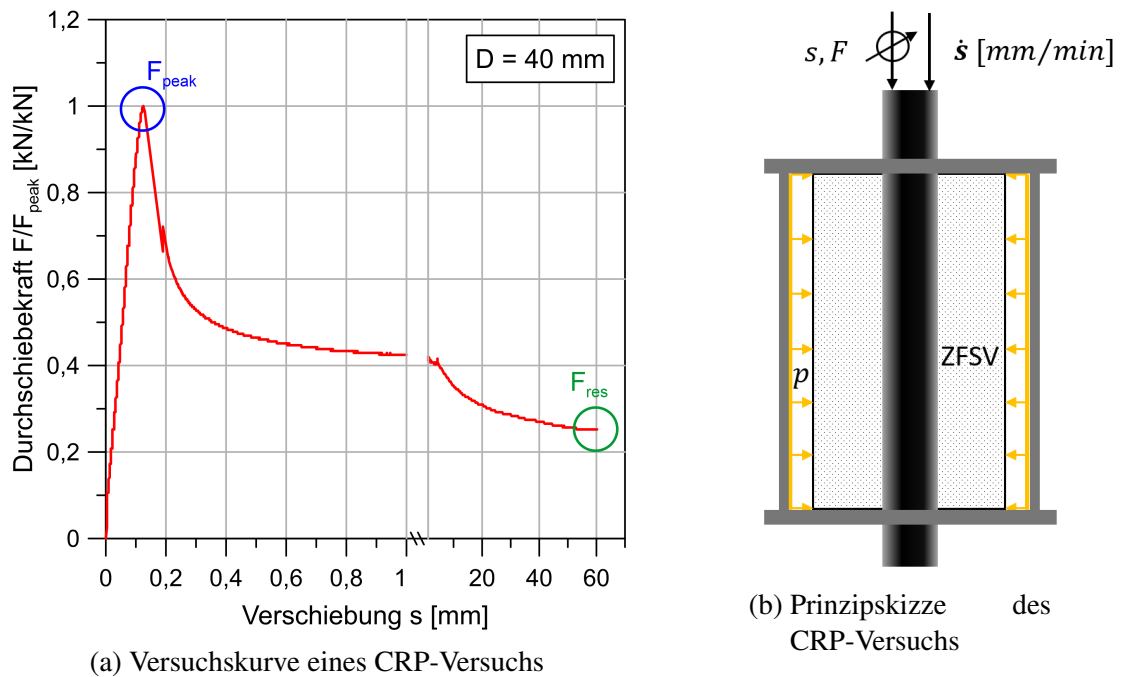


Abbildung 6.3: Ergebnis eines CRP-Versuchs im Re-SIST-Behälter mit Prinzipskizze

Wie bei den Versuchen von *Wagner* [138] zeigten alle Versuche mit ZFSV als Bettungsmaterial den größten Verschiebewiderstand  $F_{peak}$  bei einer sehr geringen Rohrverschiebung  $s$ . Nach Erreichen des Maximalwerts kommt es zur Entfestigung und die Kraft nimmt zunächst sehr stark ab und flacht mit fortschreitender Verschiebung gegen einen Residualwert  $F_{res} \approx F_s/D=1,5$  ab (siehe Abbildung 6.3a).

Der Kraftmessbügel gibt den Schubspannungswiderstand über die gesamte Kontaktfläche integriert wieder. Wie bereits in Abschnitt 2.3.3 beschrieben wurde, hat *Wagner* [138] einen Korrekturalgorithmus entwickelt, um aus der gemessenen Kraft die Schubspannung für die KWA1 berechnen zu können. Diese Korrektur berücksichtigt eine Stauchung des Rohres während des Versuchs und somit unterschiedliche Verschiebungen und verschiebungsabhängige Schubspannungen entlang des Rohres. In den folgenden Abschnitten werden die Widerstände gegen das Verschieben als Durchschiebekraft  $F$  dargestellt. Der Ansatz des Korrekturalgorithmus wird mit faseroptischen Dehnungsmessungen am Rohr und im ZFSV diskutiert. Im Abschnitt 6.4 werden aus den Messergebnissen die Schubspannungen  $\tau$  gefolgert, die für weitere rohrstatische Berechnungen erforderlich sind.

#### 6.1.2.2. Durchschiebekraft in Abhängigkeit der Modellrohrsteifigkeit

Um den Einfluss der Steifigkeit des im Re-SIST verwendeten Modellrohrs zu untersuchen, wurden Versuche mit unterschiedlichen Modellrohren an derselben ZFSV-Rezeptur und dem gleichen Probenalter durchgeführt. Als Bettungsmaterial wurde der ZFSV\_GT verwendet und die Versuche wurden bei einem Probenalter von 28 Tagen durchgeführt. Als Modellrohr wurde das SVR, AVB und HDPE-Rohr verwendet. Um die Stauchung des Rohres berechnen zu können, wurde

die Rohrverschiebung an beiden Rohrenden gemessen. Zur Darstellung der Ergebnisse der unterschiedlichen Modellrohre wurden in Abbildung 6.4 Ausgleichsgeraden eingefügt.

In Abbildung 6.5 ist die axiale Längenänderung bei der maximalen Durchschiebekraft  $F_{peak}$  dargestellt. Man erkennt, dass bei dem HDPE-Rohr mit der geringsten Steifigkeit die größten Verformungen auftreten und bei dem SVR mit der größten Steifigkeit die geringsten Verformungen.

Trotz der großen Stauchungen des HDPE-Rohres sind die Durchschiebekräfte  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  mit den Ergebnissen der anderen Rohre vergleichbar (vgl. Abbildung 6.4a). Dies bedeutet, dass die Rohrsteifigkeit keinen bzw. nur einen geringen Einfluss auf die Durchschiebekraft der hier durchgeführten Versuche hat.

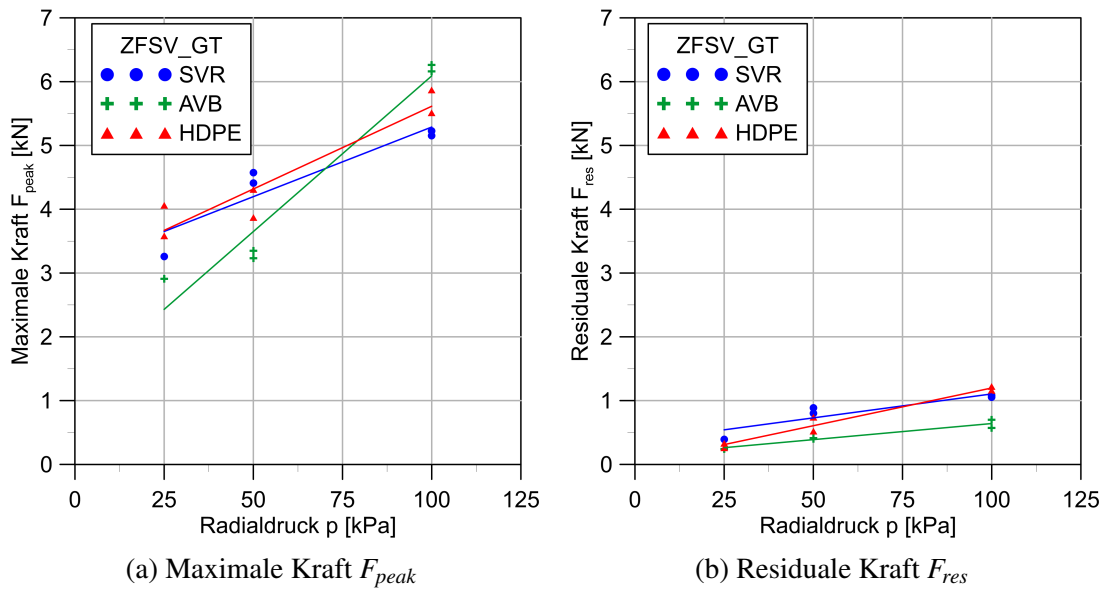


Abbildung 6.4: Durchschiebekraft  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  in Abhängigkeit des Radialdrucks  $p$  der unterschiedlichen Modellrohre im ZFSV\_GT bei einem Probenalter von 28 Tagen

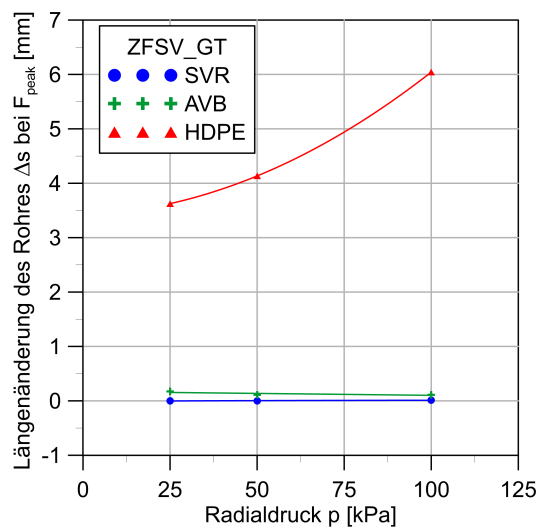


Abbildung 6.5: Axiale Längenänderung der Rohre bei der maximalen Kraft  $F_{peak}$  bei einem Probenalter von 28 Tagen

### 6.1.2.3. Durchschiebekraft in Abhängigkeit des Radialdrucks

Zur Berechnung der Rohrspannungen und -verschiebungen einer in ZFSV gebetteten Rohrleitung unter thermischer Beanspruchung ist die Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  erforderlich. Die Schubspannung  $\tau$  wird aus der gemessenen Durchschiebekraft  $F$  berechnet und es wird angenommen, dass der aufgebrachte Radialdruck  $p$  der Normalspannung  $\sigma_N$  an der Kontaktfläche entspricht. In den Abbildungen 6.6a und 6.6b sind die maximalen und residualen Durchschiebekräfte  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  in Abhängigkeit des aufgebrachten Radialdrucks  $p$  dargestellt. Die Versuche wurden bei einem Probenalter von ca. 28 Tagen durchgeführt und für die Untersuchungen mit ZFSV\_GT und ZFSV\_TM wurde als Modellrohr das SVR verwendet. Für die Stabscherversuche mit ZFSV\_SE wurde das AVB verwendet, da diese zeitlich später durchgeführt wurden und aus den Erkenntnissen in Abschnitt 6.1.2.2 gefolgert wurde, dass die Rohrsteifigkeit der verwendeten Modellrohre keinen Einfluss auf die Ergebnisse hat.

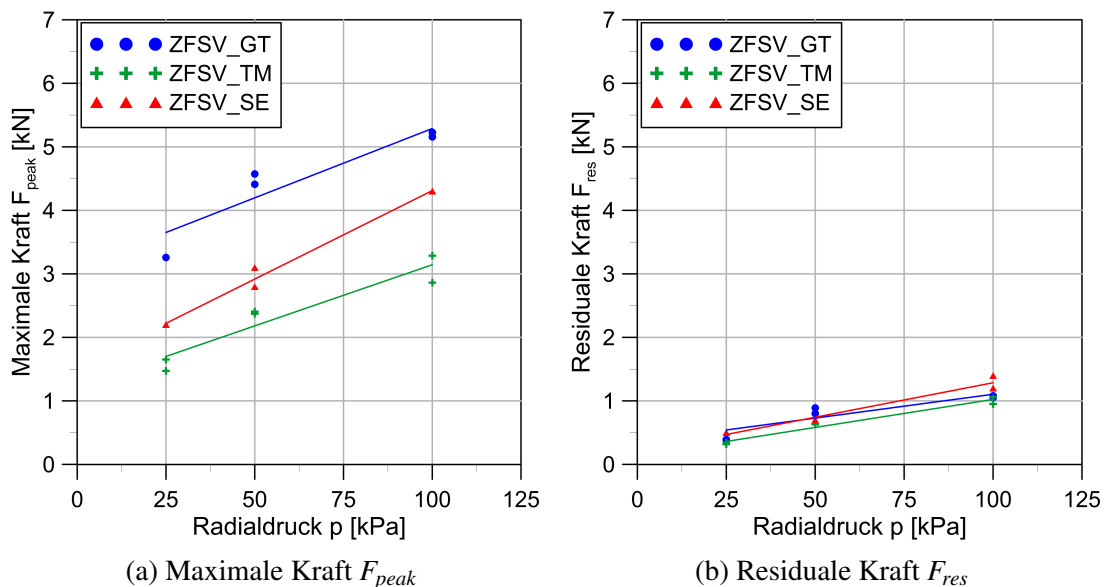


Abbildung 6.6: Durchschiebekraft  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  in Abhängigkeit des Radialdrucks  $p$  der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen bei einem Probenalter von 28 Tagen

In den Abbildungen 6.6a und 6.6b erkennt man, dass die Durchschiebekräfte  $F$  linear mit dem Radialdruck  $p$  zunehmen. Die maximalen Kräfte  $F_{peak}$  der verschiedenen ZFSV-Rezepturen (siehe Abbildung 6.6a) unterscheiden sich deutlich voneinander, wohingegen die residualen Werte  $F_{res}$  (siehe Abbildung 6.6b) nahezu gleich sind. Die extrapolierten Werte bei einem Radialdruck bzw. Normalspannung von  $p = 0$  ergeben für die maximale Kraft  $F_{peak}$  einen großen Ordinatenabschnitt, was typisch für Adhäsion ist. Hingegen sind die Ordinatenabschnitte bei den residualen Werten  $F_{res}$  sehr gering, was auf Gleitreibung schließen lässt.

Die aus diesen Ergebnissen ermittelte Schubspannungs-Normalspannungsbeziehung wird im Abschnitt 6.4 dargestellt.

#### 6.1.2.4. Durchschiebekraft in Abhängigkeit des Probenalters

Es wurden Stabscherversuche mit einem Probenalter des ZFSV zwischen 7 und 112 Tagen durchgeführt. Die Versuche erfolgten mit den drei verschiedenen ZFSV und bei einem Radialdruck von  $p = 50\text{kPa}$ . In Abbildung 6.7 sind die maximalen und die residualen Kräfte  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  in Abhängigkeit des Probenalters dargestellt. Man erkennt, dass sich bei allen geprüften ZFSV die maximalen sowie die residualen Kräfte  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  ab einem Probenalter von 28 Tagen nur noch geringfügig ändern.

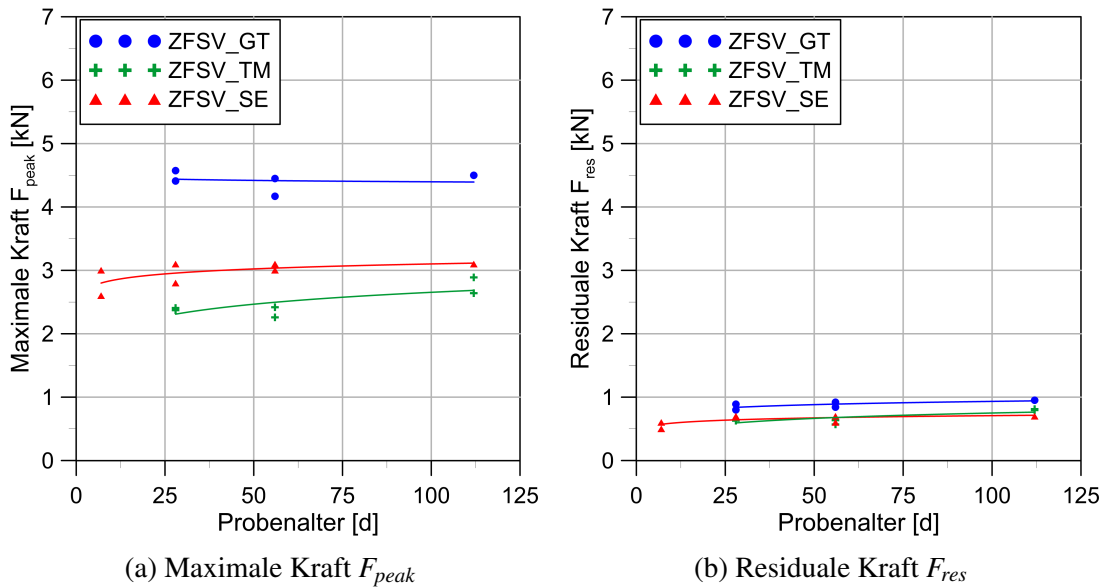


Abbildung 6.7: Durchschiebekraft  $F_{peak}$  und  $F_{res}$  in Abhängigkeit des Probenalters der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen bei einem Radialdruck von  $p = 50\text{kPa}$

#### 6.1.2.5. Faseroptische Dehnungsmessung

Um die Stauchung des Rohres quasi-kontinuierlich über die Rohrlänge messen und beurteilen zu können, wurde faseroptische Messsensorik verwendet. Das Messsystem wurde im Abschnitt 2.6 beschrieben. Es wurde eine Dehnungsmessfaser mit Polyimid-Beschichtung der Firma *Luna Innovations, Roanoke, USA* mit einem Außendurchmesser von  $155 \pm 5\mu\text{m}$  verwendet. Die Kalibrierung der Fasern ist in Abschnitt 3 dargestellt. Da die Versuche im Labor bei konstanter Temperatur durchgeführt wurden, ist eine Temperaturkompensation der gemessenen Werte nicht erforderlich. Es wurde eine Nut mit einer Breite von 4 mm in die Oberfläche des AVB eingefräst, die Faser eingelegt, vorgespannt und mit einem 2-Komponenten Spezialklebstoff verklebt. Nach dem Aushärten wurden Überstände des Klebers mit einem Messer entfernt und die Oberfläche zusätzlich mit einem Klebeband geschützt. Die Breite der Nut und des Klebebands wurde so dünn wie möglich ausgeführt, um einen ordnungsgemäßen Einbau und Verbund zu gewährleisten aber den Durchschiebewiderstand nicht dadurch zu verfälschen.

In den Abbildungen 6.8 und 6.9 sind die Dehnungen  $\varepsilon$  und in den Abbildungen 6.10 und 6.11 die Längenänderungen  $\Delta s$  des Rohres in Abhängigkeit der Faserposition  $x$  während eines CRP-

Versuchs dargestellt. Die Längenänderung des Rohres  $\Delta s$  wurde durch Integration der Dehnung  $\varepsilon$  über die Faserposition  $x$  berechnet. Es wurde jeweils ein Diagramm bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$  und nach Überwinden der Maximalkraft  $F_{peak}$  abgebildet. Die mittels faseroptischer Sensorik ermittelte Längenänderung  $\Delta s$  wurde mit Messuhren an beiden Rohrenden überprüft. Dadurch konnten die gemessenen Werte, sowie die Messtechnik und der Verbund bestätigt werden.

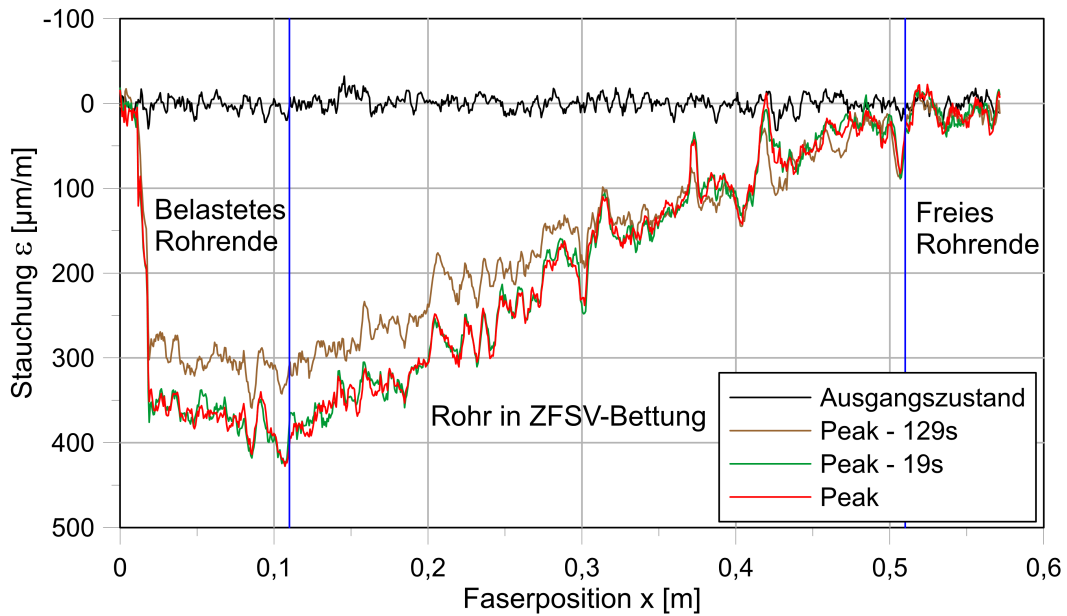


Abbildung 6.8: Stauchungen  $\varepsilon$  des AVB während des CRP-Versuchs bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$

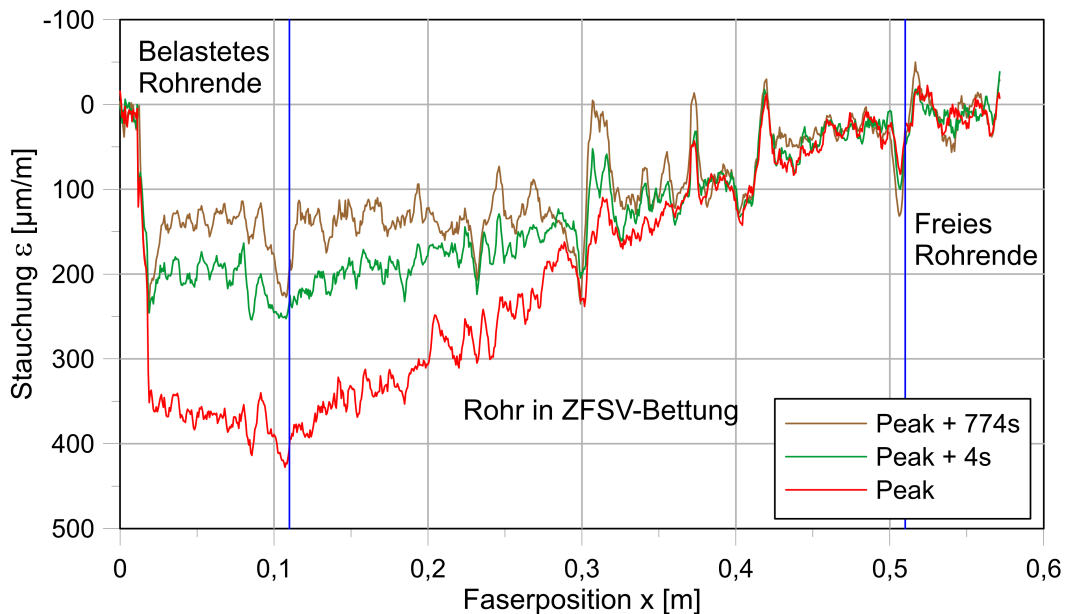


Abbildung 6.9: Stauchungen  $\varepsilon$  des AVB während des CRP-Versuchs nach dem Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$

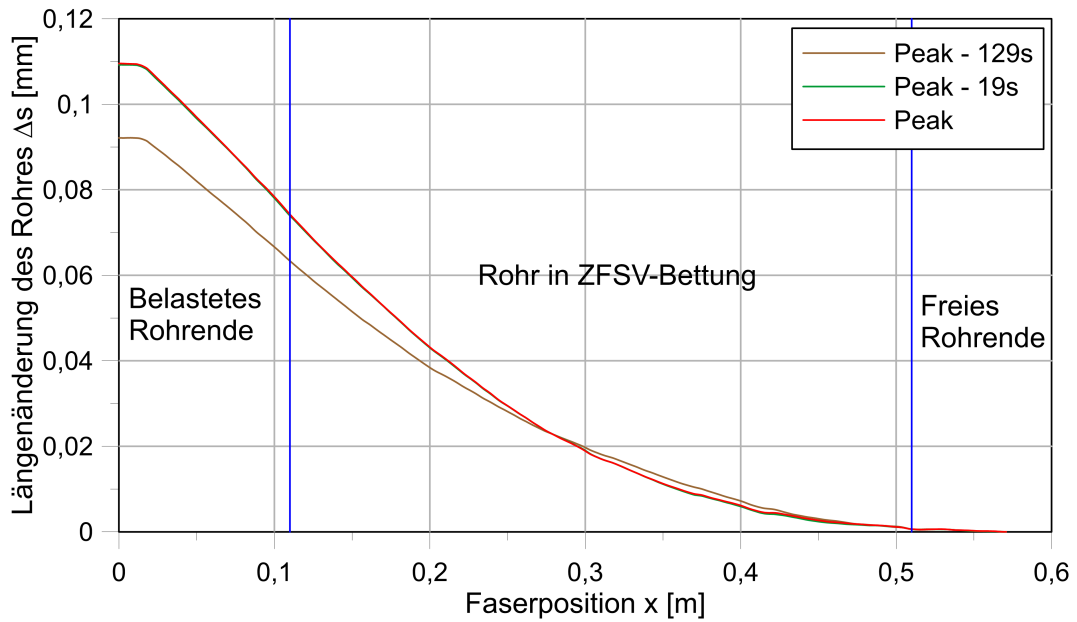


Abbildung 6.10: Längenänderung  $\Delta s$  des AVB während des CRP-Versuchs bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$

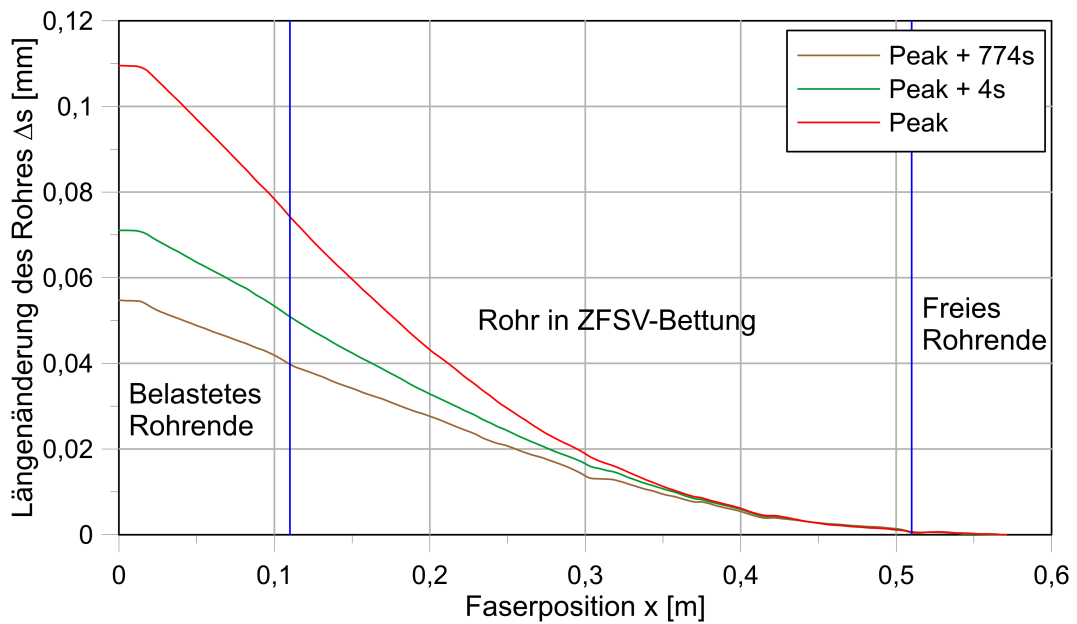


Abbildung 6.11: Längenänderung  $\Delta s$  des AVB während des CRP-Versuchs nach dem Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$

In den Abbildungen 6.8 und 6.10 erkennt man, dass die Stauchung des Rohres bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$  zunimmt. Bei weiterem Verschieben kommt es zur Entfestigung, die benötigte Durchschiebekraft  $F$  sinkt und die Stauchung  $\varepsilon$  des Rohres reduziert sich (siehe 6.9 und 6.11).

Berechnet man aus der maximalen Durchschiebekraft  $F_{peak} = 3,26 \text{ kN}$  und der Dehnsteifigkeit des AVB von  $EA_{AVB} = 8,4 \text{ MN}$  (siehe Abschnitt 6.1.1) die Rohrstauchung  $\varepsilon$  am belasteten ungebetteten Rohr, ergibt das:

$$\varepsilon_{peak} = \frac{F_{peak}}{EA_{AVB}} = \frac{3,26 \text{ kN}}{8,4 \text{ MN}} = 389 \mu\text{m/m} \quad (6.1)$$

Dieser Wert passt sehr gut mit den gemessenen Werten überein (vgl. rote Kurve am belasteten Rohrende in den Abbildungen 6.8 und 6.9). Am freien Rohrende muss die Dehnung  $\varepsilon = 0$  sein, da keine weiteren Kräfte übertragen werden können. Im Bereich der ZFSV-Bettung erkennt man in der Abbildung 6.8 bei dem CRP-Versuch bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$ , dass die Stauchung nahezu linear zwischen dem belasteten und freien Rohrende verläuft. Aus der nahezu gleichmäßigen Dehnungsänderung kann eine konstante Schubspannung entlang des in ZFSV gebetteten Rohres gefolgert werden. Eine Korrektur der Rohrstauchung wäre bei diesem Versuch nicht erforderlich. Aus der Durchschiebekraft  $F$  und der Kontaktfläche zwischen Rohr und ZFSV  $A_K$  kann die Schubspannung  $\tau$  mit der Gleichung  $\tau = F/A_K$  berechnet werden.

In den Abbildungen 6.10 und 6.11 erkennt man, dass sich bei der maximalen Durchschiebekraft  $F_{max}$  das Rohr am Übergang zwischen der ZFSV-Bettung und dem belasteten Rohrende um ca. 0,075 mm auf Grund der Rohrstauchung mehr verschoben hat, als am Übergang zum freien Rohrende. Trotz der unterschiedlichen Verschiebungen des Rohres wurden nahezu die gleichen Schubspannungen entlang der Manteloberfläche aktiviert. Dieser Effekt wird im Abschnitt 6.2.3 weiter untersucht, indem die Verformung des ZFSV während des Stabscherversuchs analysiert wird.

### 6.1.3. Maintained Loading-Versuche

#### 6.1.3.1. Übersicht

Um aus den in den CRP-Versuchen ermittelten KWAI die Verformungen und Spannungen eines erdverlegten Rohres unter thermischer Belastung berechnen zu können, dürfen keine Rohrverschiebungen aus Kriechvorgängen auftreten bzw. müssen diese in den Berechnungen berücksichtigt werden. Zur Bestimmung der Kriechverformungen des Rohres in einer ZFSV-Bettung wurden in Anlehnung an die Pfahlprobelastungen [90] Maintained Loading-Versuche durchgeführt. Das Modellrohr im Re-SIST-Behälter wird mit einer konstanten Kraft über einen längeren Zeitraum belastet und die Rohrverschiebung auf 0,001 mm genau gemessen. Die Belastung wurde schrittweise mittels Gewichte im Ödometerstand erhöht.

#### 6.1.3.2. Versuchsergebnisse

In den Abbildungen 6.12a und 6.12b sind die Ergebnisse der Kriechversuche des ZFSV\_GT und ZFSV\_TM dargestellt. Die Modellrohre wurden bei einem ZFSV-Alter von 28 Tagen mit 50 % der an Vergleichsproben ermittelten maximalen Durchschiebekraft  $F_{peak}$  belastet. Bei dem ZFSV\_TM

wurde die Belastung stufenweise auf 100 %, 125 % und 150 % erhöht. Bei dem ZFSV\_GT kam es nach ca. 12 Tagen nach dem Belasten zu einem Abfall des Seitendrucks und die Modellrohre wurden durch die Bettung geschoben. Aus zeitlichen Gründen konnten die Versuche nicht wiederholt werden.

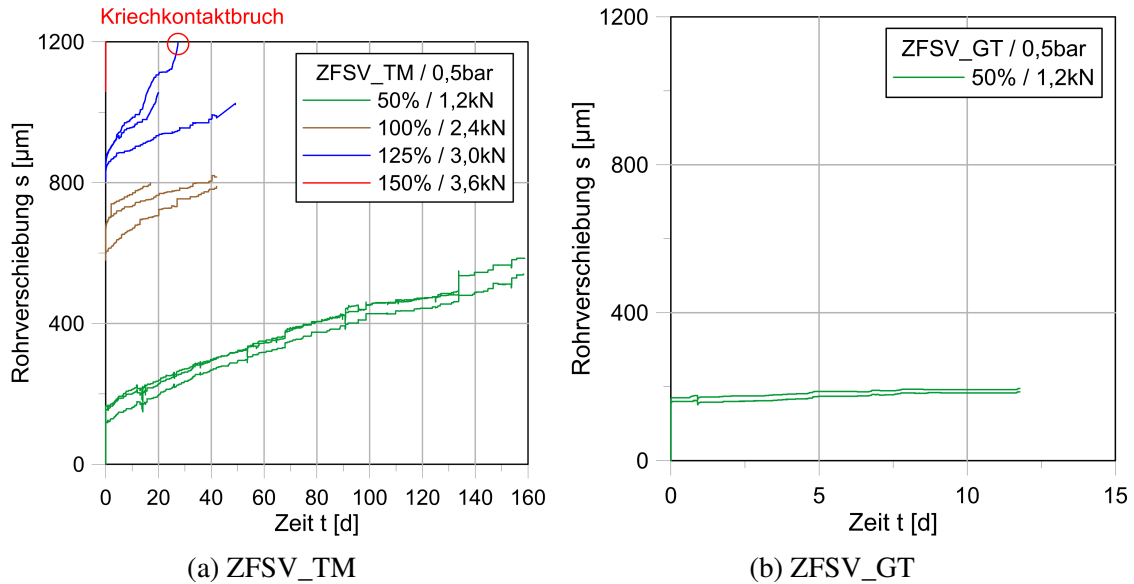


Abbildung 6.12: Zeitabhängige Rohrverschiebungen bei konstanter Auflast

Man erkennt in Abbildung 6.12a, dass die Rohrverschiebungen im ZFSV\_TM bei einer konstanten Last während des Maintained Loading-Versuchs deutlich zunehmen und das Rohr somit durch die ZFSV\_TM-Bettung kriecht. Bei diesem Versuch kam es bei einer Probe, mit der Belastung von 125 %, zu einem Bruch während der Laststufe. Bei den anderen beiden Proben trat der Kontaktbruch während der Laststeigerung auf 150 % auf. Es konnten Belastungen von mehr als 100 % aufgebracht werden, da die Belastung auf die maximale Durchschiebekraft  $F_{peak}$  bei einem Probenalter von 28 Tagen bezogen wurde. Aufgrund der langen Versuchszeit kommt es zu einer weiteren Verfestigung des ZFSV und somit nimmt auch die maximale Durchschiebekraft  $F_{peak}$  zu.

Wagner [138] hat aus seinen Maintained Loading-Versuchen, bei denen die Laststufen zwischen 6 h und 24 h gehalten wurden, gefolgert, dass es ZFSV gibt, die stärker kriechen und welche, die kaum kriechen.

Bei dem im Abschnitt 2.4.2.2 beschriebenen Feldversuch im Rahmen des Projekts [7] wurde festgestellt, dass bei dem Fernwärmerohr in einer ZFSV-Bettung nach Erreichen der Maximaltemperatur nur noch geringfügige Verschiebungen auftraten und im Gegensatz dazu bei dem Rohr in der Sandbettung es zu deutlichen Kriechverformungen kam.

Aus den hier durchgeführten Versuchen sowie aus den Ergebnissen der Literatur, kann gefolgert werden, dass je nach ZFSV und dem jeweiligen Grundmaterial, Kriechverformungen auftreten können. Falls der ZFSV zum Kriechen neigt, muss dies in den rohrstatischen Berechnungen berücksichtigt werden.



## 6.2. Stabscherversuche Re-SIST<sup>+</sup> mit faseroptischen Dehnungsmessungen

### 6.2.1. Versuchsbeschreibung

Die Unterschiede zwischen dem Re-SIST<sup>+</sup>-Versuchsbehälter und dem Re-SIST-Behälter sind hauptsächlich die Rohr- und Behälterabmessungen. Im Re-SIST<sup>+</sup>-Behälter können Modellrohre mit einem Außendurchmesser von  $D_a = 125$  mm untersucht werden. Die Länge der Kontaktfläche beträgt 583 mm und der Außendurchmesser der Boden- bzw. ZFSV-Probe ca. 265 mm. Um zu verhindern, dass sich der Boden bzw. ZFSV beim Schervorgang gegen die äußere Schale abstützt, können Innenschalen nach dem Befüllen mittels Gewindespindeln bewegt werden und somit ein Spalt zwischen der Schale und der Probe eingestellt werden (siehe Abbildung 6.13). Dadurch soll verhindert werden, dass es durch Verformungen des Bodens bzw. ZFSV zu Spannungskonzentrationen kommt, durch die die Normalspannung an der Kontaktfläche verändert und nicht mehr dem aufgetragten Seitendruck entspricht. Wie beim Re-SIST ist zwischen der Innenschale und der Probe eine Latexhülle verlegt, über die mittels Druckluftanschlüsse am Behälter die Probe mit einem Seitendruck belastet werden kann. Die Versuchsvorbereitung erfolgt analog zu dem Versuch im Re-SIST-Behälter und ist im Abschnitt 6.1.1 auf Seite 76 beschrieben.

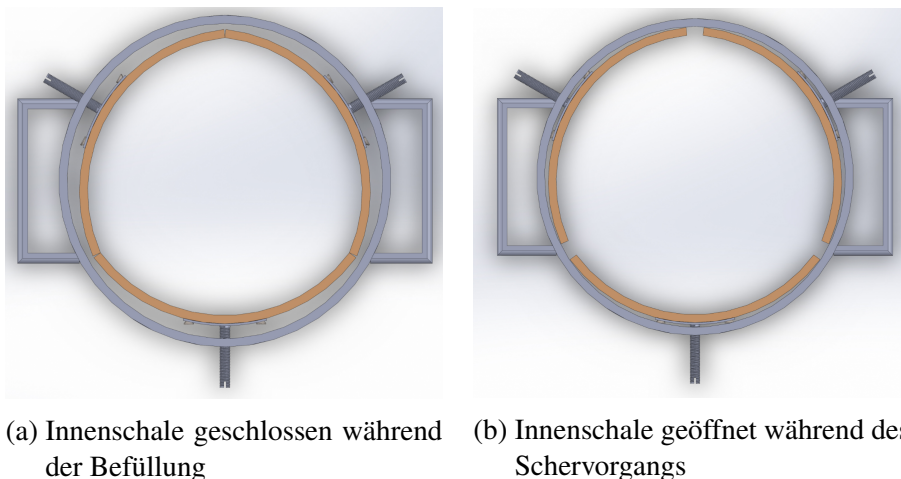


Abbildung 6.13: Prinzip der Innenschale [109]

Im Unterschied zu den Re-SIST-Versuchen wird bei den Re-SIST<sup>+</sup>-Versuchen das Modellrohr fixiert und der Behälter mit dem ZFSV nach oben verschoben (siehe Abbildungen 6.14a und 6.14b). An beiden Rohrenden wird die Rohrverschiebung  $s_2$  und  $s_3$  mit Messuhren aufgenommen, aus deren Differenz die Rohrstauchung  $\varepsilon$  berechnet werden kann. Die Relativverschiebung  $s$  zwischen dem Rohr und dem Behälter wird am unteren Ende des Abstandshalters aus Stahl gemessen, über den der Behälter nach oben verschoben wird. Am oberen Ende des Rohres wird die Kraft  $F$  aufgenommen und über der Kraftmessdose das Rohr fixiert.

Als Modellrohr wurde ein Rohr der Firma Salzgitter *Mannesmann Line Pipe GmbH, Siegen* verwendet. Das Rohr hat einen Stahlkern mit einem Außendurchmesser von  $D_{a,Stahlrohr} = 114,3$  mm

und einer Wandstärke von  $t_{\text{Stahlrohr}} = 3,6 \text{ mm}$ . Auf dem Stahlrohr befindet sich ein HDPE-Ummantelung mit einem Außendurchmesser von  $D_{a,SVR^+} = 120,0 \text{ mm}$ . Das Modellrohr wird mit SVR<sup>+</sup> abgekürzt.

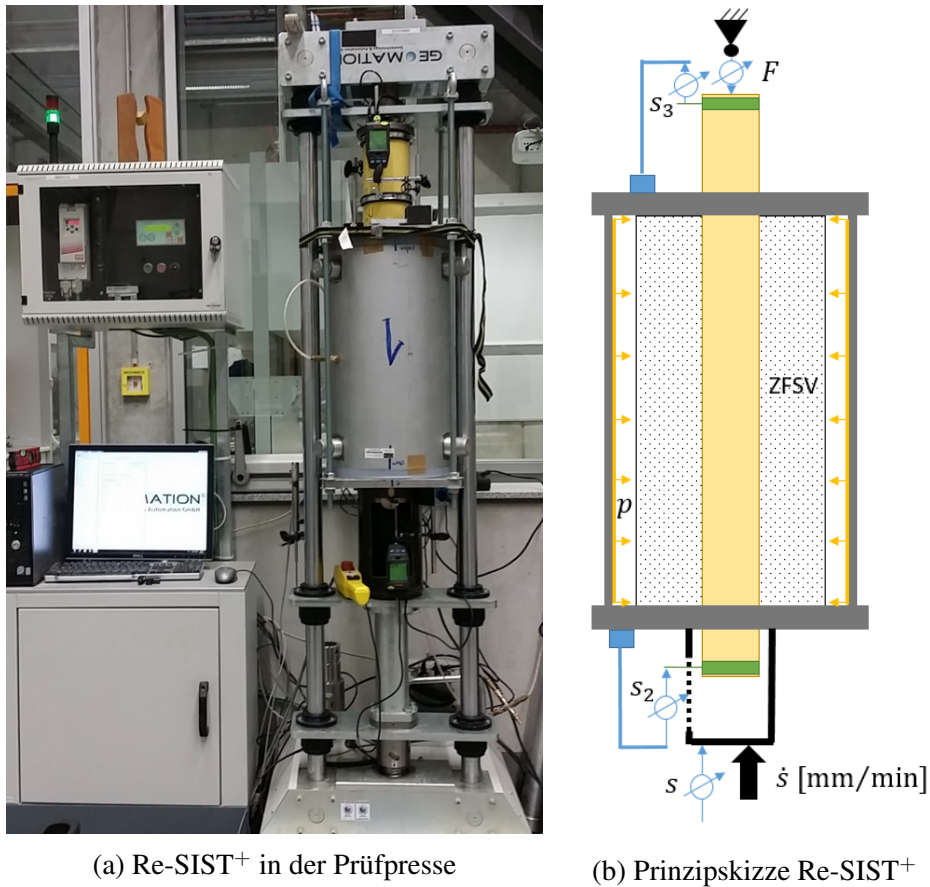


Abbildung 6.14: Bild und Prinzipskizze des Re-SIST<sup>+</sup> in der Prüfpresse mit Messtechnik

### 6.2.2. Ergebnisse der CRP-Versuche im Re-SIST<sup>+</sup>

Die Versuchsdurchführung erfolgte analog zu den in Abschnitt 6.1.2.1 beschriebenen CRP-Versuchen mit dem Re-SIST-Behälter. In Abbildung 6.15a ist die Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Verschiebung  $s$  beim erstmaligen Verschieben (Richtung A) dargestellt. Es wurden ein Versuch mit einem Radialdruck von  $p = 0,25 \text{ bar}$ , zwei Versuche mit  $p = 0,5 \text{ bar}$  und ein Versuch mit  $p = 1,0 \text{ bar}$  mit dem ZFSV\_SE als Bettungsmaterial durchgeführt. In Abbildung 6.14b sind die verschiebungsabhängigen Durchschiebekräfte, nach dem Umdrehen des Re-SIST<sup>+</sup>-Behälters in der Prüfpresse und erneutem Durchschieben, dargestellt (Richtung B). Da die maximale Messlänge der verwendeten Messuhren  $60 \text{ mm}$  betrug und Verschiebungen bis ca.  $s/D = 1,5 \approx 180 \text{ mm}$  untersucht werden sollten, wurde der Versuch nach maximal  $60 \text{ mm}$  Verschiebung gestoppt, die Messuhren umgesetzt und wieder gestartet. Dies erklärt den regelmäßigen Abfall der Kräfte in den Abbildungen 6.15a und 6.15b (vertikale Linien). Dass die Kraft  $F$  bei größeren Verschiebewegen wieder zunimmt oder bei Verschiebungsbeginn in B-Richtung nahezu den gleichen Wert wie beim erstmaligen Verschieben wieder erreicht, liegt vermutlich an Spannungskonzentrationen bzw. -umlagerungen und Verformungen im ZFSV während des Durchschiebens.

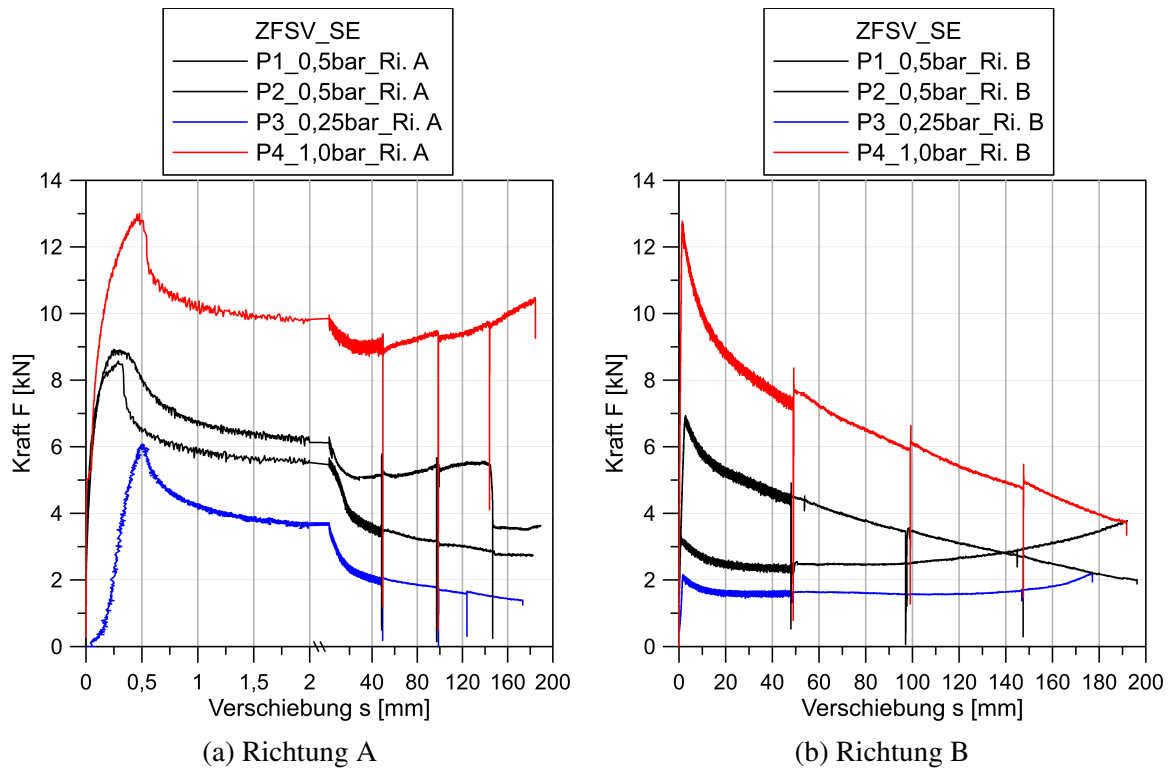


Abbildung 6.15: Kraft-Weg-Diagramme der CRP-Versuche im Re-SIST<sup>+</sup> bei unterschiedlichen Seitendrücken und Richtungsumkehr

Aus den gemessenen Kräften  $F$  und der Kontaktfläche  $A_K$  wird die Schubspannung  $\tau$  mit der Formel  $\tau = F/A_K$  berechnet. Es wird angenommen, dass der aufgebraachte Radialdruck  $p$  der Normalspannung  $\sigma_N$  an der Kontaktfläche entspricht. Die Schubspannungen  $\tau$  der CRP-Versuche im Re-SIST<sup>+</sup> und im Re-SIST mit ZFSV\_SE-Bettung sind in der Abbildung 6.16 dargestellt.

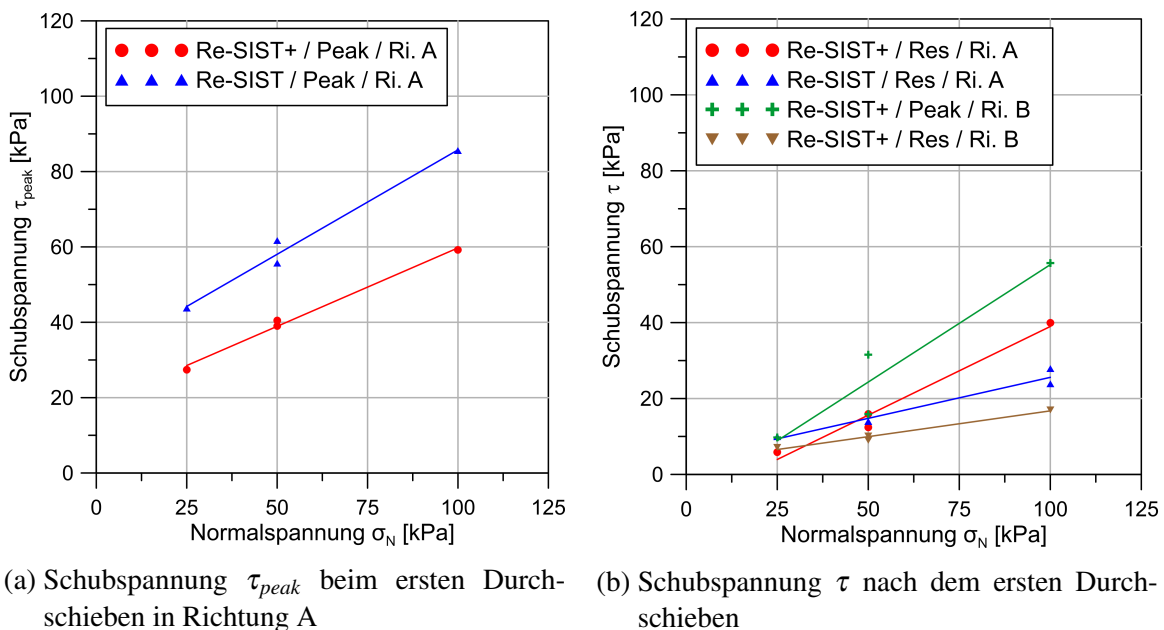


Abbildung 6.16: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  der CRP-Versuche im Re-SIST<sup>+</sup> und Re-SIST in der ZFSV\_SE-Bettung

Man erkennt in Abbildung 6.16a, dass die normalspannungsabhängigen maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  bei dem Re-SIST deutlich größer sind als bei dem Re-SIST<sup>+</sup>. Zudem streuen die Werte bei den Re-SIST<sup>+</sup> bei größeren Verschiebungen sehr stark, wie in den Abbildungen 6.15a, 6.15b und 6.16b zu erkennen ist. Die Schubspannungen an der Kontaktfläche und das Eigengewicht des ZFSV werden über den ZFSV auf die Fußplatte abgeleitet. Es wird vermutet, dass es dadurch zu Spannungserhöhungen bzw. -konzentrationen kommt, wodurch der aufgebrachte Radialdruck  $p$  nicht mehr der Normalspannung  $\sigma_N$  an der Kontaktfläche entspricht und nicht über die Kontaktfläche konstant ist. Somit können entlang der Kontaktfläche unterschiedliche Schubspannungen  $\tau$  aktiviert werden. Dies verfälscht die angenommene Normalspannung  $\sigma_N$  und die ermittelte Schubspannung  $\tau$  und hat mit Zunahme der Probenhöhe einen größeren Einfluss.

### 6.2.3. Faseroptische Dehnungsmessungen im ZFSV

Im Re-SIST<sup>+</sup> wurden mittels faseroptischer Dehnungsmessungen die Verformungen des ZFSV während des Schervorgangs untersucht. Hierzu wurde die bereits in Abschnitt 6.1.2.5 beschriebene Dehnungsmessfaser mit Polyimid-Beschichtung der Firma *Luna Innovations, Roanoke, USA* mit einem Außendurchmesser von  $155 \pm 5 \mu\text{m}$  verwendet. In Abbildung 6.17 ist eine Skizze dargestellt, wie und mit welchem Abstand zum Rohr die Faser verlegt wurde. Mit Hilfe einer Umlenkkonstruktion verläuft die Faser vertikal bei den Abständen 2 mm, 22 mm und 62 mm zum Modellrohr.

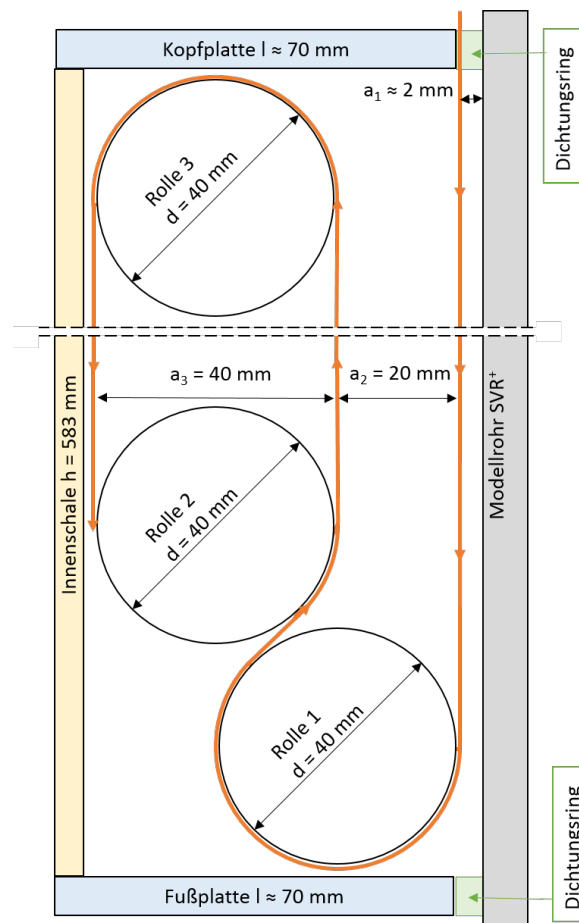
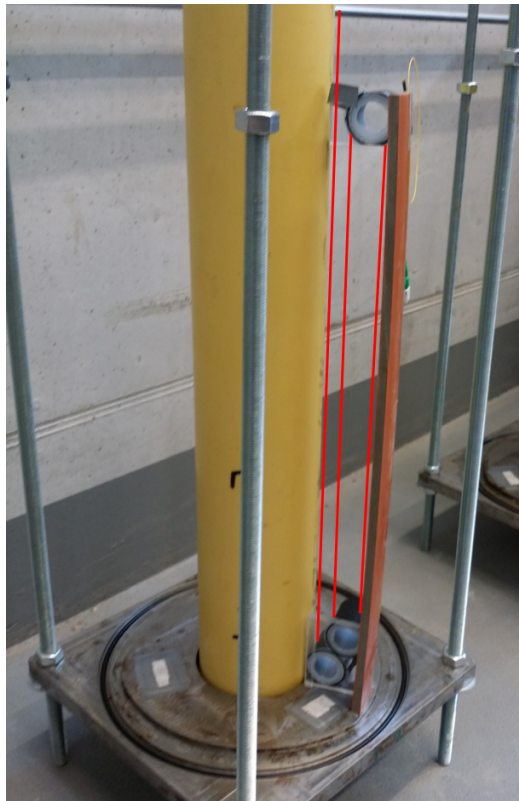


Abbildung 6.17: Skizze Umlenkkonstruktion und Verlauf der Faser ([119], leicht verändert)

In den Abbildungen 6.18a und 6.18b ist die Umlenkkonstruktion mit der Glasfaser dargestellt. Um die Position der Glasfaser erkennen zu können, wurde diese mit roten Linien gekennzeichnet. Damit der Re-SIST<sup>+</sup>-Behälter während des Befüllens mit fließfähigem ZFSV dicht ist, wird ein Dichtungsring in den Spalt zwischen Rohr und ZFSV eingelegt. Um die Glasfaser aus dem Behälter herauszuführen und den Dichtungsring später entfernen zu können, ohne die Faser zu beschädigen, wurde diese, wie in Abbildung 6.19 dargestellt, mit zwei Metallstäbchen neben der Faser geschützt und der Hohlraum mit mehreren Lagen Papier gefüllt.



(a) Einbau der Glasfaser



(b) Rückbau nach Versuchende

Abbildung 6.18: Umlenkkonstruktion mit der Glasfaser

Abbildung 6.19: Führung der Glasfaser aus dem Re-SIST<sup>+</sup>-Behälter durch den Dichtungsring

In der Abbildung 6.20 ist die gemessene Stauchung  $\varepsilon$  entlang der gesamten in ZFSV verlegten Faser bei der maximalen Kraft  $F_{peak}$  dargestellt. Die Positionen 1 bis 6 sind in der Abbildung 6.21a gekennzeichnet. Für die weitere Auswertung werden die Bereiche der Abschnitte 2, 4 und 6 (siehe Abbildung 6.21a) verwendet, die nicht von der Umlenkkonstruktion beeinflusst werden. Der Abschnitt 2 in der Nähe des Rohres wird als „Innen“ bezeichnet, der Abschnitt 4 als „Mitte“ und der Abschnitt 6 als „Außen“ (siehe Abbildung 6.21b). Um die Faserabschnitte miteinander vergleichen zu können, wurde die Faserposition  $x$  nach Abbildung 6.21b definiert. Die Position  $x = 0$  entspricht dem Übergang zwischen Kopfplatte und ZFSV und nimmt nach unten hin zu. Dadurch können die Stauchungen im ZFSV in Abhängigkeit des Abstands zum Rohr verglichen werden.

In der Abbildung 6.22 ist die Stauchung  $\varepsilon$  des ZFSV der „inneren“ Faser während des Scherversuchs bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F$  dargestellt. Man erkennt, wie die Stauchung  $\varepsilon$  mit Zunahme der Durchschiebekraft  $F$  sich vom belasteten Ende aufbaut und bei der Kraft  $F_{peak}$ , der ZFSV sich über die gesamte Faserlänge staucht. Bei weiterer Verschiebung  $s$  nach dem Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$  nimmt die Stauchung  $\varepsilon$  wieder ab (siehe Abbildung 6.23). In Abbildung 6.24 sind die Faserabschnitte „Außen“, „Mitte“ und „Innen“ bei der Maximalkraft  $F_{peak}$  aufgetragen. Im Bereich über  $x > 0,12\text{ m}$  sind die Stauchungen des ZFSV bei den jeweiligen Faserabständen zum Rohr nahezu gleich. Im Bereich  $x < 0,12\text{ m}$  treten die größten Stauchungen im Nahbereich des Rohres auf und nehmen mit der Entfernung zum Rohr ab.

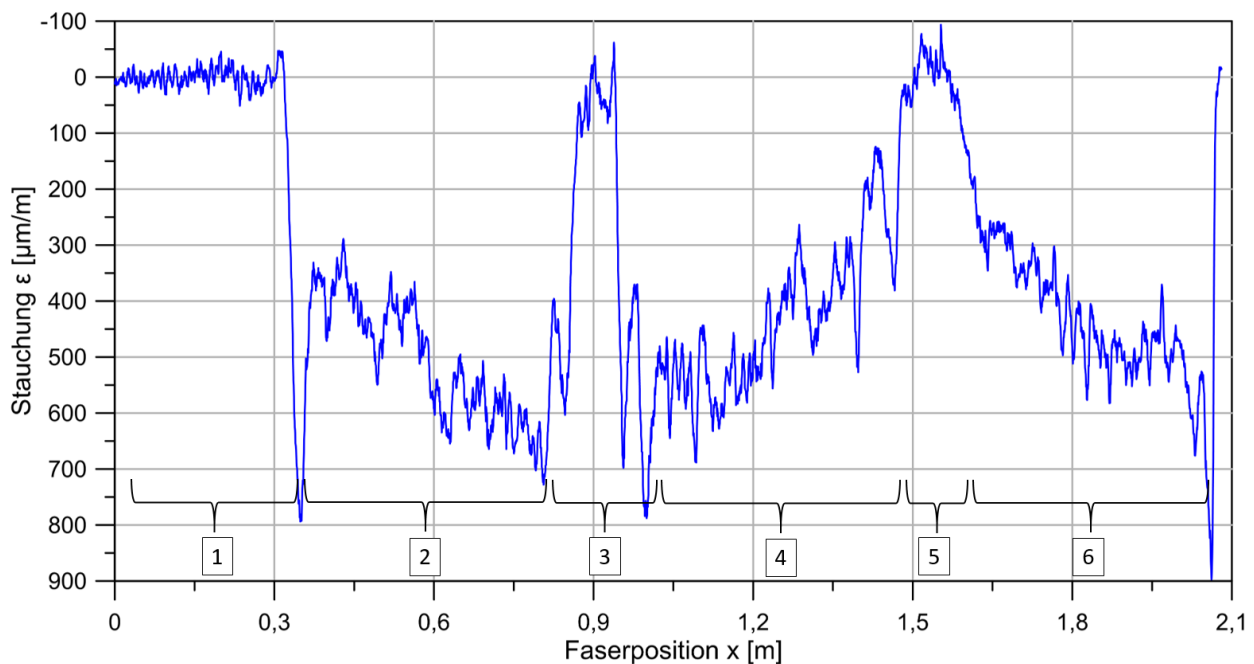
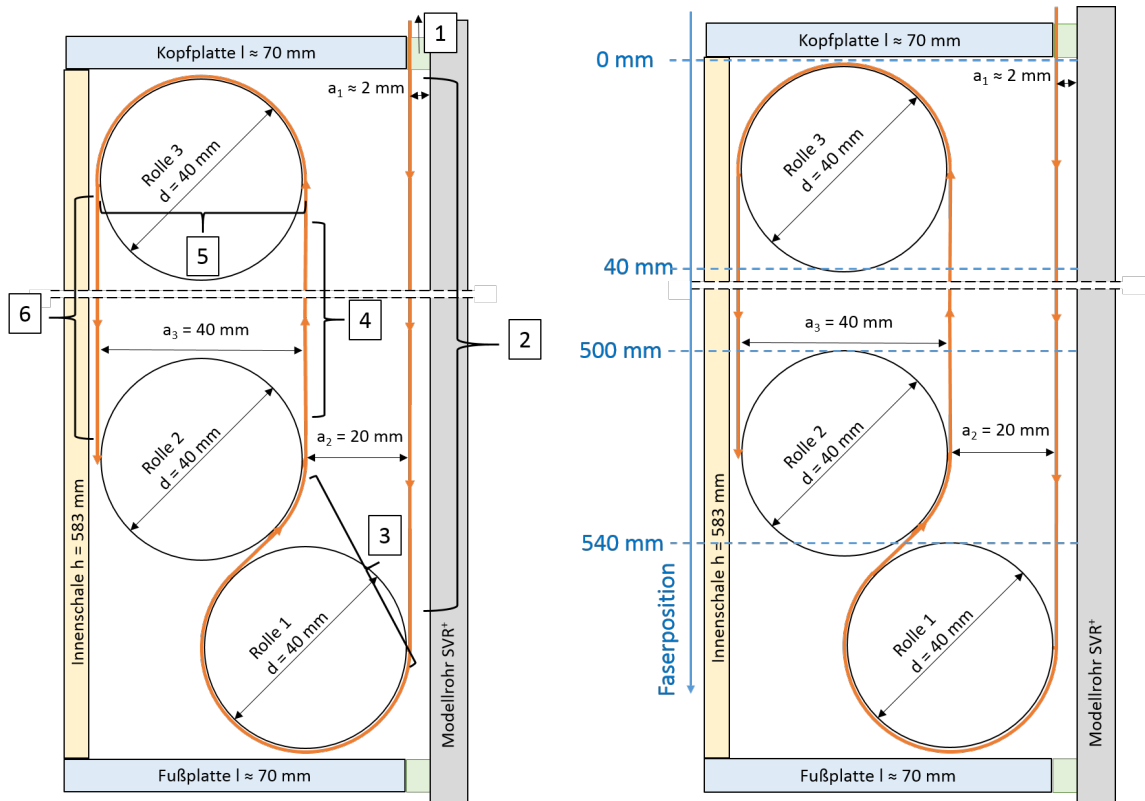


Abbildung 6.20: Stauchung entlang der gesamten Faser bei  $F_{peak}$  im Re-SIST<sup>+</sup> mit ZFSV\_SE und 0,5 bar Radialdruck



(a) Faserpositionen für Abbildung 6.20 zur Darstellung der gesamten Faser (b) Faserpositionen für die Aufteilung der Faser in „Innen“, „Mitte“ und „Außen“

Abbildung 6.21: Faserpositionen im Re-SIST<sup>+</sup>-Behälter ([119], leicht verändert)

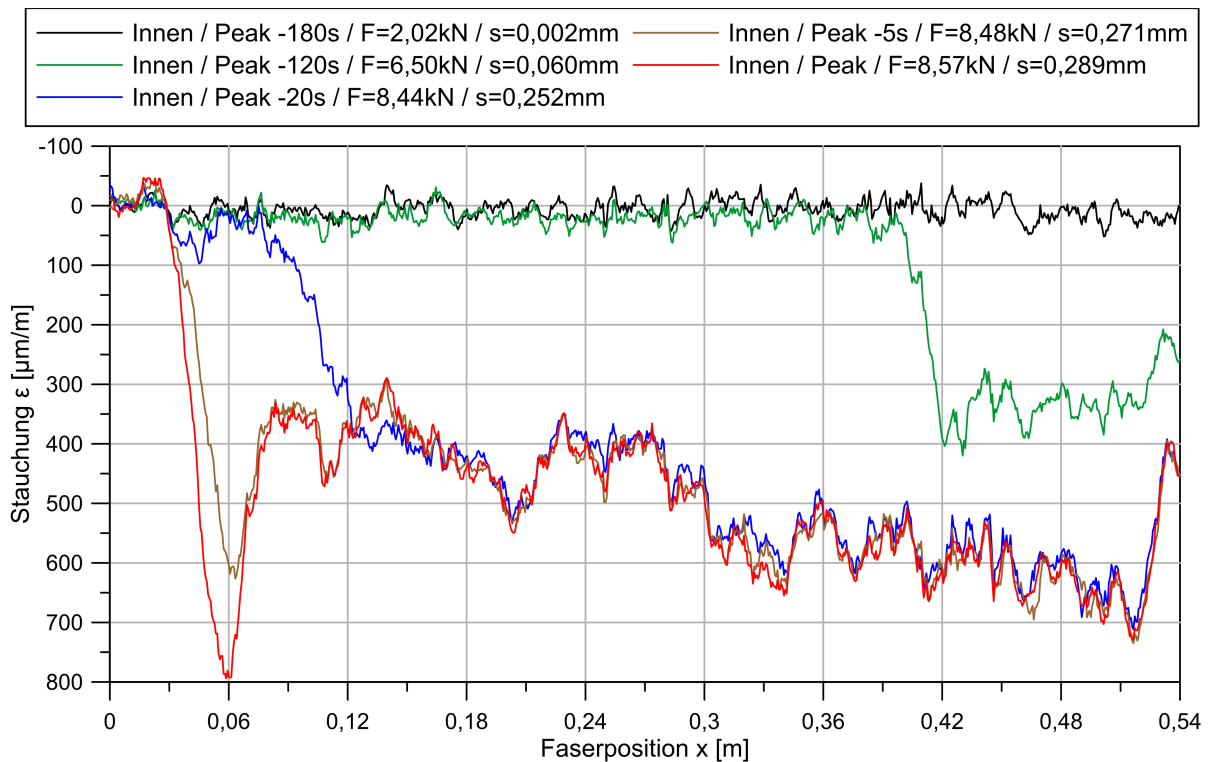
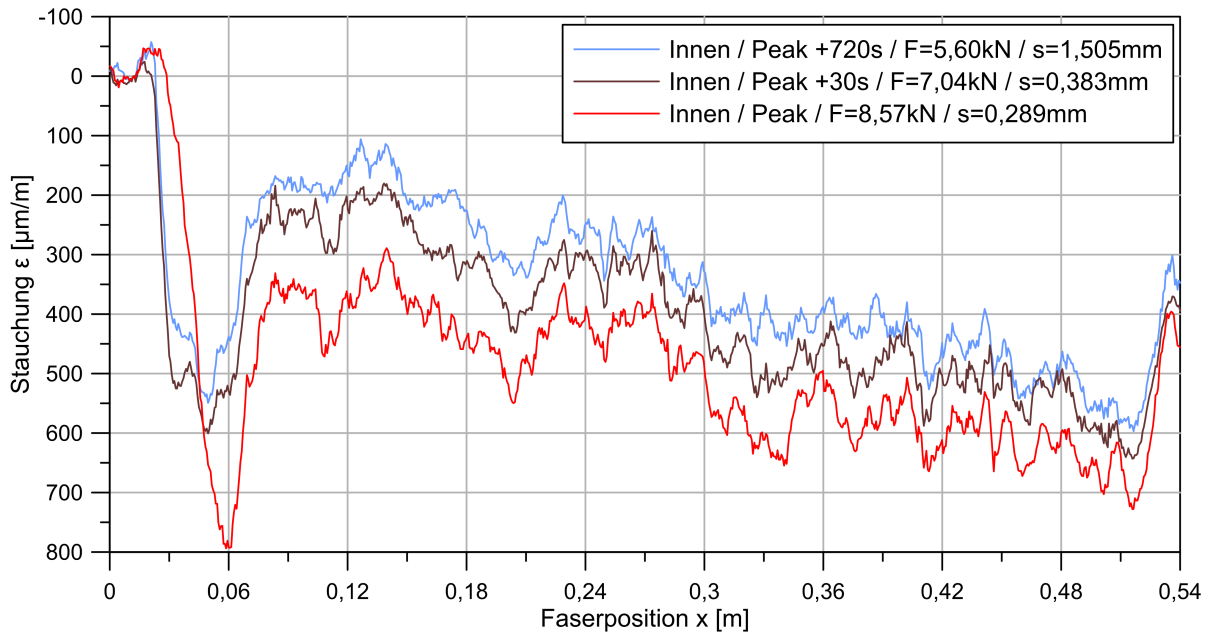
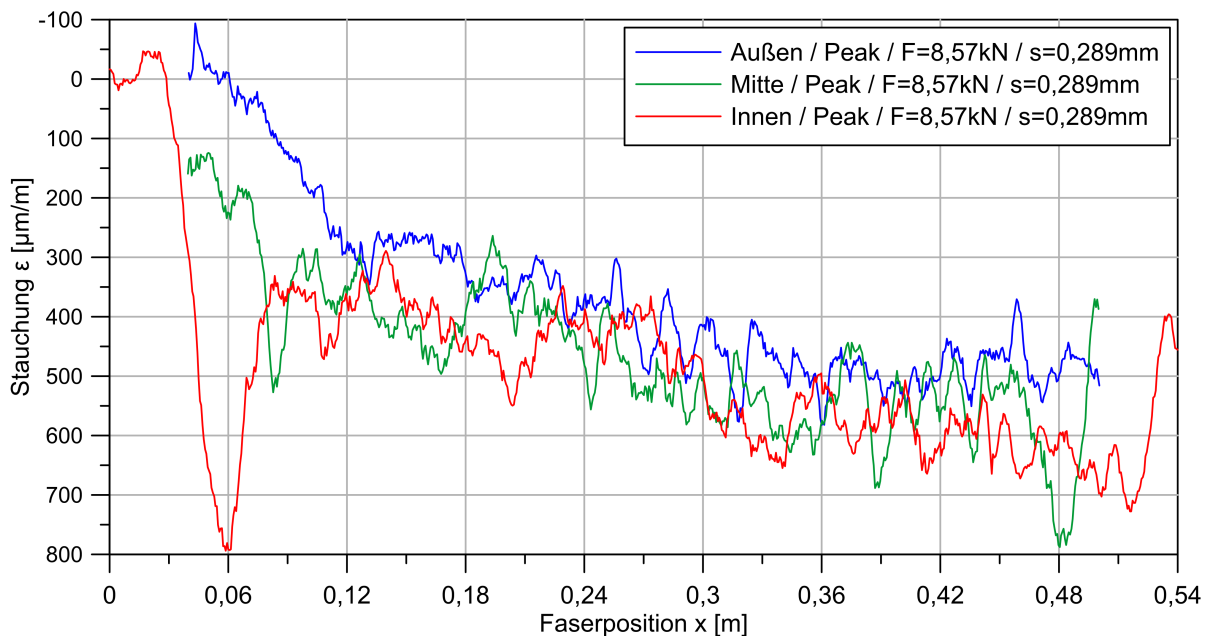


Abbildung 6.22: Dehnung der „inneren“ Faser bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$

Abbildung 6.23: Dehnung der „inneren“ Faser nach dem Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$ Abbildung 6.24: Dehnung der Fasern bei  $F_{peak}$ 

In der Tabelle 6.4 sind die Längenänderungen des ZFSV  $\Delta l_{ZFSV}$  parallel zur Rohrachse dargestellt. Die Längenänderungen werden durch Integration der Messglasfaserstauchungen  $\epsilon$  über die jeweilige Faserlänge berechnet. Bei den Werten muss beachtet werden, dass die Faserlänge des „inneren“ Faserabschnitts 0,54 m, die Länge des „mittleren“ und „äußeren“ Faserabschnitts 0,50 m und die Länge der gesamten Kontaktfläche Rohr-ZFSV 0,583 m betrug. Zusätzlich werden in der Tabelle 6.4 die Verschiebungen des Modellrohres mit aufgeführt, die über Messuhren mit einer Genauigkeit von 0,001 mm gemessen wurden. Mit einem weiteren Versuch, an dem ein faseroptischer Dehnmesser am Modellrohr befestigt wurde, konnte gezeigt werden, dass sich das Rohr



während des CRP-Versuchs bei der maximalen Kraft  $F_{peak}$  mit einem Seitendruck von  $p = 1,0\text{bar}$  maximal um  $\Delta s = 2\mu\text{m}$  bei einer Rohrlänge von  $0,95\text{m}$  axial verformt. Somit kann die axiale Stauchung des Rohres vernachlässigt werden.

Tabelle 6.4: Gemessene Rohrverschiebung  $s$  und über die jeweilige Faserlänge ermittelte Längenänderung des ZFSV  $\Delta l_{ZFSV}$

Zeitpunkt	Kraft [kN]	Rohrverschiebung $s$ [ $\mu\text{m}$ ]	Längenänderung des ZFSV $\Delta l_{ZFSV}$ [ $\mu\text{m}$ ]		
			„Innen“	„Mitte“	„Außen“
$t_{peak} - 180s$	2,02	2	3	4	2
$t_{peak} - 120s$	6,50	60	50	46	32
$t_{peak} - 20s$	8,44	252	222	196	154
$t_{peak} - 5s$	8,48	271	251	211	166
$t_{peak}$	8,57	289	258	213	167
Abstand zur Kontaktfläche Rohr-ZFSV			2 mm	22 mm	62 mm

Die Ergebnisse in Tabelle 6.4 zeigen, dass die größten Längenänderungen im ZFSV  $\Delta l_{ZFSV}$  an der Kontaktfläche auftreten und mit zunehmendem Abstand zum Rohr abnehmen. Vergleicht man die Verschiebung des Rohres  $s$  mit der Faser in der Nähe der Kontaktfläche, muss berücksichtigt werden, dass die Längenänderung, die über die Dehnung der Faser berechnet wurde, nicht über die gesamte Länge der Kontaktfläche gemessen wurde. Das bedeutet, dass die Rohrverschiebung  $s$  bis zum Erreichen der maximalen Kraft  $F_{peak}$ , der Längenänderung des ZFSV  $\Delta l_{ZFSV,KF}$  im Nahbereich der Kontaktfläche entspricht. Daraus kann gefolgert werden, dass bis zum Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$  Adhäsionskräfte wirken. In den Bereichen, in denen Adhäsion wirkt, treten keine Relativverschiebungen zwischen dem ZFSV und dem Rohr auf. Die Verschiebungen  $s$  des Rohres resultieren aus den Rohrstauchungen und den Bodenverformungen. Dadurch kann auch bestätigt werden, dass die in Abschnitt 6.1.2.5 gemessenen Stauchungen des AVB und damit die unterschiedlichen Verschiebungen entlang des Rohres, keinen Einfluss auf die Schubspannungsverteilung haben, was durch den nahezu konstanten Schubspannungsverlauf gezeigt wurde, da sich der ZFSV ebenfalls staucht. Bei zu geringen Rohrsteifigkeiten wird angenommen, dass die Rohrstauchungen größer sind als die des ZFSV und dadurch die Schubspannungsverteilung nicht mehr konstant ist und das Ergebnis verfälscht wird.

Da nach dem Erreichen der Maximalkraft  $F_{peak}$  das Rohr weiter verschoben wird, bis annähernd eine konstante Kraft  $F$  vorhanden ist, wird zur Berechnung der residualen Kraft  $F_{res}$  ebenfalls eine konstante Schubspannungsverteilung an der Kontaktfläche angesetzt.

Aus den Stabscherversuchen und den faseroptischen Dehnungsmessungen am Rohr und im ZFSV kann gefolgert werden, dass bei den hier verwendeten Modellrohren und ZFSV-Rezepturen die Schubspannung  $\tau$  nahezu konstant entlang der Kontaktfläche  $A_K$  verläuft und nach der Gleichung  $\tau = F/A_K$  berechnet werden kann.

## 6.3. Kontaktflächenringscherversuch RIST

### 6.3.1. Versuchsbeschreibung

Der Regensburger Interface-Scher-Test (RIST) ist eine Weiterentwicklung des Interface-Shear-Tester der Firma *GDS Instruments, Hook, Hampshire, United Kingdom* (siehe Abbildung 6.25a). Dabei handelt es sich um einen Kontaktflächenringscherversuch, bei dem ein HDPE-Ring gegen den Boden bzw. ZFSV in einer ringförmigen Probenzelle geschert und gleichzeitig mit Druck oder Zug beansprucht wird (siehe Abbildungen 6.26 und 6.25b). Es wird das Drehmoment  $M$ , der Drehwinkel  $\alpha$  der Zelle, die Setzung des HDPE-Stempels und die Normalkraft senkrecht zur Kontaktfläche gemessen. Bei der verwendeten Zelle betrug der Außendurchmesser des Ringraums für den ZFSV ca. 100 mm, der Innendurchmesser 80 mm und die Höhe 37,5 mm.

Bei Kontaktflächenscherversuchen mit ZFSV muss der Verbund mit dem HDPE-Stempel im fließfähigen Zustand hergestellt werden, um Haftverbindungen ausbilden zu können. Da die Versuche in der Regel 28 Tage nach der ZFSV-Herstellung durchgeführt werden, wurde eine Linearführung entwickelt, mit der mehrere Proben außerhalb des Interface-Shear-Tester bis zum Prüftag vorbelastet werden können (siehe Abbildung 6.27). Mit dieser Linearführung wird eine Schrägstellung des Stempels zur Zelle verhindert und ein nachträglicher Einbau in das Prüfgerät ermöglicht. Zur Vorbelastung kann die Linearführung mit der Probe in einem Kompressionsstand eingebaut und eine Normalkraft  $F_N$  aufgebracht werden. Die Probenzellen inkl. Probenstempeln und Linearführungen wurden an der OTH.R entwickelt und von *Martin Reindl Konstruktion & Zerspanungstechnik, Inzell* gefertigt.



(a) Interface-Shear-Tester der Firma *GDS Instruments, Hook, Hampshire, United Kingdom* [64]



(b) RIST mit Probenzelle und Stempel

Abbildung 6.25: Kontaktflächenringscherversuch RIST

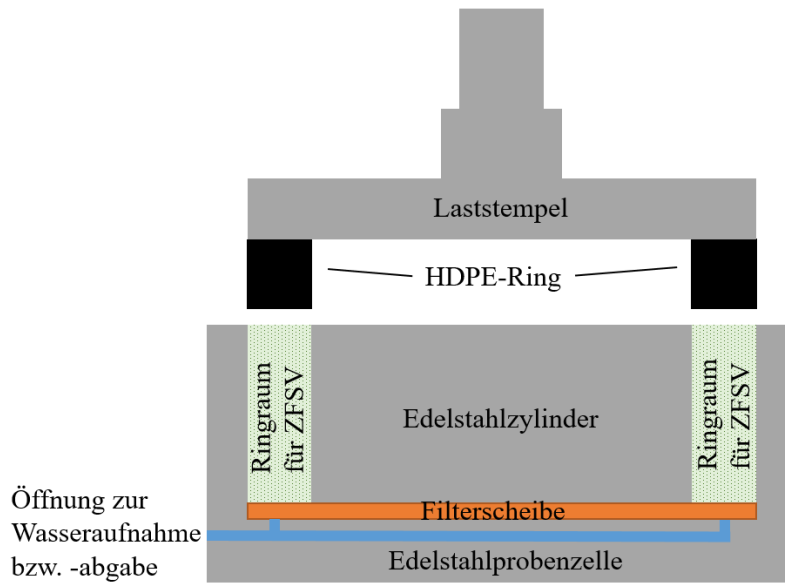
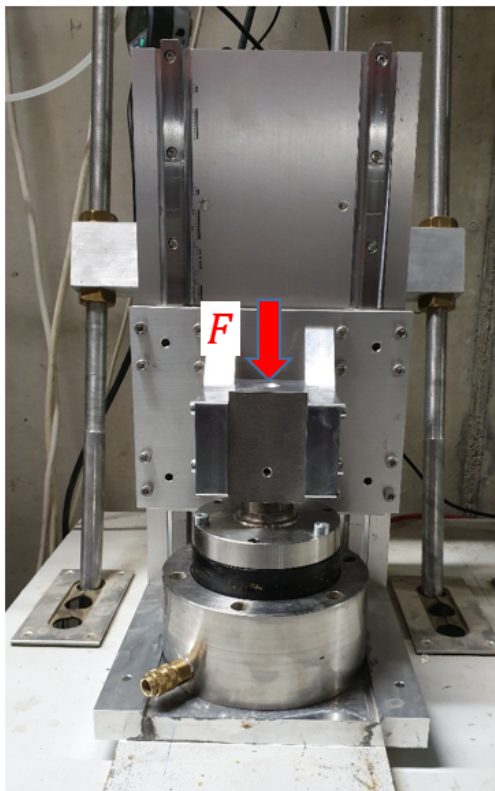


Abbildung 6.26: Aufbau der Probenzelle und des Stempels mit dem Kontaktmaterial HDPE (Schnittdarstellung)



(a) Ansicht A



(b) Ansicht B

Abbildung 6.27: Linearführung mit Probenzelle und Laststempel

Versuchsvorbereitung und -durchführung mit ZFSV als Probenmaterial:

1. Herstellung des ZFSV nach Abschnitt 4.2.
2. Befüllen des Ringraums der Probenzelle mit ZFSV.
3. 60 Minuten nach Mischbeginn wird die Probenzelle in die Linearführung eingebaut und der Laststempel mit dem HDPE-Ring aufgesetzt.
4. An dem seitlichen Anschluss der Probenzelle wird ein Schlauch befestigt, über den die Probe be- und entwässert werden kann. Dadurch kann überschüssiges Wasser entweichen, sowie die Probe vor Austrocknung geschützt werden.
5. Nach dem Aufsetzen des HDPE-Stempels auf die Probe kann eine definierte Normalspannung an der Kontaktfläche erzeugt werden. Soll an der Kontaktfläche keine Normalspannung vorhanden sein, wird der Stempel fixiert. Eine definierte Normalspannung kann über die Eigenlast des Stempels mit dem beweglichen Teil der Linearführung sowie über Gewichte im Kompressionsstand aufgebracht werden. Bei der Normalspannung an der Kontaktfläche wird zwischen der Normalspannung  $\sigma_{N,24h}$  ab einer Stunde bis 24 Stunden nach Mischbeginn,  $\sigma_N$  ab 24 Stunden bis zum Prüftag und während des Versuchs unterschieden. Entspricht die Normalspannung 24 Stunden nach dem Mischen nicht der Spannung während des Versuchs, werden diese mit  $\sigma_{N,VS}$  während der Vorbelastung und  $\sigma_{N,PS}$  während des Schervorgangs unterteilt.
6. Am Prüftag wird die Probenzelle mit Stempel in den Interface-Scher-Tester gebaut und fixiert und eine definierte Normalspannung  $\sigma_N$  aufgebracht. Die Probe wird für mindestens 60 Minuten mit der Normalspannung  $\sigma_N$  belastet bevor mit dem Schervorgang begonnen wird, um die kurzzeitige Entlastung der Probe während des Umbaus der Zelle aus der Linearführung in den Interface-Scher-Tester zu egalisieren.
7. Bei Scherbeginn wird die Probenzelle mit einer konstanten Winkelgeschwindigkeit von  $\omega = 0,0001^\circ/\text{s}$  rotiert und mit einer konstanten Normalspannung  $\sigma_N$  belastet bis mindestens der Maximalwert des Drehmoments  $M_{peak}$  überschritten wird. Es wird die Kraft  $F_N$  und die Längenänderung senkrecht zur Kontaktfläche, das Drehmoment  $M$  und der Drehwinkel  $\alpha$  gemessen.
8. Nachdem das maximale Drehmoment  $M_{peak}$  erreicht wurde und der Widerstand wieder abfällt wird die Winkelgeschwindigkeit auf  $\omega = 0,125^\circ/\text{s}$  erhöht. Die Probe wird mit der Geschwindigkeit gedreht bis ein nahezu konstantes Drehmoment  $M_{res}$  vorhanden ist.

Die Winkelgeschwindigkeit von  $\omega = 0,0001^\circ/\text{s}$  zur Ermittlung des maximalen Drehmoments  $M_{peak}$  wurde gewählt, da dies die kleinstmögliche Geschwindigkeit ist, die der Interface-Scher-Tester aufbringen kann. Berechnet man daraus für die verwendeten Probenabmessungen die Verschiebungsgeschwindigkeit des Kreisrings im Abstand des Radius  $r_F$  zur Achse, an der die resultierende Kraft  $F$  aus dem Reibungswiderstand angreift, ergibt dies eine Geschwindigkeit von  $v \approx 0,0047 \text{ mm}/\text{min}$  (vgl. Abbildung 6.29). Die Verschiebungsgeschwindigkeit ist somit deutlich niedriger als bei den CRP-Versuchen im Re-SIST-Behälter von  $v = 0,05 \text{ mm}/\text{min}$ . Nach Überwinden des maximalen Drehmoments  $M_{peak}$  kommt es zur Entfestigung und die Winkelgeschwindigkeit wird auf  $\omega = 0,125^\circ/\text{s}$  erhöht, um die Versuchsdauer zu reduzieren. Durch die Erhöhung

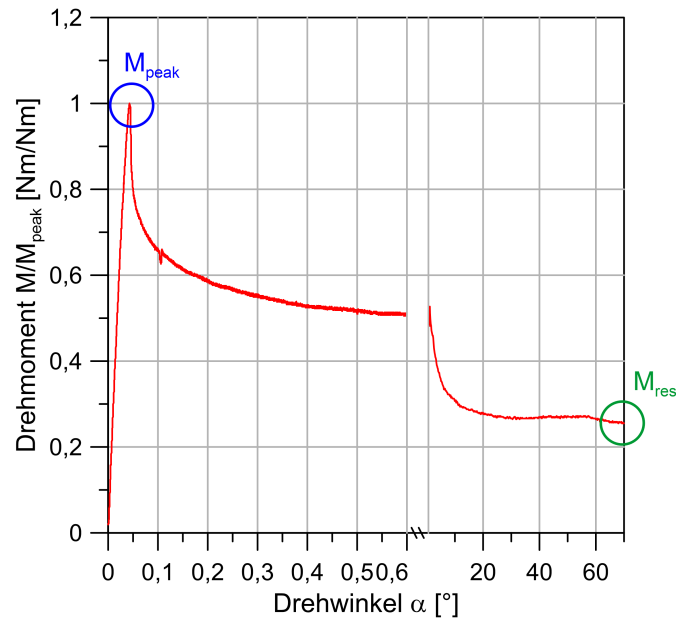


Abbildung 6.28: Ergebnis eines RIST mit einer HDPE-ZFSV-Kontaktfläche

der Geschwindigkeit steigt der Drehwiderstand nicht bzw. kaum an. Daraus folgt, dass bei den verwendeten Geschwindigkeiten der Einfluss auf das Drehmoment vernachlässigbar ist. Die Versuchsdauer beträgt zwischen zwei Stunden und einen Tag. In der Abbildung 6.28 ist das Ergebnis eines Kontaktflächenscherversuchs im RIST mit ZFSV als Bettungsmaterial dargestellt. Bei einer geringen Verdrehung  $\alpha$  entsteht ein maximales Drehmoment  $M_{peak}$  und fällt bei weiterer Verdrehung auf einen Residualwert  $M_{res}$  ab. Das Verhalten ist identisch mit der Verschiebungsdurchschiebekraft-Beziehung der Stabscherversuche.

Um aus den gemessenen Drehmomenten  $M$  eine Schubspannung  $\tau$  zu berechnen, muss der Abstand zur Rotationsachse berücksichtigt werden.

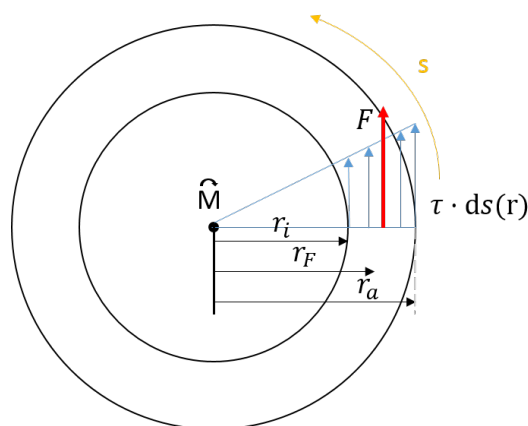


Abbildung 6.29: Ansatz zur Berechnung der Schubspannung  $\tau$

Anhand des Ansatzes nach Abbildung 6.29 kann das Drehmoment  $M$  in Abhängigkeit der Radien  $r$  folgendermaßen dargestellt werden:

$$M(r) = \int_{r_i}^{r_a} \tau \cdot 2 \cdot \pi \cdot r^2 dr \quad (6.2)$$

mit

$M$	:= Drehmoment	[Nm]
$r$	:= Radius	[m]
$r_i$	:= Radius Innen (Übergang Zylinder - ZFSV)	[m]
$r_a$	:= Radius Außen (Übergang ZFSV - Probenzelle)	[m]
$\tau$	:= Schubspannung	[N/m <sup>2</sup> ]

Wird Gleichung 6.2 integriert und nach der Schubspannung  $\tau$  umgestellt, so ergibt das:

$$\tau = \frac{3 \cdot M}{2 \cdot \pi \cdot (r_a^3 - r_i^3)} \quad (6.3)$$

Die resultierende Kraft  $F$  greift bei dem Radius  $r_F$  nach Gleichung 6.4 an. Der Radius  $r_F$  wird als Bezugsgröße verwendet, um aus dem gemessenen Drehwinkel  $\alpha$  auf eine Verschiebung  $s$  schließen zu können.

$$r_F = \frac{(r_a - r_i) \cdot (r_i + 2 \cdot r_a)}{3 \cdot (r_i + r_a)} + r_i \quad (6.4)$$

### 6.3.2. Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei der Kontaktfläche HDPE - ZFSV

#### 6.3.2.1. Übersicht

Die Tabelle 6.5 gibt die unterschiedlichen Versuche im RIST wieder, die zur Ermittlung der Schubspannungen  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  durchgeführt wurden und in den folgenden Abschnitten beschrieben werden. Zum Vergleich werden die jeweiligen Versuche mit den Ergebnissen anderer Abschnitte bzw. mit den Ergebnissen des Re-SIST verglichen. Es wird zwischen folgenden Normalspannungen während des Versuchs unterschieden:

- $\sigma_{N,24h}$  := Normalspannung in den ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung
- $\sigma_{N,VS}$  := Normalspannung während der Vorbelastung nach den ersten 24 Stunden bis zum Versuchsbeginn (Vorbelastungsspannung)
- $\sigma_{N,PS}$  := Normalspannung während des Scherversuchs zur Bestimmung der maximalen Schubspannung  $\tau_{peak}$  (Prüfspannung)

Tabelle 6.5: Durchgeführte Versuche im RIST

Abschnitt	Versuch	$\sigma_{N,24h}$	$\sigma_{N,VS}, \sigma_{N,PS}$	ZFSV
6.3.2.2	A	0 kPa	Variation von $\sigma_{N,VS} = \sigma_{N,PS}$	ZFSV_TM, ZFSV_SE
6.3.2.3	B	0 kPa	Variation von $\sigma_{N,VS} \neq \sigma_{N,PS}$	ZFSV_TM
6.3.2.4	C	> 0 kPa	Variation von $\sigma_{N,VS} = \sigma_{N,PS}$	ZFSV_TM

#### 6.3.2.2. Versuch A

Bei den Versuchen wurde in den ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung der Probenstempel fixiert. Danach wurde die Probe bis zum Prüftag (ca. 28 Tage nach der ZFSV-Herstellung) und während des Versuchs mit derselben Normalspannung  $\sigma_{N,VS} = \sigma_{N,PS}$  belastet. In den Abbildungen 6.30 und 6.31 sind die Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_{N,VS} = \sigma_{N,PS}$  für den ZFSV\_SE und ZFSV\_TM dargestellt. Zum Vergleich wurden jeweils die Ergebnisse der CRP-Versuche im Re-SIST mit derselben ZFSV-Rezeptur und dem gleichen Probenalter abgebildet.

Man erkennt in den Abbildungen 6.30b und 6.31b, dass sich die Ergebnisse der normalspannungsabhängigen residualen Schubspannungen des ZFSV\_TM und ZFSV\_SE nur kaum unterscheiden und auch im Vergleich zum Re-SIST, die mit dem RIST ermittelten Werte unwesentlich geringer ausfallen. Vergleicht man die maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  in den Abbildungen 6.30a und 6.31a, so weisen die Werte des RIST deutlich geringere Werte auf, als die mit dem Re-SIST ermittelten Spannungen. Grund dafür kann die Normalspannung während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung sein. Im Re-SIST erzeugt das Eigengewicht des Frisch-ZFSV eine Normalspannung an der Kontaktfläche, wohingegen die Normalspannung im RIST in den ersten

24 Stunden durch die Fixierung des Stempels unterdrückt wurde. Dies wird mit dem Versuch C in Abschnitt 6.3.2.4 genauer untersucht.

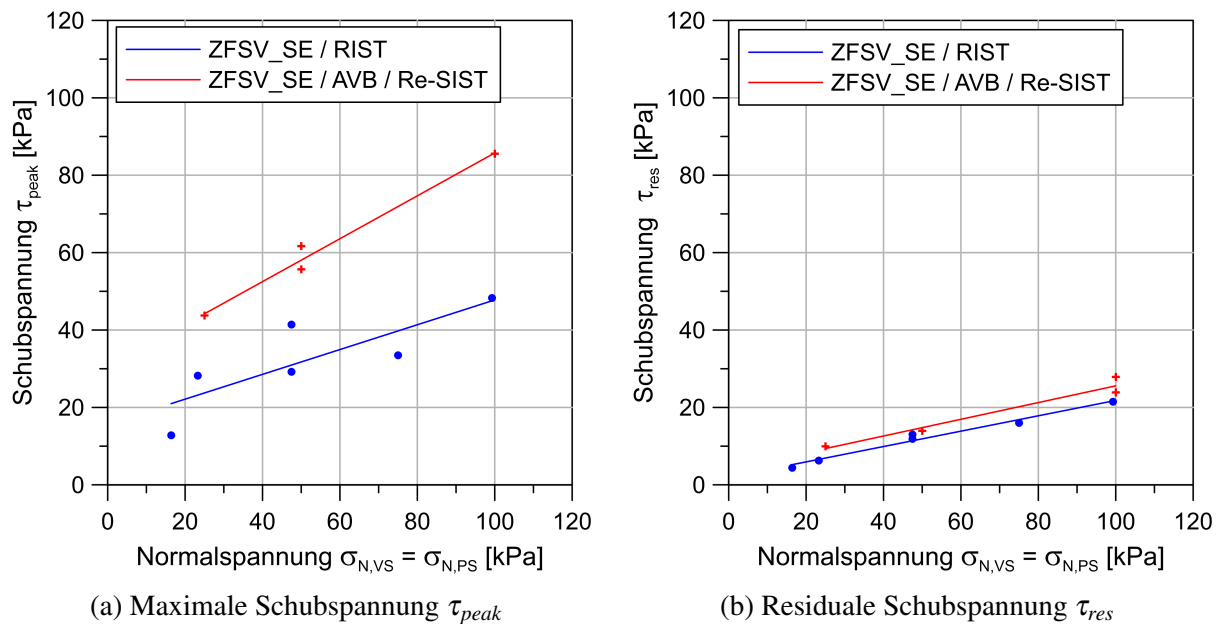


Abbildung 6.30: Im Re-SIST und RIST gemessene Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  mit einem Probenalter des ZFSV\_SE von ca. 28 Tagen

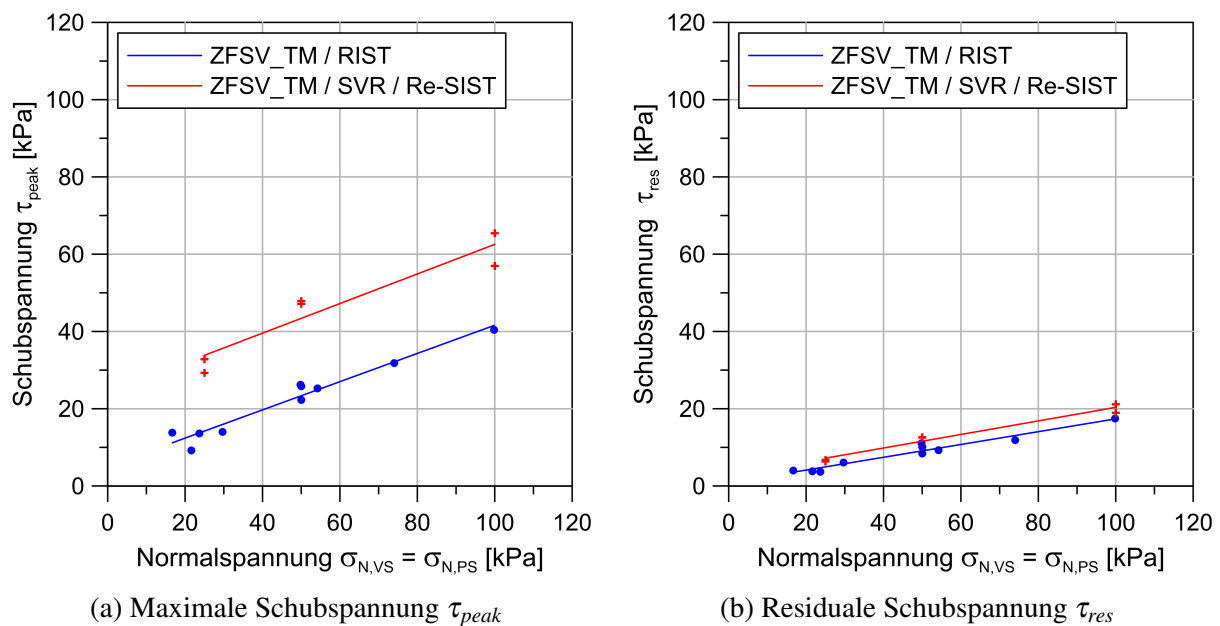


Abbildung 6.31: Im Re-SIST und RIST gemessene Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  mit einem Probenalter des ZFSV\_TM von ca. 28 Tagen



## 6.3.2.3. Versuch B

Wie bei Versuch A wurde in den ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung der Stempel fixiert, danach wurde die Probe mit einer definierten Normalspannung  $\sigma_{N,VS}$  beaufschlagt, die sich von der Normalspannung während des Versuchs  $\sigma_{N,PS}$  zur Ermittlung der maximalen Schubspannung  $\tau_{peak}$  unterschied. Im RIST wurde der ZFSV\_TM mit einem Probenalter von ca. 28 Tagen untersucht und die Ergebnisse in Abbildung 6.32 dargestellt. Zum Vergleich wurden die Ergebnisse eingezeichnet, bei denen die Vorbelastungsspannung  $\sigma_{N,VS}$  und Prüfspannung  $\sigma_{N,PS}$  gleich waren.

Man erkennt in den Abbildungen 6.32a und 6.32b, dass die Normalspannungsänderung ab einem ZFSV-Alter von mindestens 24 Stunden keinen Einfluss auf die maximalen und residualen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  bzw.  $\tau_{res}$  haben. Die Normalspannung  $\sigma_N$  zum Zeitpunkt der maximalen Schubspannung  $\tau_{peak}$  ist entscheidend.

Daraus kann gefolgert werden, dass bei gleichzeitiger Rohrdehnung in axialer und radialer Richtung, die aus radialen Verformungen resultierende Normalspannung an der Kontaktfläche berechnet werden muss. Mit der berechneten Normalspannung können aus den versuchstechnisch ermittelten Normalspannungs-Schubspannungs-Beziehungen die Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  entnommen werden.

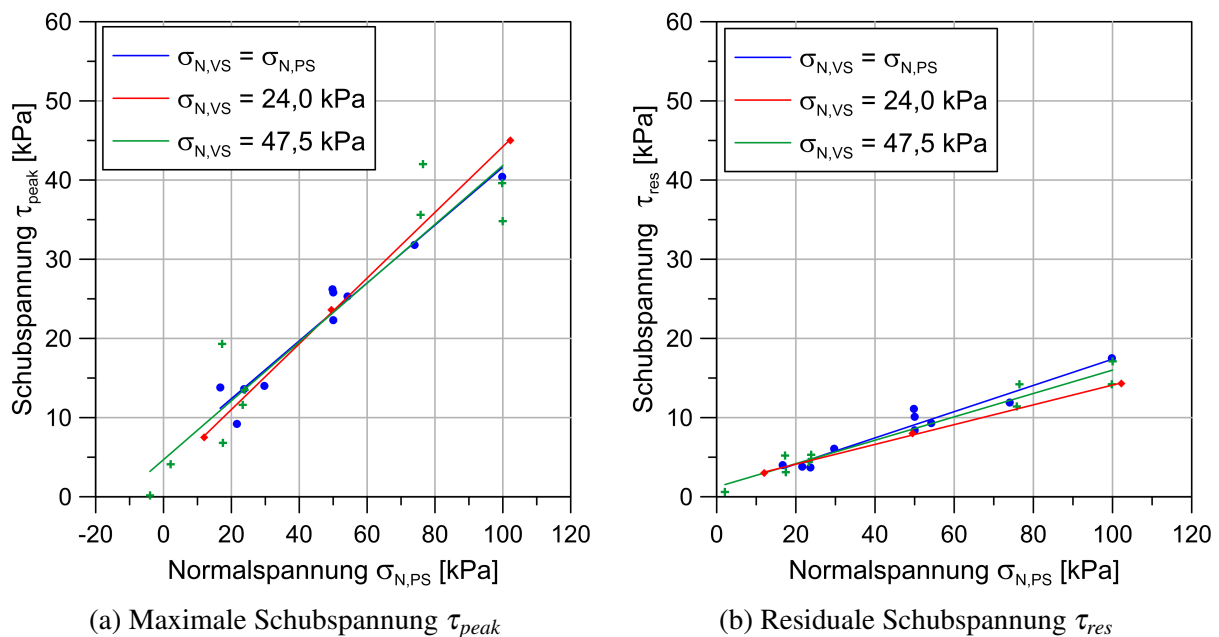


Abbildung 6.32: Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei gleicher Normalspannung bei der Vorbelastung und während des Versuchs (blauer Graph) im Vergleich zu Schubspannungen bei einer Normalspannung von  $\sigma_{N,VS} = 24,0$  kPa und  $\sigma_{N,VS} = 47,5$  kPa während der Vorbelastung und anderer Normalspannung während des Versuchs (roter und grüner Graph)

## 6.3.2.4. Versuch C

Wie beim Versuch A in Abschnitt 6.3.2.2 beschrieben wurde, können die dort dargestellten unterschiedlichen Ergebnisse des Re-SIST und RIST aus dem Normalspannungsunterschied in den ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung resultieren. Wird eine richtungsunabhängige hydrostatische Druckverteilung im ZFSV im flüssigen Zustand angenommen und eine Suspensionsdichte des ZFSV\_TM von  $\rho_{ZFSV\_TM} = 1,62 \text{ g/cm}^3$ , ergibt das eine mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche im Re-SIST von 3,24 kPa. Im RIST wurde während der ersten 24 Stunden nach dem Mischbeginn der Laststempel fixiert und somit beträgt die Normalspannung an der Kontaktfläche während der ersten 24 Stunden ca.  $\sigma_N \approx 0 \text{ kPa}$ .

Beim Versuch C wurde die Normalspannung  $\sigma_{N,24h}$  während der ersten 24 Stunden nach Mischbeginn variiert und anschließend eine Normalspannung aufgebracht, die bis zum Versuch, mit Ausnahme des Umbaus der Zelle aus der Linearführung in das Prüfgerät, aufrechterhalten wurde. Die Normalspannung  $\sigma_{N,24h}$  wurde eine Stunde nach Mischbeginn aufgebracht und bis 24 Stunden nach Mischbeginn gehalten.

In Abbildung 6.33a erkennt man einen deutlichen Unterschied zwischen den Schubspannungen, bei denen die Probe in den ersten 24 Stunden fixiert wurde und die in diesem Zeitraum belastet wurden. Ein Unterschied bei den ermittelten Schubspannungen zwischen einer Normalspannung von  $\sigma_{N,24h} = 3,3 \text{ kPa}$  und  $\sigma_{N,24h} = 13,3 \text{ kPa}$  kann nicht festgestellt werden und die Werte stimmen mit den Ergebnissen aus dem Re-SIST überein. Daraus kann gefolgert werden, dass bei den Versuchen im RIST mit fixiertem Stempel, der ZFSV in den ersten 24 Stunden schrumpft und der Verbund zum HDPE beschädigt wird oder es eine Mindestnormalspannung benötigt, um einen

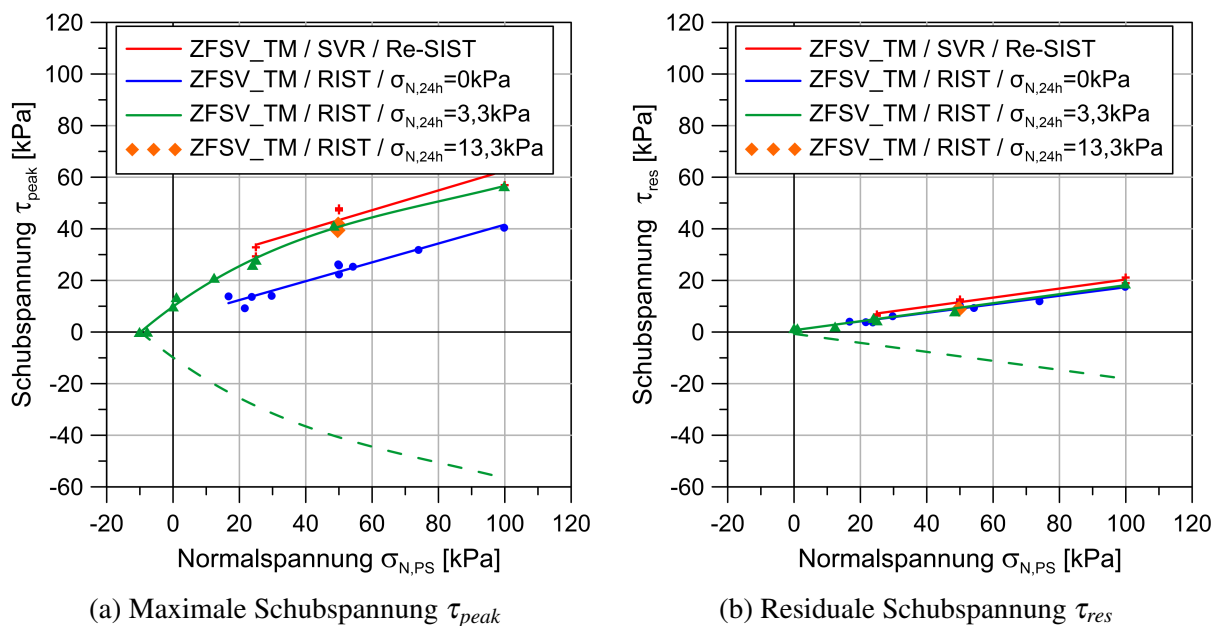


Abbildung 6.33: Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung im Re-SIST und RIST bei unterschiedlichen Normalspannungen während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung

vollständigen Verbund zu gewährleisten. Dies muss auch bei den in ZFSV verlegten Rohren beachtet werden, bei denen auf Grund des Auftriebs der Rohre im fließfähigen ZFSV, der Rohrgraben nicht auf einmal verfüllt wird, sondern in mehreren über die Rohrhöhe verteilte Lagen. Dabei könnte das Schrumpfverhalten des ZFSV oder die geringe Normalspannung im fließfähigen bzw. frischen Zustand zu geringeren mobilisierbaren Kontaktschubspannungen führen.

Wie in Abbildung 6.33b zu erkennen ist, hat die Normalspannung während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung keinen Einfluss auf die residuale Schubspannung  $\tau_{res}$ .

Aus Abbildung 6.33a kann für die RIST mit der Normalspannung von  $\sigma_{N,24h} = 3,3 \text{ kPa}$  in den ersten 24 Stunden die tangentielle und normale Adhäsion nach *Thewes* [129] ausgewertet werden (siehe Abschnitt 2.2). Die normale Adhäsion beträgt  $a_n = -9,0 \text{ kPa}$  und die tangentielle Adhäsion  $a_t = 11,7 \text{ kPa}$ . Somit kann aus diesen Versuche für die Kontaktfläche ZFSV\_SE zu HDPE gefolgert werden, dass die normale und tangentielle Adhäsion, im Rahmen der Messgenauigkeit, betragsmäßig gleich sind.

### 6.3.3. Schubspannung in Abhängigkeit der Normalspannung bei der Kontaktfläche HDPE - Sand SE

Wird mit dem RIST der Kontaktwiderstand zwischen dem Sand SE und HDPE untersucht, wird anstelle einer ringförmigen Probe und einem ringförmigen Stempel eine zylinderförmige Probe und eine Kreisscheibe als Stempel verwendet. Grund dafür ist, dass sich der Sand während des Schervorgangs zwischen den HDPE-Ring und den inneren Zylinder bzw. die äußere Probenzelle drückt und dadurch die Reibung erhöht. Außerdem kommt es aufgrund der Dilatanz des Sandes während der Rotation zu einer Gewölbewirkung zwischen dem inneren Zylinder und der äußeren Zellwand, wodurch der Rotationswiderstand verfälscht wird. Verwendet man eine zylinderförmige Probe ohne inneren Edelstahlzylinder in der Probenzelle, so kann sich kein Gewölbe mehr ausbilden. Zusätzlich wird der Kontaktbereich zwischen Zelle und HDPE-Ring verkleinert, in den sich der Sand während des Versuchs drücken und somit das Ergebnis verfälschen kann.

Abweichend zur für ZFSV beschriebenen Versuchsdurchführung wurde die Untersuchung als Mehrstufenversuch durchgeführt. Es wurden mehrere Normalspannungsstufen angesetzt und bei jeder Stufe die Probe solange mit einer Rotationsgeschwindigkeit von  $\omega = 0,001^\circ/\text{s}$  rotiert bis ein maximales Widerstandsmoment vorhanden war. Dies trat bei sehr geringen Drehwinkeln auf. Die Probe wurde dadurch noch nicht maßgeblich gestört und es konnte der maximale Rotationswiderstand in Abhängigkeit mehrerer Normalspannungen untersucht werden. Anschließend wurde die Drehgeschwindigkeit auf  $\omega = 0,125^\circ/\text{s}$  erhöht und die Normalspannung mit einer konstanten Geschwindigkeit reduziert. Die Geschwindigkeit der Normalspannungsabnahme und Rotation wurden so gewählt, dass aus dem Versuchsergebnis ein minimaler Residualwert  $M_{res}(\sigma_N)$  in Abhängigkeit der Normalspannung ermittelt werden kann. Die Schubspannung  $\tau$  wird nach Gleichung 6.3 mit  $r_i = 0 \text{ mm}$  berechnet.

Da die Ergebnisse für die Auswertung des Großversuchs mit der Sandbettung in Abschnitt 7.6 erforderlich sind, wurden die gleichen Einbaubedingungen gewählt. Der Sand SE wurde in den RIST mit einem Wassergehalt von  $w = 4,3\%$  und einer Dichte von  $\rho = 1,65 \text{ g/cm}^3$  eingebaut.

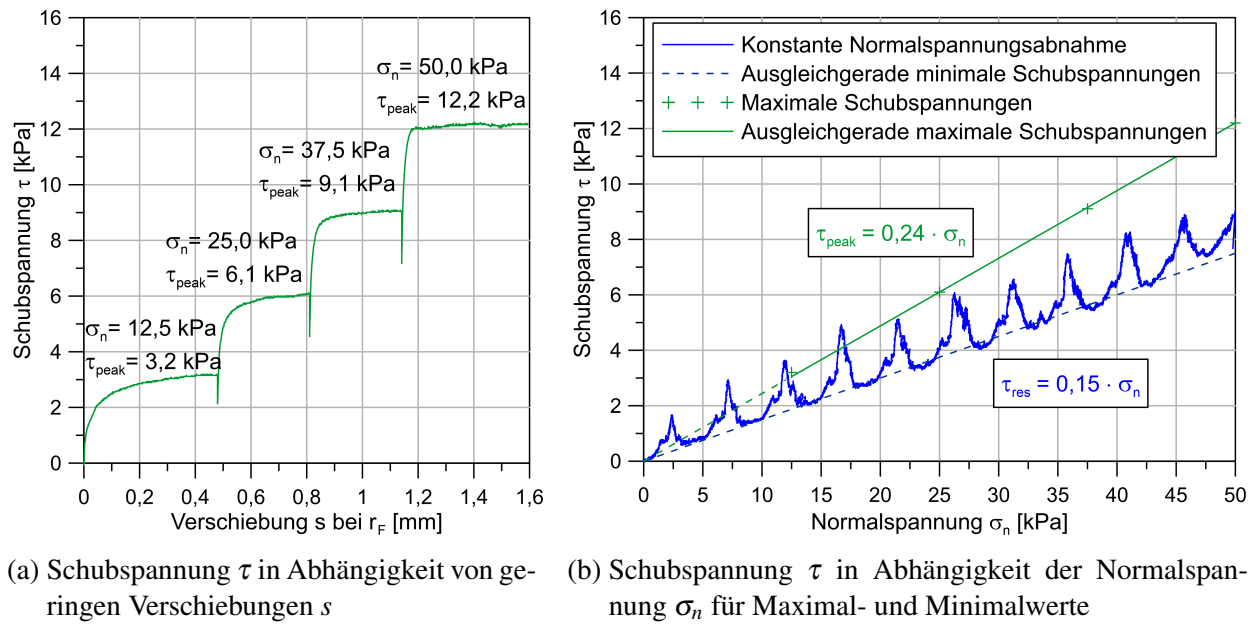
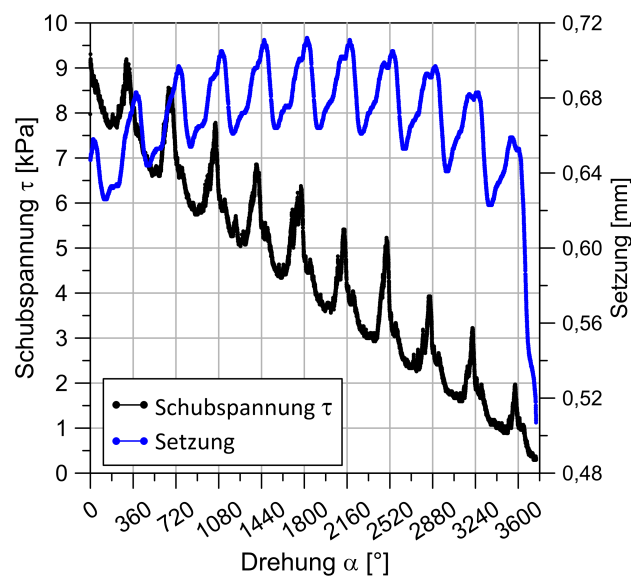


Abbildung 6.34: Schubspannung mit RIST bei der Kontaktfläche Sand SE - HDPE

In Abbildung 6.34a ist die Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Verschiebung  $s$  dargestellt, die aus dem Drehwinkel  $\alpha$  und dem Radius  $r_F$  berechnet wurde. In dem Diagramm sind die aufgebrauchten Normalspannungen  $\sigma_N$  und die dazugehörigen maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  dargestellt. Diese Werte wurden in Abbildung 6.34b in das Normalspannungs-Schubspannungs-Diagramm übertragen und eine Ausgleichsgerade (grüne Kurve) erstellt, die durch den Ursprung verläuft, was auf reine Gleitreibung schließen lässt. Daraus kann für die Kontaktfläche Sand SE zu HDPE der Zusammenhang zwischen der maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und der Normalspannung  $\sigma_N$  mit der Gleichung  $\tau_{peak} = 0,24 \cdot \sigma_N$  beschrieben werden. Die blaue Kurve in Abbildung 6.34b stellt den Schubspannungsverlauf bei einer Drehgeschwindigkeit von  $\omega = 0,125^\circ/s$

Abbildung 6.35: Setzungen und Schubspannungen  $\tau$  bei der Ermittlung der Residualwerte im RIST

und einer konstanten Normalspannungsabnahme  $\sigma_N$  dar, mit der die residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  ermittelt wurden. Es wurde eine Ausgleichsgerade mit den Minimalwerten der Kurve dargestellt, welche mit der Gleichung  $\tau_{res} = 0,15 \cdot \sigma_N$  beschrieben werden kann. Die Schwankungen der Schubspannungen zeigen den gleichen Verlauf wie die Setzungen der HDPE-Scheibe während des Versuchs zur Ermittlung der residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  und wiederholen sich alle  $360^\circ$  (siehe Abbildung 6.35). Es wird angenommen, dass dieses Verhalten aus Unebenheiten in der Kontaktfläche resultiert. Nehmen die Setzungen zu, wird lokal die Normalspannung erhöht und es handelt sich nicht mehr um Residualwerte. D.h. nur bei der Ausgleichsgerade, die die Kurve bei den Minimalwerten schneidet, handelt es sich um residuale Schubspannungen  $\tau_{res}$ , da hier durch die Abnahme der Setzungen die Normalspannung lokal und global reduziert wird.

Der Steigungsparameter der ermittelten Ausgleichsgeraden in Abbildung 6.34b entspricht dem Reibungskoeffizienten  $\mu$ . Aus dem Zusammenhang  $\mu = \tan \phi'_K$  kann der Kontaktreibungswinkel  $\phi'_K$  berechnet werden. Dieser beträgt für die maximale Schubspannung  $\phi'_{K,peak} = 13,5^\circ$  und für die residualen Schubspannungen  $\phi'_{K,res} = 8,5^\circ$ .

Nach dem von *O'Rourke et al.* [103] entwickelten Zusammenhang nach Gleichung 5.1 (Abschnitt 5.4) kann der Kontaktreibungswinkel aus der Shore-Härte  $D H_D$  und dem Reibungswinkel  $\phi'$  des Bodens abgeschätzt werden. Mit dem Reibungswinkel  $\phi' = 33^\circ$  des Sandes SE und  $H_D = 68,2$  ergibt sich nach diesem Ansatz ein Kontaktreibungswinkel von  $\phi'_K = 18,1^\circ$ . Die versuchstechnisch ermittelten Werte sind demnach deutlich geringer, als nach dem Ansatz von *O'Rourke et al.*

*Weidlich* hat in [140] die Ergebnisse von Untersuchungen zur Bestimmung des Kontaktreibungswinkels  $\phi'_K$  zwischen PE und Sand von verschiedenen Autoren zusammengestellt. Vergleicht man die hier ermittelten Kontaktreibungswinkel  $\phi'_K$  mit den dort aufgeführten Werten, so sind die hier ermittelten Kontaktreibungswinkel zwischen dem Sand SE und HDPE sehr gering. Nach [133] liegt die Shore Härte D von PE niederer bis hoher Dichte zwischen  $H_D = 40$  bis  $70$ . Der für den RIST verwendete HDPE mit einer Shore Härte D  $H_D = 68,2$  liegt an der oberen Grenze dieses Bereichs und nach dem Zusammenhang von *O'Rourke et al.* [103] kann demnach für den Sand SE ein Kontaktreibungswinkel  $\phi'_K$  an der unteren Grenze gefolgert werden.

Um die mit dem RIST ermittelten Werte zu bestätigen, wurden Rahmenscherversuche in Anlehnung an *DIN EN ISO 17892-10* [50] durchgeführt. Anstelle des unteren Rahmens wurde eine HDPE-Scheibe und im oberen Rahmen der Sand SE mit einem Wassergehalt von  $w = 4,3\%$  und einer Dichte von  $\rho = 1,65 \text{ g/cm}^3$  eingebaut. Die Probe wurde mit Normalspannungen zwischen  $12,5 \text{ kPa}$  und  $50 \text{ kPa}$  belastet, ein Scherspalt von  $0,15 \text{ mm}$  eingestellt und die Kontaktmaterialien mit einer Geschwindigkeit von  $0,5 \text{ mm/min}$  gegeneinander verschoben. In Abbildung 6.36 sind die mit dem RIST und Rahmenscherversuch (RSV) ermittelten maximalen und residualen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  aufgetragen. Man erkennt, dass die Ergebnisse des Rahmenscherversuchs geringfügig größer sind. Da der Scherweg beim Rahmenscherversuch versuchstechnisch auf  $12 \text{ mm}$  begrenzt war, wird angenommen, dass bei einer weiteren Verschiebung die normalspannungsabhängigen, residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  mit weiterer Verschiebung noch abnehmen würden. Aufgrund der geringen Differenzen der beiden Versuche, werden die Ergebnisse des RIST bestätigt und für die Auswertung des Großversuchs mit Sand SE als Bettungsmaterial im Abschnitt 7.6 herangezogen.

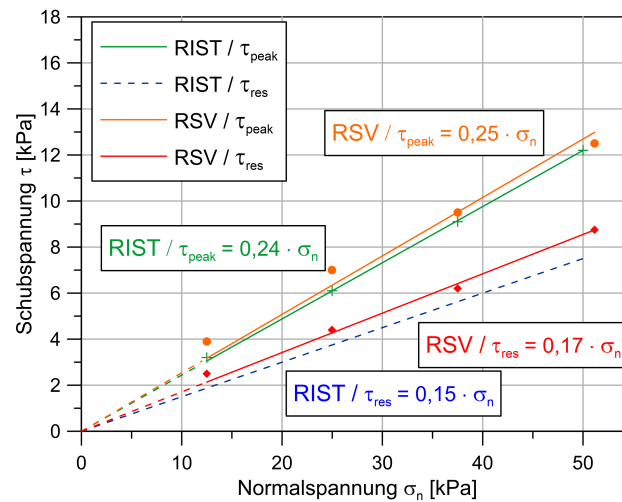


Abbildung 6.36: Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  mit dem Rahmenscherversuch (RSV) und RIST ermittelt

## 6.4. Zusammenfassung & Folgerung

Folgende Aufzählung gibt die wesentlichen Erkenntnisse der im Labor durchgeführten Kontaktflächenscherversuche mit den Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE wieder:

- Beim erstmaligen Verschieben bzw. Verdrehen der HDPE-Kontaktmaterialien treten nach einem geringen Verschiebeweg Adhäsionskräfte auf. Bei weiterer Verschiebung kommt es zur Entfestigung bis ein Residualwert erreicht wird.
- Maximale und residuale Schubspannung  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  sind von der Normalspannung  $\sigma_N$  abhängig.
- Ab einem Probenalter des ZFSV von ca. 28 Tagen ändern sich die maximalen und residualen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  kaum mehr.
- Die faseroptischen Dehnungsmessungen am Rohr im Re-SIST zeigen einen linearen Dehnungsverlauf. Daraus kann auf eine konstante Schubspannungsverteilung entlang des Rohres geschlossen werden. Die Stauchung des Rohres hatte bei den durchgeführten Versuchen keinen Einfluss auf den Schubspannungsverlauf. Aufgrund der konstanten Schubspannung an der Kontaktfläche kann diese mit folgender Formel berechnet werden:

$$\tau = F/A_K \quad (6.5)$$

mit

$\tau$	:= Schubspannung an der Kontaktfläche	[kN/m <sup>2</sup> ]
$F$	:= Durchschiebekraft	[kN]
$A_K$	:= Kontaktfläche HDPE - ZFSV	[m <sup>2</sup> ]

- Mittels faseroptischer Dehnungsmessungen im ZFSV konnte gezeigt werden, dass der ZFSV sich während des Schervorgangs verformt. Bis zum Erreichen der maximalen Durchschiebekraft sind die Verschiebungen des Rohres im Re-SIST<sup>+</sup> und die des ZFSV identisch. Dadurch kann gefolgert werden, dass solange Adhäsion wirkt, keine Relativverschiebungen zwischen dem ZFSV und dem Rohr auftreten. Rohrverschiebungen bis zum Erreichen der maximalen Adhäsionsspannungen resultieren aus den Verschiebungen und Verzerrungen des ZFSV.
- Um die Ergebnisse des RIST mit dem Re-SIST vergleichen zu können, muss auch die Normalspannung an der Kontaktfläche beachtet werden, solange sich der ZFSV im fließfähigen bzw. frischen Zustand befindet. Aus den Versuchen im RIST wurde gefolgert, dass das Schrumpfverhalten oder eine zu geringe Normalspannung während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung, die maximal mobilisierbare Schubspannung  $\tau_{peak}$  reduziert. Auf die Residualwerte  $\tau_{res}$  hatte dies keinen Einfluss.
- Daraus folgt, dass ein in ZFSV verlegtes Rohr, das z.B. aufgrund des Auftriebs nicht sofort überschüttet, sondern bei dem der ZFSV lagenweise eingebaut wird, die mobilisierbare Schubspannung  $\tau_{peak}$  reduziert werden muss. Der Wert  $\tau_{peak}$  kann mit dem RIST bestimmt werden (vgl. Abschnitt 6.3.2.4).
- Die normalspannungsabhängigen Schubspannungen im RIST und Re-SIST wiesen gleiche Ergebnisse auf, wenn im RIST eine Stunde nach dem Mischbeginn eine Normalspannung aufgebracht wurde, die mindestens so groß war, wie die aus Eigengewicht des ZFSV im Re-SIST an der Kontaktfläche wirkende Spannung. Bei den hier durchgeführten RIST war eine Normalspannung von  $\sigma_{N,24h} = 3,3 \text{ kPa}$  ausreichend, um die maximale Adhäsionsspannung zu aktivieren. Zur Vorbelastung konnten geringere Normalspannungen, ohne den Stempel zu fixieren, aus versuchstechnischen Gründen nicht aufgebracht werden.

Mit der Gleichung 6.5 können mit den im Re-SIST gemessenen Durchschiebekräften  $F$  aus den Abbildungen 6.6a und 6.6b die Schubspannungen  $\tau$  berechnet werden. Die Ergebnisse für die maximalen und residualen Werte sind in den Abbildungen 6.37a und 6.37b dargestellt und werden für die KWA1 benötigt. Es wurden die Ergebnisse der Re-SIST verwendet, da im Abschnitt 6.3.2.4 gezeigt wurde, dass die Ergebnisse der Re-SIST mit dem RIST übereinstimmen, wenn im RIST in den ersten 24 Stunden nach Mischbeginn eine Normalspannung von mindestens  $\sigma_{N,24h} = 3,3 \text{ kPa}$  aufgebracht wurde.

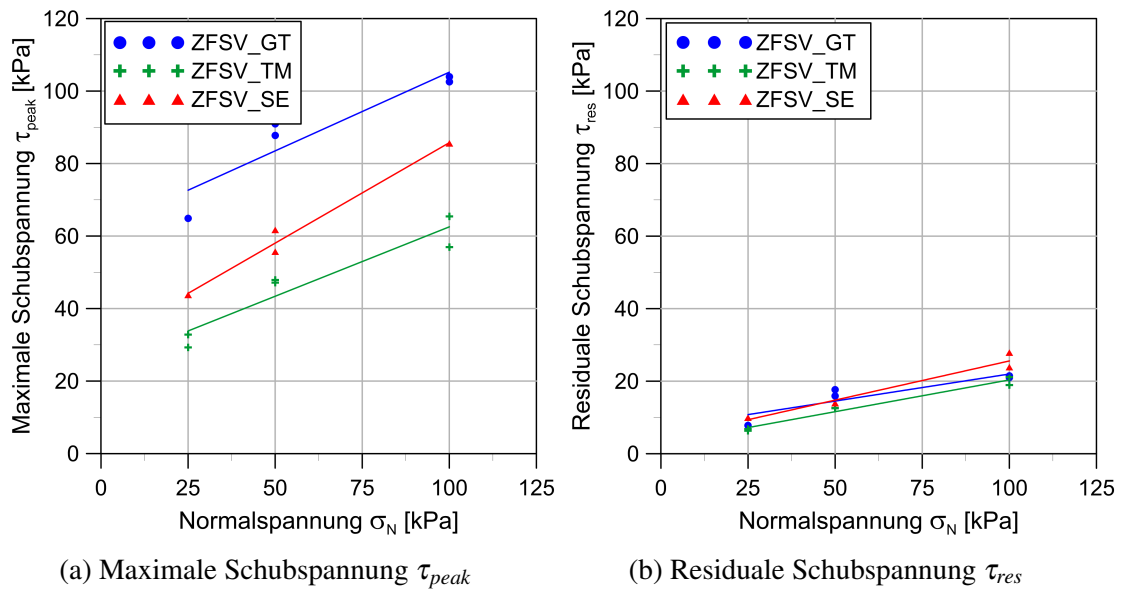


Abbildung 6.37: Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  der unterschiedlichen ZFSV-Bettungen (aus Re-SIST)

Aus den Ausgleichsgeraden in Abbildung 6.37 können für den dargestellten Spannungsbereich für die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  und für die residuale Schubspannung  $\tau_{res}$  folgende Funktionen in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  ermittelt werden.

$$\begin{aligned}
 \text{ZFSV\_GT:} \quad & \tau_{peak} = 0,434 \cdot \sigma_N + 61,79 & \tau_{res} &= 0,149 \cdot \sigma_N + 7,05 \\
 \text{ZFSV\_TM:} \quad & \tau_{peak} = 0,383 \cdot \sigma_N + 24,25 & \tau_{res} &= 0,175 \cdot \sigma_N + 2,82 \\
 \text{ZFSV\_SE:} \quad & \tau_{peak} = 0,554 \cdot \sigma_N + 30,33 & \tau_{res} &= 0,216 \cdot \sigma_N + 3,98
 \end{aligned}$$

Wie bereits im Abschnitt 6.1.2.3 beschrieben wurde, erkennt man bei den maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  einen deutlichen Ordinatenabschnitt, was typisch für Adhäsion ist. Bei den residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  sind diese sehr gering, was auf Gleitreibung schließen lässt.



## 7. Untersuchungen im Großversuchsstand

### 7.1. Allgemeines

Es wurden Großversuche im Maßstab 1:1 durchgeführt, bei denen ein Rohr mit einer HDPE-Ummantelung, einem Außendurchmesser von 622 mm und einer Bettungslänge von 6,36 m in einem Versuchskasten mit einer hydraulischen Presse durch den Sand SE oder ZFSV\_SE geschoben wurde. Mittels diverser Messtechnik wurden die benötigte Durchschiebekraft, Rohrverschiebungen sowie axiale und radiale Rohrdehnungen gemessen. Da das Rohr gleichmäßig temperiert und mit Innendruck beaufschlagt werden sollte, war ein komplexer Innenaufbau notwendig. Die Durchführung des Großversuchs wurde in folgende Phasen unterteilt:

1. Die Messglasfaser wird am Versuchsrohr befestigt.
2. Die Messtechnik wird kalibriert und Versuche an der „Luft“ werden durchgeführt.
3. Das Versuchsrohr und der Sand SE werden in den Versuchskasten eingebaut.
4. Das Rohr wird zyklisch durch den Sand SE geschoben, temperiert, mit Innendruck beaufschlagt und gleichzeitig das Kraft-Verschiebungs- sowie Dehnungsverhalten des gebetteten Rohres erfasst.
5. Der Sand SE wird ausgebaut und die äußere Hülle des Versuchsrohrs ausgetauscht, da die Ummantelung beim Versuch im Sand SE aufgeraut wurde.
6. Das neue Rohr wird in den Versuchskasten eingelegt und mit ZFSV\_SE verfüllt.
7. Das Rohr wird stufenweise temperiert, mit Innendruck beaufschlagt und zyklisch durch den ZFSV\_SE geschoben. Gleichzeitig wird, wie beim Versuch in der Sandbettung, das Kraft-Verschiebungs- sowie Dehnungsverhalten des Rohres gemessen.
8. Rückbau des Großversuchs.

### 7.2. Versuchsrohraufbau

Bei der äußeren Hülle des Versuchsrohrs handelt es sich um eine Gasisolierte Rohrleitung (GIL) mit einem HDPE-Mantel für die Erdverlegung. Das Rohr mit dem speziellen Innenaufbau zur Innendruckbeaufschlagung und gleichmäßiger Temperierung ist in Abbildung 7.1 und 7.2 dargestellt. Folgende Aufzählung beschreibt die Nummerierung in Abbildung 7.1:

1. Außenrohr aus Aluminium (EN AW 5083; Innendurchmesser  $D_{i,Alu} = 590$  mm, Außendurchmesser  $D_{a,Alu} = 610$  mm) mit HDPE-Ummantelung (Außendurchmesser  $D_{a,HDPE} = 622$  mm).
2. Mit Wasser gefüllter Zwischenraum, der mit Innendruck beaufschlagt werden kann.
3. Spiralförmig um das Innenrohr verlegte Wasserleitung zur gleichmäßigen Temperierung (siehe Abbildung 7.2).
4. Innenrohr aus Stahl (Innendurchmesser  $D_{i,Str} = 500$  mm, Außendurchmesser  $D_{a,Str} = 512$  mm).

5. Anschluss „unten“ zum Befüllen des Zwischenraums (Punkt 2) mit Wasser; Anschluss „oben“ zum Entlüften des Zwischenraums und zur Innendruckbeaufschlagung.
6. Anschluss am Temperiersystem.
7. Lasteinleitungsplatte mit Anschluss für die hydraulische Presse.

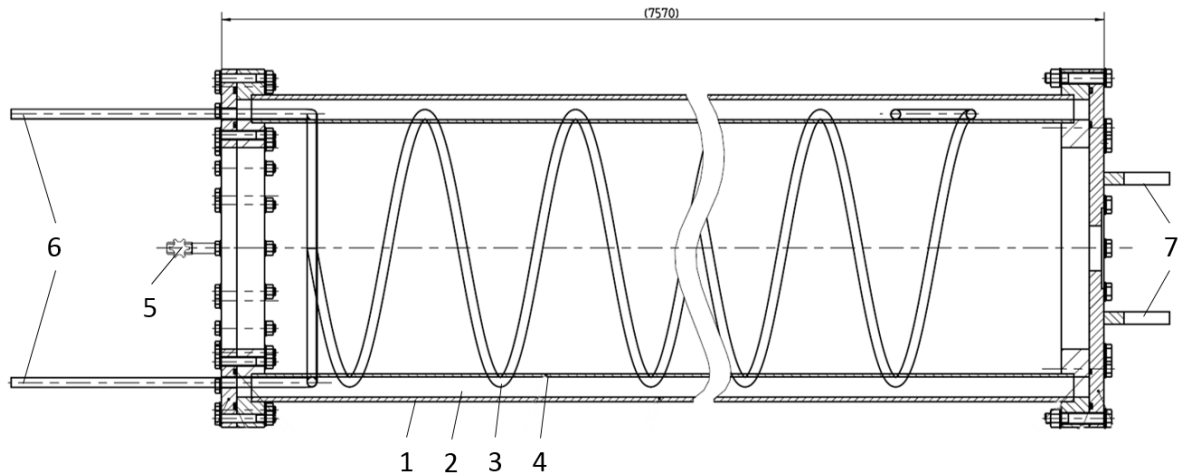


Abbildung 7.1: Plan Versuchsrohr mit Temperierleitung (Veröffentlichung mit Genehmigung von Siemens AG, Erlangen)



Abbildung 7.2: Bild des Innenrohrs mit spiralförmiger Temperierleitung und des Außenrohrs mit HDPE-Ummantelung

Die Temperierleitung wurde mittels Solarrohren DN20 (Edelstahlwellrohr mit 20 mm starker Dämmung) an das Temperiersystem Advanced NS-150-18-116 der Firma *Single Temperiersystem GmbH, Hochdorf* angeschlossen. Mit dem Temperiersystem kann das Wasser mit einer Heizleistung von 18 kW auf bis zu 150 °C erwärmt werden und über einen Kühlwasserzufluss auf die Temperatur des Kühlwassers abgekühlt werden. Der Innendruck im Rohr wurde mittels Druckluft erzeugt. Damit während der Temperierung oder Innendruckänderung keine Luft in das Rohr

oder kein Wasser in das Druckluftnetz des Gebäudes gedrückt wird, wurde eine Triaxialzelle als Ausgleichsbehälter zwischen dem Rohr und der Druckluftregelung geschaltet.

### 7.3. Aufbau des Versuchsstandes

Der Versuchskasten besteht aus einer Kombination aus Stahlträgern und Rahmenschalungen und wird mittels Gewindestangen ausgesteift. In dem Bereich, in dem das Versuchsrohr durch die Schalung tritt, wird anstelle der Rahmenschalung eine Holzkonstruktion aus Kanthölzern und Holzplatten mit einer Öffnung für das Rohr eingebaut. Zur zusätzlichen Aussteifung und damit die durch das Durchschieben des Rohres auftretenden Schubspannungen an der Kontaktfläche seitlich auf die Rahmenschalung abgetragen werden können, wurden Betonplatten auf der Höhe des Rohres mit einer Dicke von 14 cm eingebaut. Auch bei einem im Graben verlegten Rohr unter thermischer Last werden die Schubspannungen über die Grabenwände seitlich abgetragen.

Die Bestandteile sowie die Innenmaße des Versuchsstandes sind in den Abbildungen 7.5 und 7.6 dargestellt. In der Abbildung 7.6 wurde der Bereich mit einer stärkeren Linie umrandet, der mit Sand bzw. ZFSV verfüllt werden kann. Die Einbauhöhe des Sandes, des ZFSV sowie der Überfüllung werden im jeweiligen Abschnitt beschrieben. Abbildung 7.7 zeigt den Versuchsstand von innen vor dem Versuch mit ZFSV und Abbildung 7.8 zeigt die hydraulische Belastungseinrichtung, mit der das Rohr verschoben wird.



Abbildung 7.3: Großversuchsstand

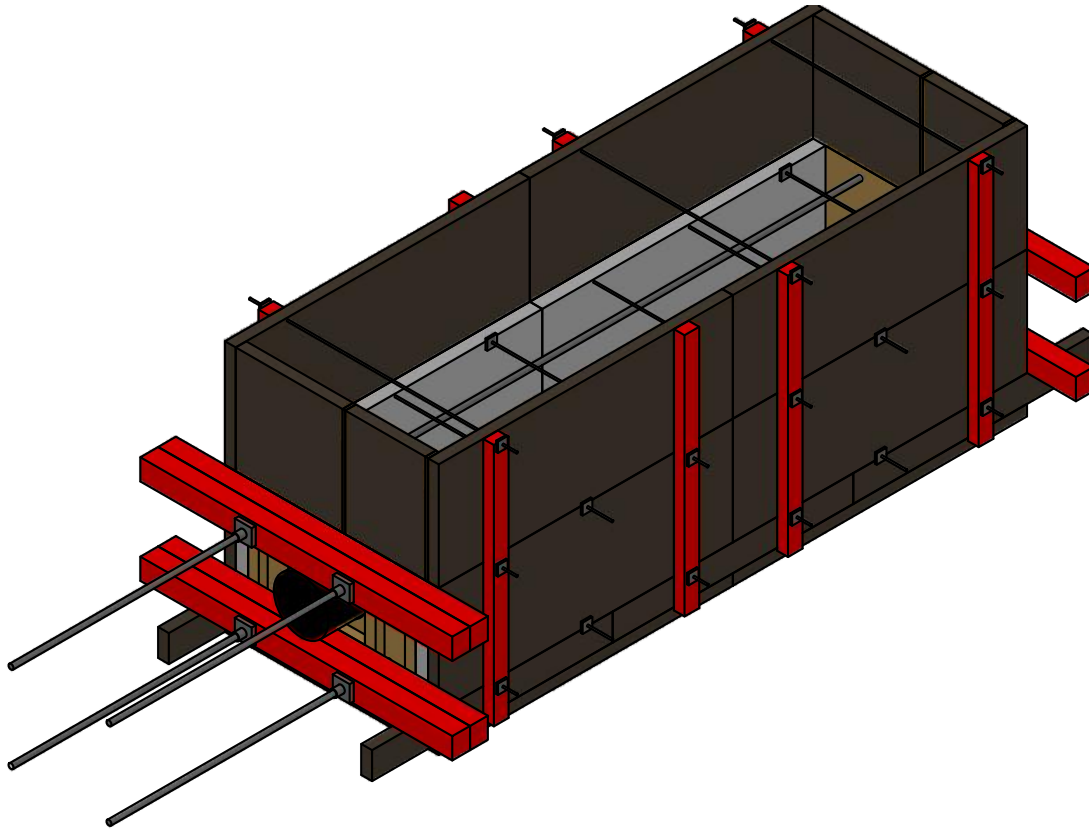


Abbildung 7.4: Versuchsstand, 3D-Ansicht

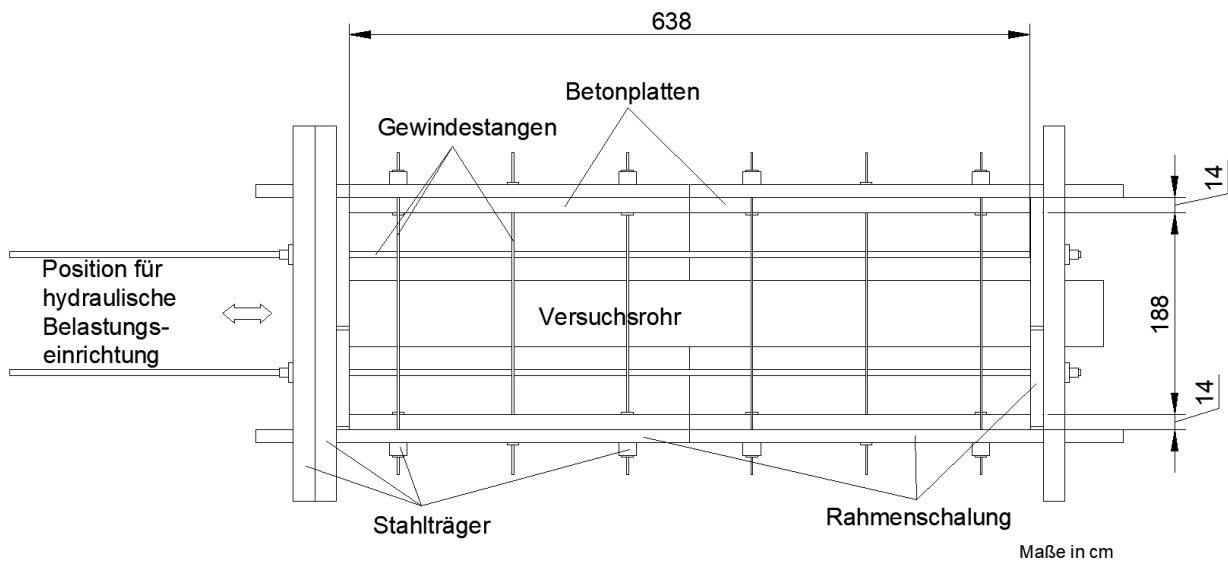


Abbildung 7.5: Versuchsstand, Grundriss

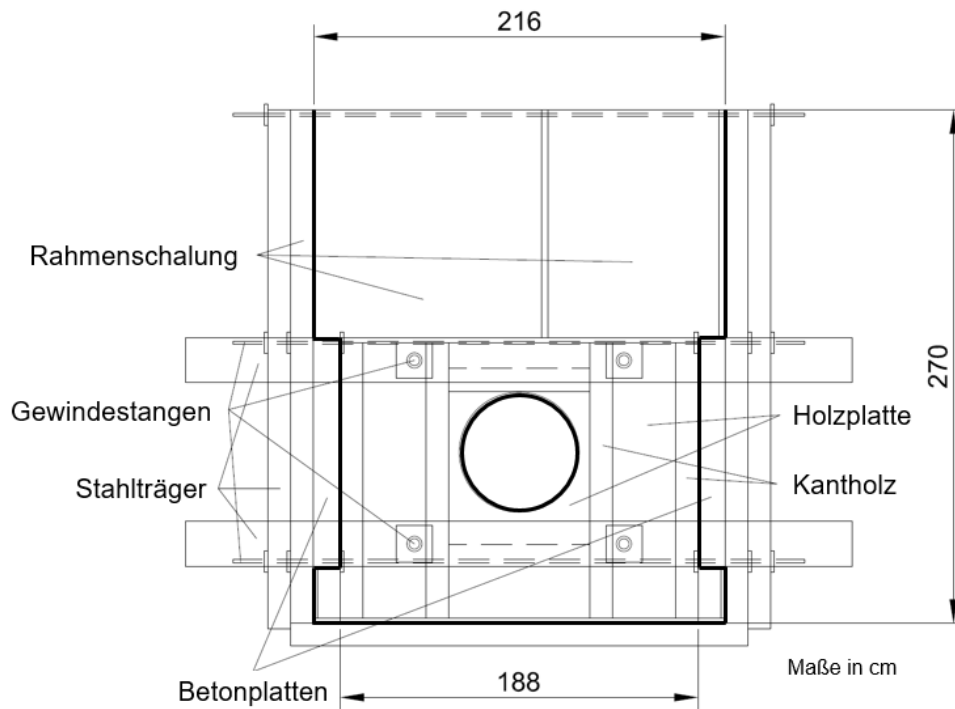


Abbildung 7.6: Versuchsstand, Vorderansicht



Abbildung 7.7: Versuchsstand vor ZFSV-Verfüllung, Ansicht innen



Abbildung 7.8: hydraulische Belastungseinrichtung

## 7.4. Messtechnik

### 7.4.1. Übersicht

Im Großversuchsstand wurde die in Tabelle 7.1 eingetragene Messtechnik eingebaut. Zur Messung der Rohrverschiebung wurde ein LVDT (Linear Variable Differential Transducer) und ein Seilzuggeber (SZG) verwendet. Das LVDT mit der höheren Genauigkeit und geringerem Messbereich wurde verwendet, wenn beim erstmaligen Anfahren oder nach Richtungsumkehr die Kraft-Verschiebungs-Beziehung bis zu einer Rohrverschiebung von maximal 32 mm genauer untersucht werden sollte. Für weitere bzw. größere Verschiebungen wurde der Seilzuggeber verwendet, der eine geringere aber ausreichende Genauigkeit aufweist. Mit dem Seilzuggeber konnte der gesamte Verschiebeweg des Rohres von ca. 350 mm aufgenommen werden. Zur Messung der axialen und radialen Rohrverformungen wurden faseroptische Dehnmesssensoren und zur Messung der Rohrtemperatur im HDPE-Mantel, faseroptische Temperaturmessfasern verwendet. Im Temperiersystem sind Temperaturmessfühler vorhanden, die die Vor- und Rücklauftemperatur messen, mit denen die Rohrtemperatur geregelt wurde.

Tabelle 7.1: Messtechnik im Großversuchsstand

Einsatzbereich	Sensor	Messeinheit
Axialkraft	Ringkraftaufnehmer	Kraft [kN]
Rohrverschiebung	LVDT	Weg [mm]
Rohrverschiebung	Seilzuggeber	Weg [mm]
Temperatur im Temperiersystem Vor-/Rücklauf	PT100	Temperatur [°C]
Temperatur des Rohrzwischenraums	PT100	Temperatur [°C]
Rohrtemperatur	Messglasfaser	Temperatur [°C]
Radiale und axiale Rohrdehnung	Messglasfaser	Dehnung [-]

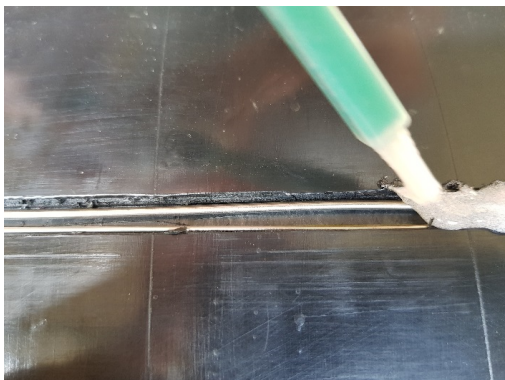
In den Abbildungen 7.9a bis 7.9d ist der Einbau der Sensorfasern dargestellt. Zur Befestigung der faseroptischen Temperatur- und Dehnmesssensoren wurde mit einer Oberfräse eine Nut mit einer Breite von 5,0mm und einer Tiefe von 2,5mm in den HDPE-Mantel des Versuchsrohrs einge-  
fräst. In die Nut wurden die Sensoren eingelegt und mit einem 2-Komponenten Spezialklebstoff auf Acrylbasis (Technicoll 9410-1 der Firma *Ruderer Klebetechnik GmbH, Zorneding*), nach händischem Vorspannen, verklebt. Nach dem Aushärten wurde der Überstand des Klebers mit einem Messer entfernt und die Oberfläche zusätzlich mit einem Klebeband geschützt.



(a) Einfräsen der Nut



(b) Einlegen der faseroptischen Sensoren



(c) Verkleben der Sensoren



(d) Fertig verlegte Faser

Abbildung 7.9: Befestigung der faseroptischen Sensoren im HDPE-Mantel des Versuchsrohrs

Der Verlauf der Fasern am Rohr ist in Abbildung 7.10 aufgeführt. Die Fasern verlaufen von den Rohrenden bis zur Rohrmitte parallel zur Rohrachse. Dort wird die Faser radial um das Rohr geführt, um die Umfangsänderungen messen zu können. Die radiale Messung erfolgt am halben

Umfang des Teilbereichs der Faser, der von der Biegung der Fasern von der axialen in die radiale Richtung abgewandt ist. Die Biegung von der axialen in die radiale Richtung sowie Faserdehnungen aus axiale Rohrverformungen könnten die radiale Messung verfälschen. Die aus der radialen Dehnung ermittelte Längenänderung am halben Umfang wird mit zwei multipliziert, um die Umfangsänderung des Rohres zu erhalten.

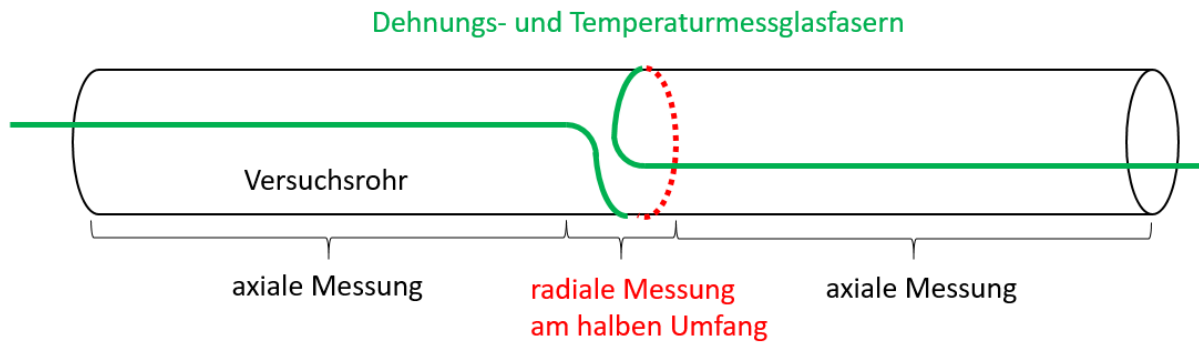


Abbildung 7.10: Position der Messglasfasern

Für die weiteren Berechnungen ist die Kenntnis über die genaue Position der Faser im HDPE-Mantel sowie der Durchmesser der einzelnen Rohrbestandteile wichtig. Diese können der Abbildung 7.11 entnommen werden.

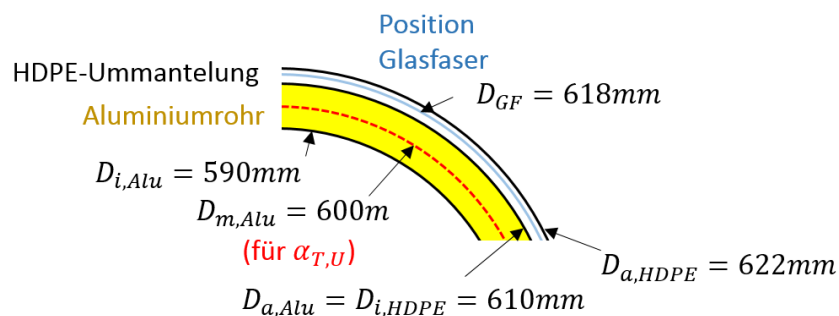


Abbildung 7.11: Durchmesser der Rohrbestandteile inkl. Position der Glasfaser bezogen auf die Rohrachse

## 7.5. Kalibrierung der faseroptischen Temperatursensoren & Vorversuche mit freier Rohrausdehnung

### 7.5.1. Kalibrierung der faseroptischen Temperaturmesssensoren

Zur Kalibrierung des faseroptischen Temperatursensors wurde das Versuchrohr für den Großversuch stufenweise mit dem Temperiersystem erwärmt und abgekühlt. Die gemessene Frequenzverschiebung  $\Delta f$  wurde mit den Temperaturen verglichen, die mit den Temperaturfühlern PT100 im Temperiersystem, sowie in Eintauchhülsen im mit Wasser gefüllten Zwischenraum des Rohres



gemessen wurden. Der Zusammenhang zwischen der Temperaturänderung  $\Delta T$  und der Frequenzverschiebung  $\Delta f$  wurde in Abschnitt 2.6 und mit der Gleichung 2.18 beschrieben.

In der Abbildung 7.12a ist auszugsweise die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  in Abhängigkeit der Faserposition  $x$  und der Rohrtemperatur  $\vartheta$  am Versuchsrohr für den Versuch in der ZFSV-Bettung dargestellt. Der ausgewertete Faserbereich liegt zwischen dem Rohrende und dem Bereich in dem die Faser radial um das Rohr verlegt wurde. Es wurde nur der Bereich der axialen Messung verwendet (vgl. Abbildung 7.10), da im radialen Messbereich durch die Biegung um das Rohr Reibungskräfte zwischen freier Faser und dem Edelstahlröhrchen auftreten können und somit Faserdehnungen nicht nur aus Temperaturänderung, sondern auch aus Rohrverformungen entstehen können. Zur Erstellung einer Kalibrierkurve wurde bei jedem Messzeitpunkt die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  im Messbereich gemittelt und in Abhängigkeit der Rohrtemperatur in Abbildung 7.12b aufgetragen.

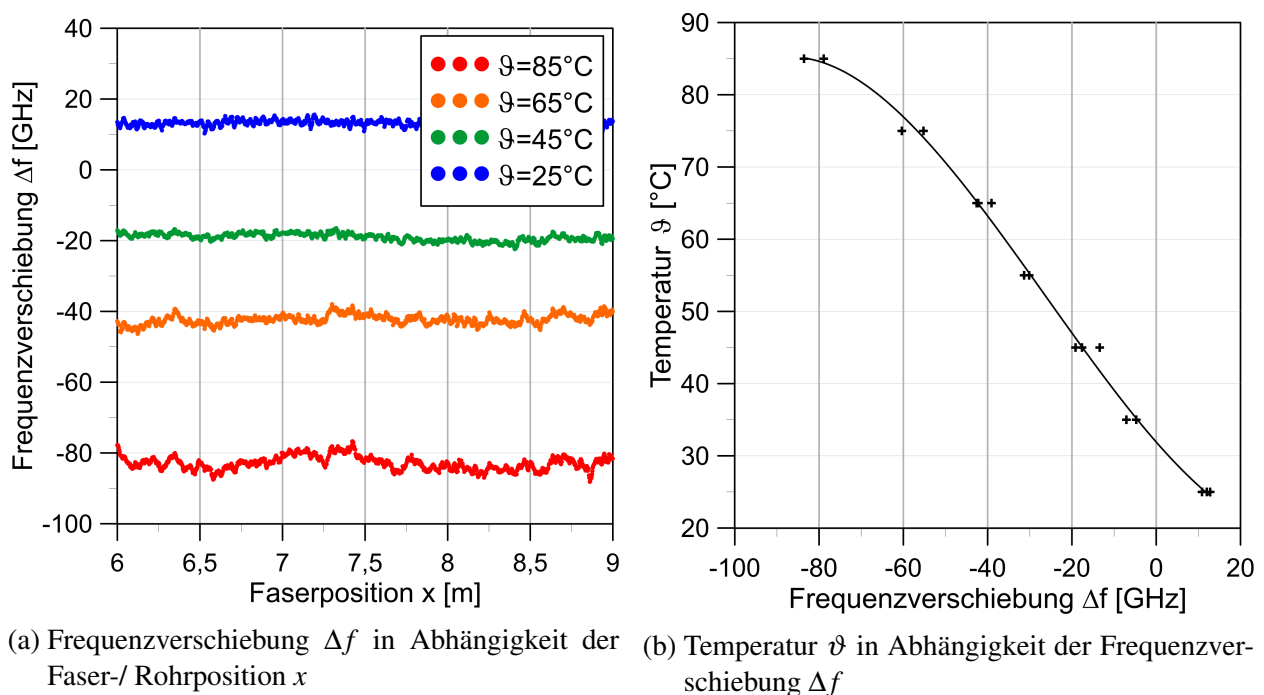


Abbildung 7.12: Kalibrierung der faseroptischen Temperatursensoren

Anhand der Ergebnisse in Abbildung 7.12a wurde folgende Kalibrierfunktion für das Rohr für den Versuch in ZFSV-Bettung ermittelt:

$$\vartheta(\Delta f) = 7 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta f^3 + 0,0058 \cdot \Delta f^2 - 0,6682 \cdot \Delta f + 31,912 \quad (7.1)$$

Das Frequenzmuster der Faser wurde bei  $\vartheta(\Delta f \approx 0) = 31,912^\circ\text{C}$  tariert. Für den Versuch in Sandbettung wurde analog dazu vorgegangen und die Kalibrierfunktion ermittelt.

## 7.5.2. Freie axiale Längenänderung

Bei den Vorversuchen mit freier Rohrausdehnung wurde das Rohr so gebettet, dass es sich nahezu frei ausdehnen konnte. Hierzu wurde das Rohr auf eine Sandbettung gelegt und zur zusätzlichen Reibungsminimierung eine Schaumstoffmatte doppellagig zwischen dem Rohr und dem Sand platziert (siehe Abbildung 7.13). Die temperaturbedingte axiale Verformung des Rohres wurde mit faseroptischen Dehnmesssensoren und mit LVDT-Wegmesssensoren gemessen. Die Ausgangslänge des Rohres bei einer Temperatur von ca. 25 °C betrug  $L_0 = 7,4\text{m}$ . In Tabelle 7.2 sind die axialen Längenänderungen des Rohres in Abhängigkeit der Rohrtemperatur aufgetragen. Aus der temperaturabhängigen Dehnung des Rohres kann auf einen axialen Temperaturausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{T,a}$  geschlossen werden. Die Längenänderung des Rohres  $\Delta l$  und der axiale Temperaturausdehnungskoeffizient  $\alpha_{T,a}$  sind in den Abbildungen 7.14a und 7.14b dargestellt.

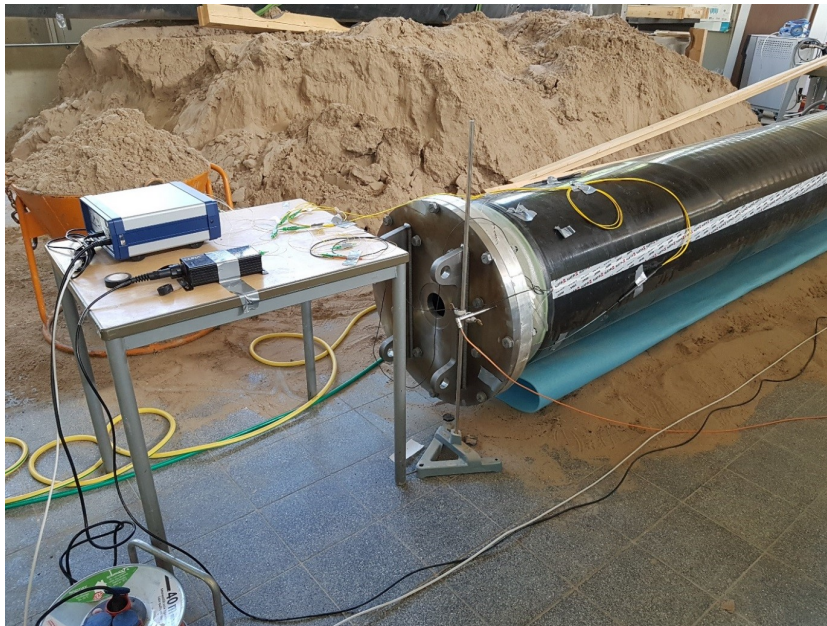
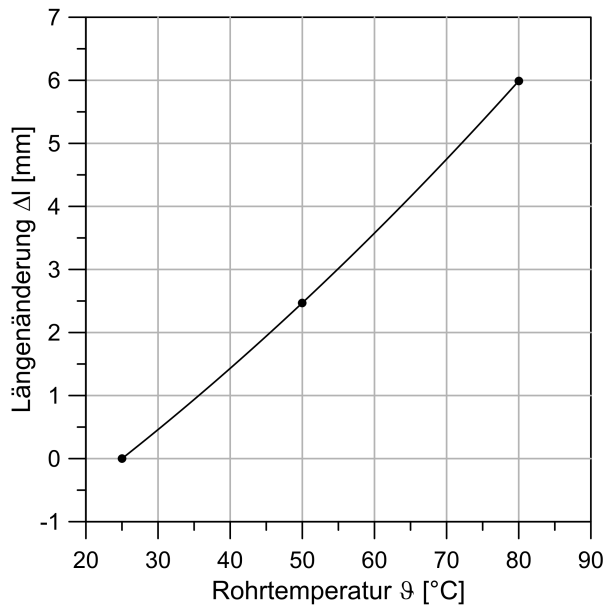


Abbildung 7.13: Messung der Rohrverformung mit freier Rohrausdehnung

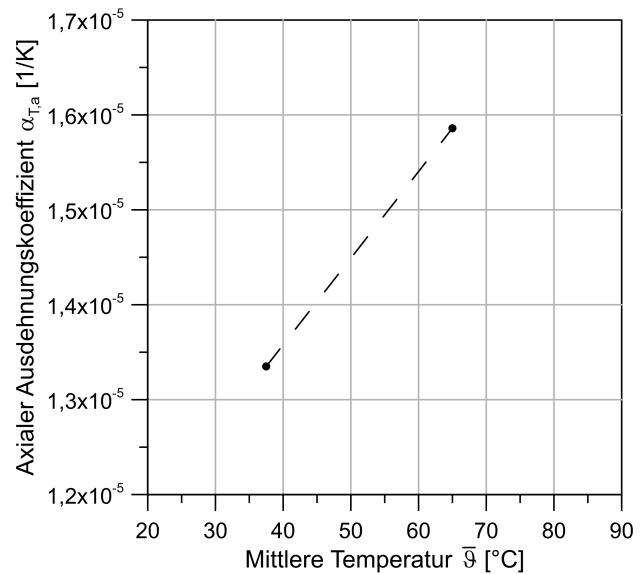
Tabelle 7.2: Axiale Längenänderung und axialer thermischer Ausdehnungskoeffizient des Rohres, ermittelt mit den LVDT-Wegmesssensoren

Rohrtemperatur	Längenänderung bezogen auf $\vartheta = 25\text{ °C}$	Längenänderung zwischen Temperaturschritten	Temperaturänderung	Mittlere Temperatur	Axialer Ausdehnungskoeffizient
$\vartheta\text{ [°C]}$	$\Delta l\text{ [mm]}$	$\Delta T$ $\Delta l\text{ [mm]}$	$\Delta T\text{ [K]}$	$\bar{\vartheta}\text{ [°C]}$	$\alpha_{T,a}\text{ [1/K]}$
25	0,00	}	25	37,5	$1,335 \cdot 10^{-5}$
50	2,47				
80	5,99				

**Mittelwert:**  $1,461 \cdot 10^{-5}$



(a) Längenänderung  $\Delta l$  des Rohres in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  bezogen auf die Rohrtemperatur  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$



(b) Axialer Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{T,a}$  in Abhängigkeit der mittleren Rohrtemperatur  $\bar{\vartheta}$

Abbildung 7.14: Längenänderung (a) und Ausdehnungskoeffizient (b) aus den mit LVDTs gemessenen Verschiebungen beim Vorversuch mit freier Rohrausdehnung

Für die weiteren Berechnungen wird der aus Tabelle 7.2 gemittelte Temperatureausdehnungskoeffizient von  $\alpha_{T,a} = 1,461 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$  verwendet. Da das Innenrohr aus Stahl und das äußere Rohr aus Aluminium ist (vgl. Abschnitt 7.2), liegt der ermittelte Ausdehnungskoeffizient zwischen den Temperatureausdehnungskoeffizienten von Aluminium von  $\alpha_{T,Alu} = 2,42 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$  und Stahl  $\alpha_{T,Stahl} = 1,2 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$  [70], [116].

Die Ergebnisse der faseroptischen Dehnungsmessungen werden mit den Ergebnissen aus den Verschiebungsmessungen mit den LVDT-Wegmesssensoren verglichen, um die Funktion und die Ermittlung der Dehnung aus der Frequenzverschiebung  $\Delta f$  mit Berücksichtigung der Temperaturkompensation aus Abschnitt 3 mit den Gleichungen 3.3 und 3.4 zu überprüfen und zu bestätigen. In der Abbildung 7.15 ist die aus den Frequenzverschiebungen ermittelte Dehnung der gesamten am Rohr befestigten Faser bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 50^\circ\text{C}$  und einem relativen Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$  dargestellt. Das Frequenzmuster wurde bei einer Temperatur von  $\vartheta = 23^\circ\text{C}$  und einem Innendruck von  $p_i = 0 \text{ bar}$  variiert.

Zur Ermittlung der axialen Längenänderung des Rohres wurden die Dehnungen über den axialen Messbereich der faseroptischen Dehnungssensoren gemittelt (vgl. Abbildung 7.15) und mit der Rohrlänge  $L_0$  multipliziert. In Abbildung 7.16 sind die Ergebnisse der PI-D-Faser, der NBG-D-Faser und der LVDT-Wegmesssensoren dargestellt.

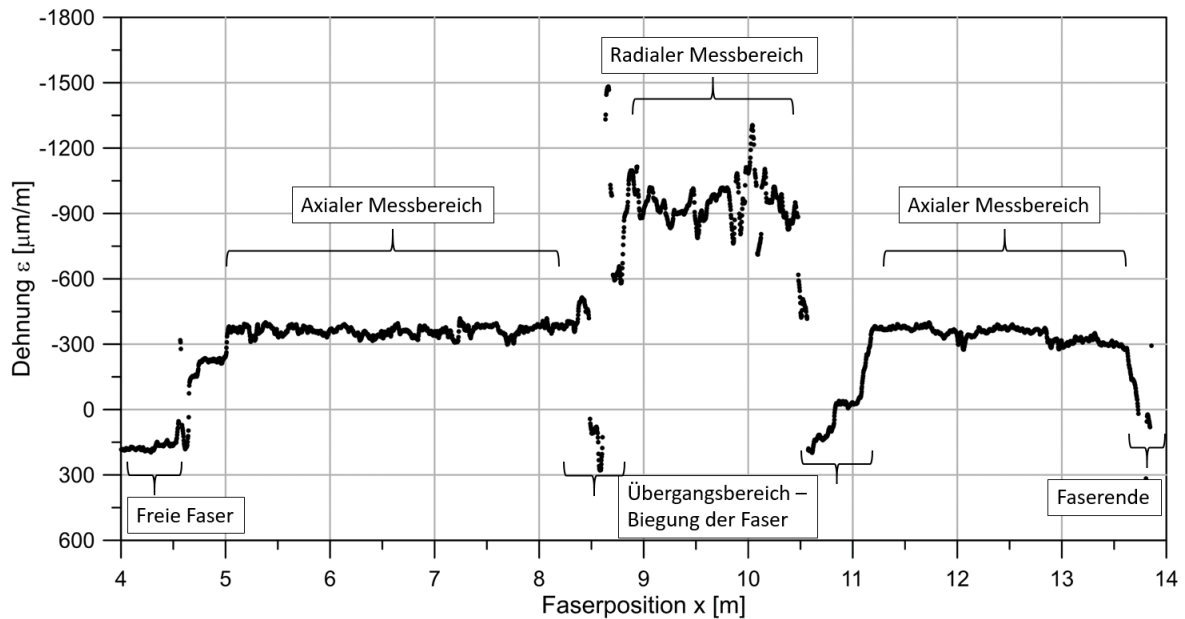


Abbildung 7.15: Rohrdehnung  $\varepsilon$  in Abhängigkeit der Faserposition  $x$  der PI-D-Faser bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$  und einem Innendruck von  $p_i = 7\text{ bar}$

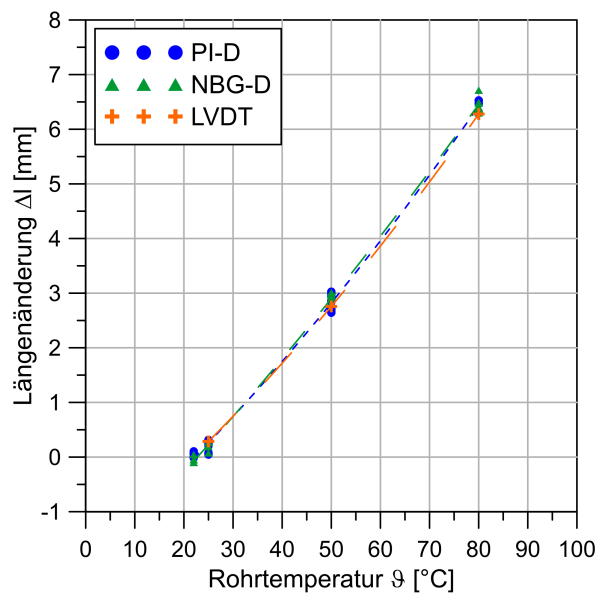


Abbildung 7.16: Längenänderung  $\Delta l$  des Versuchsrohres in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  ermittelt aus der PI-D-Faser, der NBG-D-Faser und den LVDT-Wegmesssensoren

Man erkennt in Abbildung 7.16, dass die aus den unterschiedlichen Sensoren ermittelten Längenänderungen  $\Delta l$  gut übereinstimmen. Bei den faseroptischen Dehnungsmessungen wurden mehrere Be- und Entlastungsschleifen gefahren und nachgewiesen, dass die Ergebnisse wiederholbar sind und in diesem Dehnungsbereich keine plastischen Verformungen in der Faser und im Klebebereich auftreten, durch die die Ergebnisse verfälscht werden.

### 7.5.3. Freie radiale Längenänderung

Wie bereits in Abschnitt 7.4.1 mit der Abbildung 7.10 beschrieben wurde, wird die radiale Verformung am halben Umfang gemessen, der von der Faserbiegung und dem axialen Messbereich abgewandt ist. Zur Ermittlung der gesamten Umfangsänderung  $\Delta U$  wird der über die Dehnung  $\varepsilon$  integrierte Wert über die halbe Umfangslänge mit zwei multipliziert (siehe Gleichung 7.2). Die faseroptischen Sensoren wurden im HDPE-Mantel verlegt und somit ist der Radius von der Rohrachse zur Glasfaserposition geringer als der Außendurchmesser des Rohres. Dies wird in der Auswertung berücksichtigt und mit verschiedenen Indizes gekennzeichnet ( $\Delta U_{GF} :=$  Umfangsänderung an der Position Mitte Glasfaser; siehe Abbildung 7.11).

$$\Delta U_{GF} = 2 \cdot \int_{x=0}^{U_{GF}/2} \varepsilon \cdot dx \quad (7.2)$$

In der Abbildung 7.17 ist die Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  der faseroptischen Dehnmesssensoren PI-D und NBG-D in Abhängigkeit der Temperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar dargestellt. Die Werte beziehen sich auf eine Rohrtemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  ohne Innendruck.

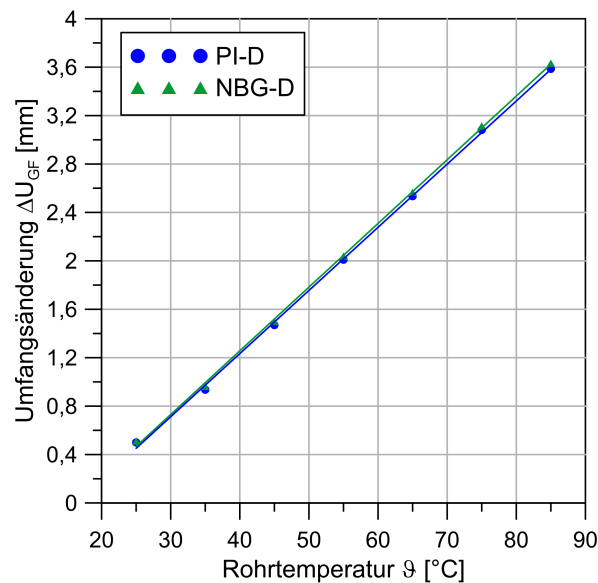


Abbildung 7.17: Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  des Rohres in Abhängigkeit der Temperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar bezogen auf eine Ausgangstemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  ohne Innendruck

Die Umfangsänderung von  $\Delta U_{GF} \approx 0,5\text{mm}$  bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  resultiert aus dem Innendruck. Mit folgender Gleichung 7.3 für dünnwandige Rohre ohne Dehnungsbehinderung kann die radiale Aufweitung  $w_{ID}$  durch den Innendruck überprüft werden [145]:

$$w_{ID} = \frac{d_m}{4 \cdot E} \cdot \left[ \frac{d_m}{t} - \frac{\nu_R}{2} \cdot \left( \frac{d_m}{t} - 2 \right) \right] \cdot p_i \quad (7.3)$$

mit

$w_{ID}$	:= Radiale Aufweitung infolge des Innendrucks	[m]
$E$	:= E-Modul des Rohres	[kPa]
$d_m$	:= mittlerer Rohrdurchmesser	[m]
$t$	:= Rohrwandstärke	[m]
$\nu_R$	:= Querdehnungszahl des Rohres	[-]
$p_i$	:= Innendruck	[kPa]

Für die radialen Verformungen sind die Parameter des äußeren Aluminiumrohres maßgebend. Für den E-Modul wird  $E = 70 \cdot 10^6\text{kPa}$  und als Querdehnzahl  $\nu_R = 0,33$  angesetzt [70], [104]. Die Rohrabmessungen können der Abbildung 7.11 entnommen werden. Setzt man die Werte in Gleichung 7.3 ein, so ergibt das eine radiale Aufweitung von

$$w_{ID} = \frac{0,600\text{m}}{4 \cdot 70 \cdot 10^6\text{kPa}} \cdot \left[ \frac{0,600\text{m}}{0,010\text{m}} - \frac{0,33}{2} \cdot \left( \frac{0,600\text{m}}{0,010\text{m}} - 2 \right) \right] \cdot 700\text{kPa} = 0,075\,645\text{mm}. \quad (7.4)$$

Daraus kann der geänderte Umfang infolge des Innendruck  $U_{m,Alu,ID}$  von  $p_i = 700\text{kPa}$  in der Mitte des Aluminiumrohres mit der Gleichung 7.5 berechnet werden.

$$U_{m,Alu,ID} = (r_{m,Alu} + w_{ID}) \cdot 2 \cdot \pi = (300\text{mm} + 0,075\,645\text{mm}) \cdot 2 \cdot \pi = 1885,431\text{mm} \quad (7.5)$$

mit

$U_{m,Alu,ID}$	:= Mittlerer Umfang des Aluminiumrohres nach Innendruckbelastung	[mm]
$r_m$	:= Mittlerer Radius des Aluminiumrohres	[mm]
$w_{ID}$	:= Radiale Aufweitung infolge des Innendrucks	[mm]

Der Umfang des Rohres in der Mitte des Aluminiumrohres  $U_{m,Alu,0}$  im unbelasteten Zustand beträgt

$$U_{m,Alu,0} = r_{m,Alu} \cdot 2 \cdot \pi = 300\text{mm} \cdot 2 \cdot \pi = 1884,956\text{mm}. \quad (7.6)$$

Daraus ergibt sich eine mittlere Umfangsänderung des Aluminiumrohres  $\Delta U_{m,Alu,ID}$  von

$$\Delta U_{m,Alu,ID} = U_{m,Alu,ID} - U_{m,Alu,0} = 0,475\text{mm}. \quad (7.7)$$

Bezogen auf die Position der Messglasfasern ( $D_{GF} = 618\text{mm}$ ,  $U_{GF} = 1941,504\text{mm}$ , siehe Abbildung 7.11) ergibt das eine Umfangsänderung  $\Delta U_{GF,ID}$  von

$$\Delta U_{GF,ID} = \frac{\Delta U_{m,Alu,ID}}{U_{m,Alu}} \cdot U_{GF} = \frac{0,475\text{mm}}{1884,956\text{mm}} \cdot 1941,504\text{mm} = 0,489\text{mm} \quad (7.8)$$

Die rechnerisch ermittelte Umfangsänderung von 0,489mm durch die Innendruckbelastung passt gut mit dem messtechnisch ermittelten Wert von ca. 0,50mm überein.

Aus dem linearen Zusammenhang zwischen der Rohrtemperatur  $\vartheta$  und der Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  kann ein konstanter thermischer Ausdehnungskoeffizient in Umfangsrichtung  $\alpha_{T,U}$  nach Gleichung 7.9 für diesen Temperaturbereich ermittelt werden.

$$\alpha_{T,U} = \frac{\Delta U_{GF}}{U_{GF,ID} \cdot \Delta \vartheta} = \frac{3,132\text{mm}}{(1941,504\text{mm} + 0,5\text{mm}) \cdot 60\text{K}} = 26,9 \cdot 10^{-6} 1/\text{K} \quad (7.9)$$

mit

$\alpha_{T,U}$	:=	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Umfangsrichtung	[1/K]
$\Delta U_{GF}$	:=	Umfangsänderung an der Position Mitte Glasfaser bei einer Temperaturänderung von $\Delta \vartheta$	[mm]
$U_{GF,ID}$	:=	Umfang an der Position Mitte Glasfaser nach Innendruckbeaufschlagung	[mm]
$\Delta \vartheta$	:=	Temperaturänderung	[K]

Der ermittelte Ausdehnungskoeffizient liegt mit  $\alpha_{T,U} = 26,9 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$  etwas höher als die Angaben in den Datenblättern ([70], [78]) für die Legierung EN AW 5083 mit  $\alpha_T = 24,2 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$ . Grund für den ermittelten höheren Wert kann der Einfluss der Schweißnaht sein oder die HDPE-Ummantelung mit einem deutlich größeren Ausdehnungskoeffizienten von  $\alpha_T = 150 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$  [88].

## 7.6. Versuch mit Bettungsmaterial Sand SE

### 7.6.1. Allgemeines

Der Sand SE wurde lagenweise um das Versuchsrohr in den Großversuchskasten eingebaut und mit einer Rüttelplatte verdichtet. In Abbildung 7.18 ist ein Schnitt durch den Versuchskasten mit den Einbaumaßen des Sandes SE und der Überschüttung abgebildet. Als Überschüttung wurde ebenfalls ein Sand verwendet. Der Rohrscheitel sollte mit 1,20 m Bodenmaterial überschüttet werden. In den Abbildungen 7.19a und 7.19b sind Bilder vom Einbau des Sandes SE dargestellt.

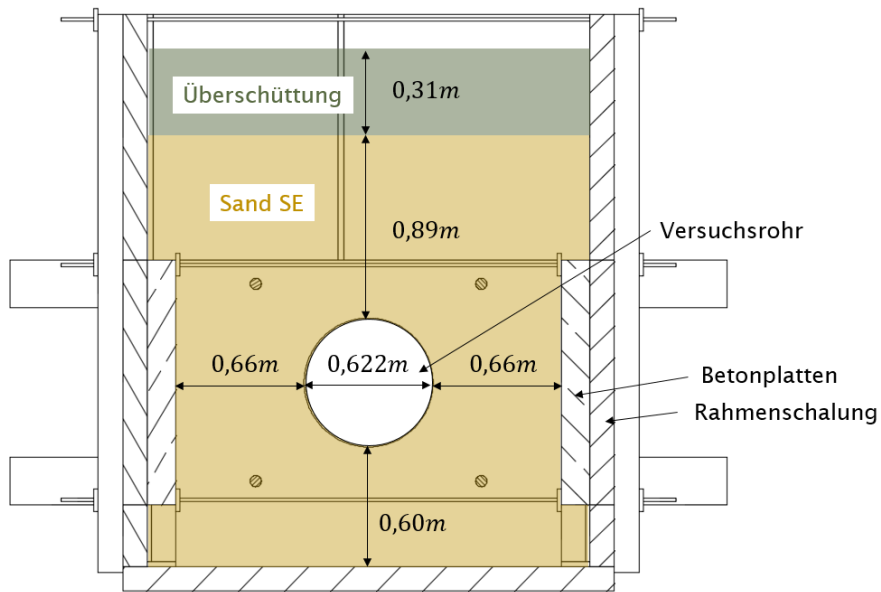


Abbildung 7.18: Schnitt durch Versuchsstand mit Einbaumaßen des Bettungsmaterials Sand SE und der Überschüttung



(a) Sand SE verdichtet



(b) Sand SE vor der Verdichtung

Abbildung 7.19: Bilder vom Einbau des Sandes SE



### 7.6.2. Begleitversuche

Die bodenmechanischen Parameter des Sandes SE sind im Abschnitt 4.1 in Tabelle 4.1 aufgeführt. Als zusätzliche Begleitversuche zum Großversuch wurde der Wassergehalt sowie die Dichte vor und nach dem Versuch überprüft.

Der Wassergehalt wurde nach *DIN ES ISO 17892-1* [41] bestimmt. Der Einbauwassergehalt betrug 5,5 %. Um den Einfluss der Rohrerwärmung auf den Wassergehalt des Sandes SE zu überprüfen, wurden während des Rückbaus mehrere Sandproben bei festgelegten Abständen zum Versuchsrohr genommen und der Wassergehalt bestimmt. In der Abbildung 7.20 ist der Wassergehalt in Abhängigkeit der Entfernung zum Versuchsrohr aufgezeigt. Durch die Erwärmung des Rohres auf bis zu  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  trocknet der Sand SE im Nahbereich der Kontaktfläche nahezu komplett aus und der Wassergehalt im Abstand bis zu ca. 10 cm reduziert sich stark. Dies hat zur Folge, dass die Wärmeleitfähigkeit des Bettungsmaterials abfällt.



Abbildung 7.20: Bild vom Rückbau des Sandes SE mit Darstellung des Wassergehalts in Abhängigkeit des Abstands zum Rohr nach Versuchsende

Mittels des Ballon-Verfahrens nach *DIN 18125-2* [32] wurde die Dichte an mehreren Stellen im Versuchsstand gemessen und mit der Proctordichte nach *DIN 18127* [39] verglichen. Die Proctordichte des Sandes SE beträgt  $\rho_{d,pr} = 1,670\text{ g/cm}^3$  (siehe Tabelle 4.1). Die Mittelwerte sind in der Tabelle 7.3 zusammengefasst.

Tabelle 7.3: Bestimmung der Dichte nach DIN 18125-2 am Sand SE im Versuchsstand

Feuchtdichte	$\rho = 1,650\text{ g/cm}^3$
Wassergehalt	$\omega = 4,3\%$
Trockendichte	$\rho_d = 1,582\text{ g/cm}^3$
Verdichtungsgrad	$D_{pr} = 95\%$

### 7.6.3. Versuchsprogramm

Bei dem Versuch handelt es sich wie bei den kleinmaßstäblichen Versuchen im Re-SIST um CRP-Versuche. Das Rohr wird bei Verschiebungsbeginn in die jeweilige Richtung mit einer Geschwindigkeit von 0,05 mm/min durch die Bettung gedrückt bzw. gezogen, bis ein maximaler Durchschiebewiderstand erreicht oder überschritten wird. Danach wird die Geschwindigkeit auf 0,5 mm/min erhöht. Ein Zyklus besteht aus einem Schieben des Rohres um  $s = 350$  mm in A-Richtung und anschließendem Ziehen des Rohres um  $s = 350$  mm in B-Richtung.

Folgende Belastungsschritte wurden am Versuch mit dem Sand SE als Bettungsmaterial durchgeführt:

1. Sieben Verschiebezyklen bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und ohne Innendruck.
2. Schrittweises Belasten des Rohres durch Erwärmen und Aufbringen eines Innendrucks und anschließendes Entlasten durch Abkühlen und Innendruckabbau. Bei dem jeweiligen Belastungsschritt wurde das Rohr geschoben bis ein Maximalwert der Durchschiebekraft bzw. ein konstanter Wert erreicht wurde:
  - a) Ausgangstemperatur  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ ; Innendruck  $p_i = 0$  bar
  - b)  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - c)  $\vartheta = 45^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - d)  $\vartheta = 65^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - e)  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - f)  $\vartheta = 65^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - g)  $\vartheta = 45^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - h)  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 7$  bar
  - i)  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$ ;  $p_i = 0$  bar
3. Abwechselnd ein Zyklus bei  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7$  bar und ein Zyklus bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0$  bar.
4. Vier Verschiebezyklen bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7$  bar

### 7.6.4. Versuchsergebnisse

#### 7.6.4.1. Kraft-Verschiebungs-Messung

Es werden hier auszugsweise die Last-Verschiebungskurven der im Versuchsprogramm (Abschnitt 7.6.3) aufgezählten Belastungsstufen in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  und des Innendrucks  $p_i$  dargestellt. Die Kraft  $F$  auf der Ordinate entspricht der gemessenen Kraft zwischen dem Versuchsrohr und der Belastungseinrichtung. Die Verschiebung  $s$  des Rohres wurde mit dem LVDT und dem SZG gemessen und ist auf der Abszisse aufgetragen (siehe Abschnitt 7.4 und Tabelle 7.1).

1. Sieben Verschiebezyklen bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und ohne Innendruck:

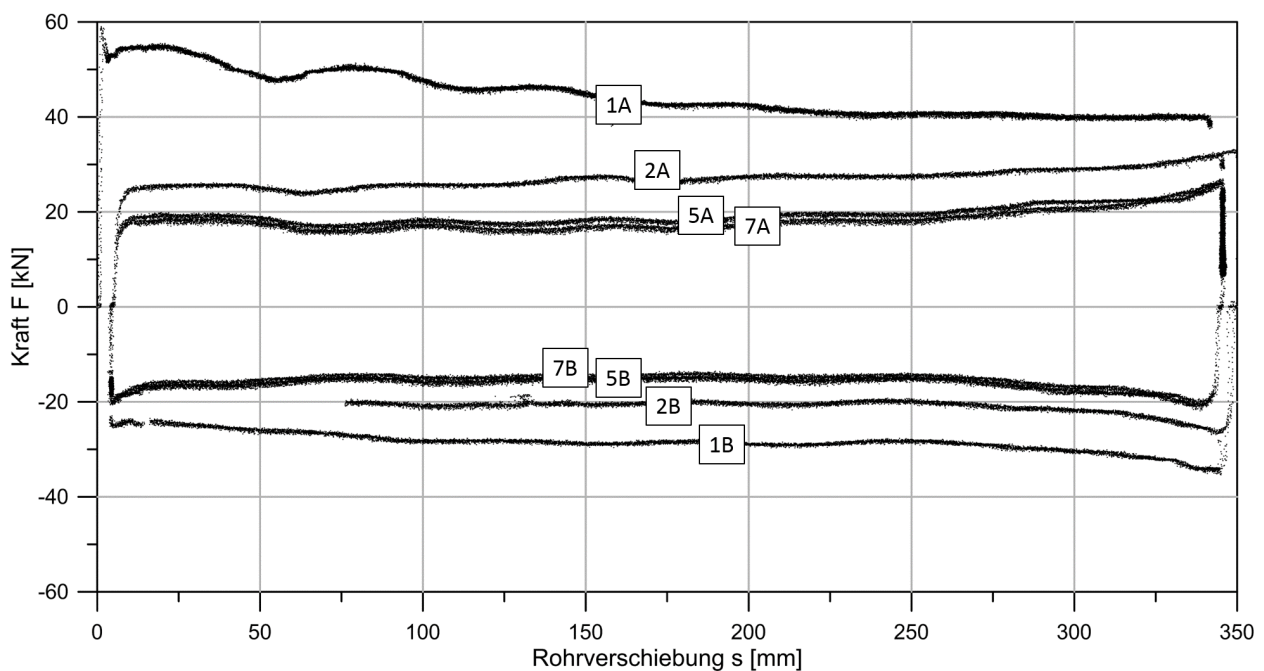


Abbildung 7.21: Kraft-Verschiebungskurven bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0\text{ bar}$

In der Abbildung 7.22 ist die Kraft  $F$  bei dem Verschiebeweg von  $s = 100\text{ mm}$  und der Abnahmefaktor

$$D_F = \frac{F}{F_{peak}} \quad (7.10)$$

in Abhängigkeit der Zyklenanzahl  $N$  dargestellt. Die Maximalkraft  $F_{peak}$  betrug nach einem geringen Verschiebeweg von  $s = 1,3\text{ mm}$   $59,0\text{ kN}$ .

Weidlich hat aus seinen Versuchen, bei denen Fernwärmerohre mit unterschiedlichen Durchmessern in einem Versuchsstand durch Sandbettungen zyklisch geschoben wurden, gefolgert, dass nach 5 bis 8 Zyklen eine konstante Durchschiebekraft erreicht wird [140]. Dies konnte mit diesem Versuch bestätigt werden. Der Abnahmefaktor  $D_F$  war bei Weidlich (siehe Abschnitt 2.4.1) größer als bei den hier ermittelten Werten. Grund dafür kann die angesetzte Maximalkraft  $F_{peak}$  sein. Beim erstmaligen Verschieben können Verspannungen zwischen dem Rohr und den Betonplatten

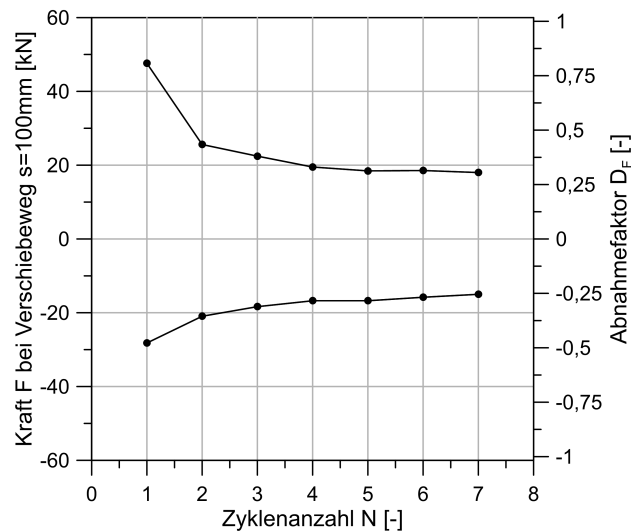


Abbildung 7.22: Abnahme der Reibungskraft  $F$  in Abhängigkeit der Zyklenanzahl  $N$

auftreten, die die Maximalkraft erhöhen und erst bei größeren Verschiebewegen abgebaut werden. Außerdem können die Unterschiede auch aus den verschiedenen Sanden oder Rohren resultieren.

2. Schrittweises Belasten des Rohres durch Erwärmen und Aufbringen eines Innendrucks und anschließendes Entlasten durch Abkühlen und Innendruckabbau. Bei dem jeweiligen Belastungsschritt wurde das Rohr geschoben bis ein Maximalwert der Durchschiebekraft bzw. ein konstanter Wert erreicht wurde:

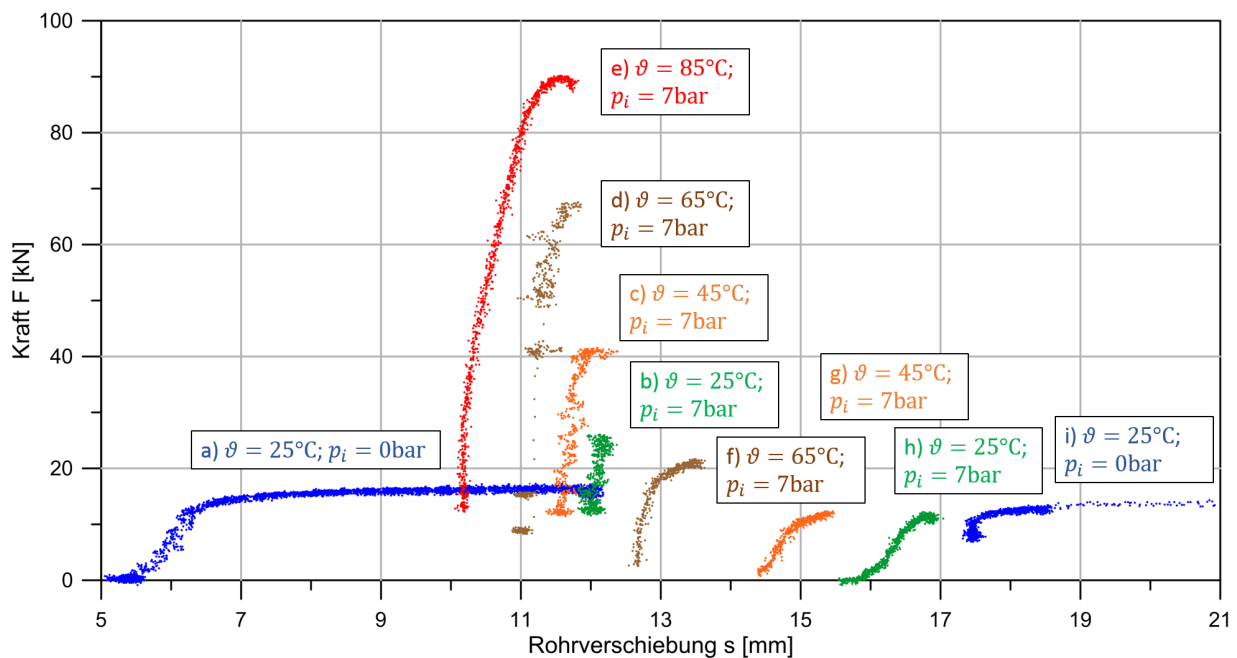


Abbildung 7.23: Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Rohrverschiebung  $s$  bei stufenweiser Erwärmung und Abkühlung sowie mit und ohne Innendruck

In Abbildung 7.23 erkennt man, dass die Durchschiebekräfte  $F$  mit dem Innendruck  $p_i$  und der Rohrtemperatur  $\vartheta$  zunehmen. Nach Erreichen der maximalen Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  bei

einem Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$  wurde das Rohr stufenweise abgekühlt. Bei den geringen Verschiebewegen je Belastungsschritt wird angenommen, dass keine Verformungen im Bettungsmaterial auftreten, die den Lagerungszustand des Sandes beeinflussen. Die Durchschiebekraft  $F$  nahm bei einer Abkühlung auf  $\vartheta = 65^\circ\text{C}$  deutlich ab und erreichte nahezu den Minimalwert, der sich bis zu einer Abkühlung auf die Ausgangstemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und ohne Innendruck nur noch geringfügig reduzierte. Dies lässt auf plastische Verformungen im Bettungsmaterial Sand SE während der radialen Ausdehnung durch den Innendruck und der Erwärmung schließen. Bei den gemessenen Kräften  $F$  handelt es sich um Maximalwerte in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  und des Innendrucks  $p_i$  bezogen auf die Ausgangssituation, die sich nach mehreren Verschiebezyklen bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0 \text{ bar}$  eingestellt hat. Diese Ausgangssituation wurde gewählt, um eine gleichmäßige Spannungsverteilung im Versuchskasten entlang des Rohres zu erhalten und einbaubedingte Verspannungen zu egalisieren. Zwischen den einzelnen Rohrverschiebungen wurde die Rohrtemperatur oder der Innendruck verändert. Durch die Erwärmung des Rohres dehnte sich das Rohr radial und axial aus und die gemessene Rohrverschiebung  $s$  nahm ab (siehe Abbildung 7.23). Beim Abkühlen zieht sich das Rohr zusammen und die gemessene Rohrverschiebung  $s$  nahm zwischen den Rohrverschiebungsphasen zu.

3. Abwechselnd ein Zyklus bei  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7 \text{ bar}$  und bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0 \text{ bar}$ :

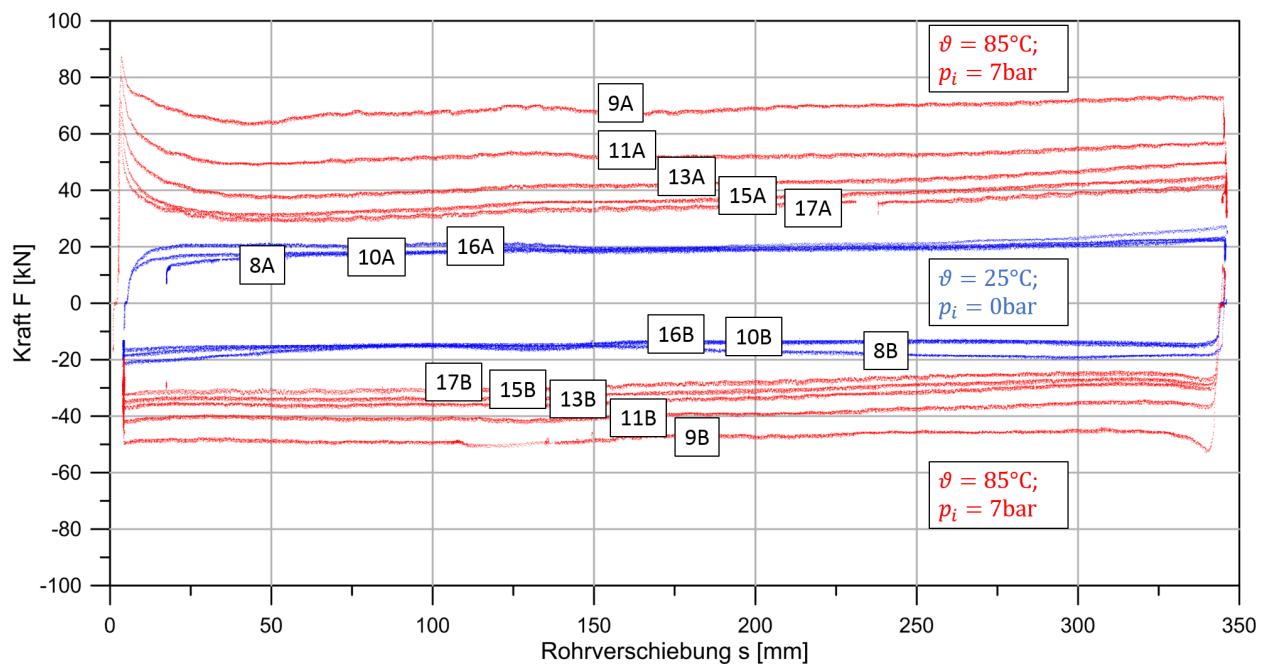


Abbildung 7.24: Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Rohrverschiebung  $s$  bei abwechselnd  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  /  $p_i = 7 \text{ bar}$  und bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  /  $p_i = 0 \text{ bar}$

Abbildung 7.24 zeigt die Abnahme der Durchschiebekräfte bei den wechselnden Belastungen. Bei den Zyklen mit der Rohrtemperatur von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und ohne Innendruck weisen die Widerstände bereits vor diesen Zyklen einen nahezu konstanten Wert auf. Bei den auf  $85^\circ\text{C}$  erwärmten Zyklen mit dem Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$  nehmen die Kräfte  $F$  in den ersten sieben Belastungszyklen stark ab und bleiben danach bei der jeweilige Verschiebeposition des Rohres auf dem gleichen Niveau. Beim erstmaligen Anfahren des Rohres bei den Wiedererwärmungsstufen erkennt man,

dass bei einer geringen Verschiebung ein Maximalwert der Durchschiebkraft auftritt, der auch mit der Anzahl an Abkühlungen und Wiedererwärmungen abnimmt und nach ca. sieben Zyklen konstant bleibt.

4. Vier Verschiebezyklen bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7\text{ bar}$ :

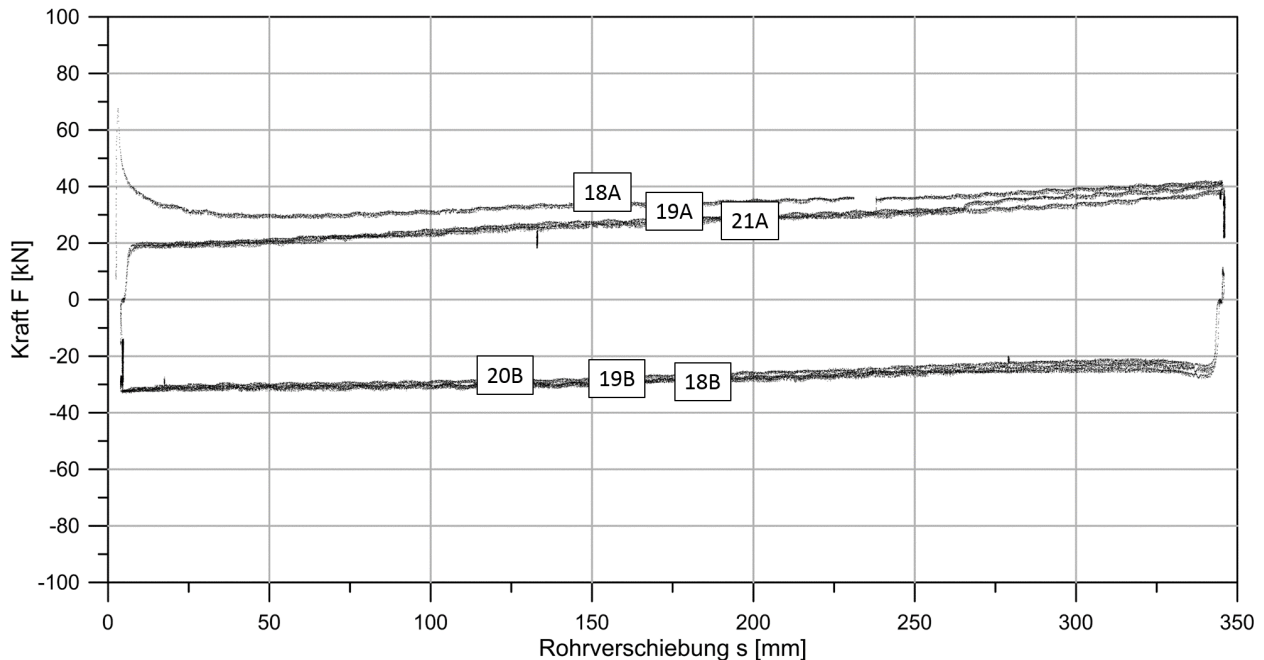


Abbildung 7.25: Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Rohrverschiebung  $s$  bei  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7\text{ bar}$

In Abbildung 7.25 ist der letzte Belastungsschritt dargestellt, bei dem das Rohr bei einer konstanten Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und einem Innendruck von  $p_i = 7\text{ bar}$  durch die Bettung geschoben wurde, bis die Kraft-Verschiebungs-Verläufe aufeinanderfolgender Zyklen gleich war. Dies trat bereits nach dem zweiten Zyklus auf. Da die Durchschiebekräfte nicht weiter abnehmen, handelt es sich hierbei um residuale Werte.

#### 7.6.4.2. Faseroptische Messungen

Aus den axialen faseroptischen Dehnungsmessungen bei einer Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  kann eine gleichmäßige Dehnung von  $\varepsilon \approx -900\mu\text{m}/\text{m}$  entlang des gesamten Rohres abgeleitet werden. Berechnet man die Dehnung aus dem in Abschnitt 7.5.2 am Versuchsrohr ermittelten Temperatureausdehnungskoeffizienten von  $\alpha_{T,a} = 1,461 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$  und der Temperaturdifferenz von  $\Delta T = 65\text{ K}$  ergibt das

$$\varepsilon_{\alpha_{T,a}} = -\Delta T \cdot \alpha_{T,a} = -60\text{ K} \cdot 1,461 \cdot 10^{-5} 1/\text{K} = -877\mu\text{m}/\text{m}. \quad (7.11)$$

Der gemessene Wert stimmt sehr gut mit dem aus den Temperatureausdehnungskoeffizienten berechneten Wert überein. Eine Stauchung des Rohres durch das Bettungsmaterial beim Verschieben des Rohres oder durch temperaturbedingte Verschiebungen konnte nicht festgestellt werden.

Wie bei den Kraft-Verschiebungs-Messungen gezeigt wurde, haben der Innendruck  $p_i$  und die Rohrtemperatur  $\vartheta$  Einfluss auf die Größe der benötigten Durchschiebekraft  $F$ . Grund dafür ist die radiale Rohrdehnung durch den Innendruck bzw. durch die Temperaturänderungen, wodurch die Kontaktkräfte zwischen dem Rohr und dem Bettungsmaterial verändert werden. In Abbildung 7.26 ist die mit den faseroptischen Sensoren ermittelte Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  in Abhängigkeit der Rohrtemperatur bei der Sandbettung im Vergleich zum ungebetteten Rohr dargestellt.

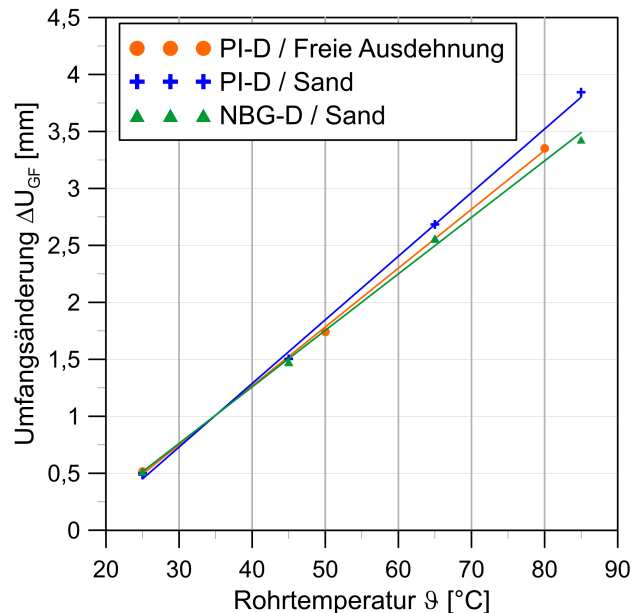


Abbildung 7.26: Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar

Aus Berechnungen zur Ermittlung der temperaturbedingten Radialverschiebungen von Fernwärmehrohren folgerte *Achmus*, dass die Radialverschiebung wegen der hohen Steifigkeit des Stahlmediumrohres von der Größe der Bettungsspannung nahezu unabhängig ist [1]. Auch in der Abbildung 7.26 erkennt man, dass die umgebende Sandbettung kaum Einfluss auf die Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  hat. Somit kann der in Abschnitt 7.5.3 ermittelte thermische Ausdehnungskoeffizient in Umfangsrichtung von  $\alpha_{T,U} = 26,9 \cdot 10^{-6} / \text{K}$  zur Ermittlung der temperaturabhängigen radialen Ausdehnung des im Sand SE gebetteten Rohres verwendet werden.

#### 7.6.5. Ermittlung des radialen Aufweitungsmoduls für Sand SE

Aus der im Großversuchsstand ermittelten Durchschiebekraft  $F$ , der Bettungslänge  $l = 6,38$  m und dem Rohrumfang  $U_{a,HDPE}$  wird die Schubspannung  $\tau$  mit der Gleichung

$$\tau = \frac{F}{l \cdot U_{a,HDPE}} \quad (7.12)$$

berechnet. In den kleinmaßstäblichen Kontaktflächenscherversuchen RIST mit den Kontaktmaterialien Sand und HDPE wurde ein Zusammenhang zwischen der Normalspannung  $\sigma_N$  und der

Schubspannung  $\tau$  hergestellt. Der im RIST hergestellte Zusammenhang zwischen der Schubspannung  $\tau$  und Normalspannung  $\sigma_N$  wurde im Abschnitt 6.3.3 mit den Gleichungen  $\tau_{peak} = 0,24 \cdot \sigma_N$  und  $\tau_{res} = 0,15 \cdot \sigma_N$  aus der Abbildung 6.34b für die maximale und residuale Schubspannung beschrieben. Umgestellt nach der Normalspannung  $\sigma_N$  können mit den Gleichungen 7.13 und 7.14 die Normalspannungen  $\sigma_N$  an der Kontaktfläche berechnet werden.

$$\sigma_N = \frac{\tau_{peak}}{0,24} \quad (7.13)$$

$$\sigma_N = \frac{\tau_{res}}{0,15} \quad (7.14)$$

Die Schubspannungen  $\tau$ , die den residualen oder maximalen Schubspannungen zugeordnet werden können, werden für die weitere Auswertung verwendet und die jeweiligen Normalspannungen  $\sigma_N$  nach den Gleichungen 7.13 und 7.14 berechnet. Es wird angenommen, dass sich diese maximalen und residualen Schubspannungen während des Versuchs nur infolge einer Normalspannungsänderung an der Kontaktfläche verändern und dass an der Kontaktfläche über die gesamte Bettungslänge  $l$  und über den Umfang  $U_{a,HDPE}$  eine konstante Schubspannung  $\tau$  und Normalspannung  $\sigma_N$  vorhanden ist. Eine mittlere Normalspannung am Rohr kann angesetzt werden, da der Aufweitungsmodul  $\overline{E_B}$  über einen mittleren radialen Spannungszuwachs  $\Delta\sigma_N$  an der Kontaktfläche berechnet wird. Die Umfangsänderung des Rohres durch die Innendruckbelastung von  $p_i = 7 \text{ bar} = 700 \text{ kPa}$  betrug nach Abbildung 7.26 0,50 mm. Die temperaturbedingte Umfangsänderung wird mit dem radialen Ausdehnungskoeffizienten in Umfangsrichtung von  $\alpha_{T,U} = 26,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  nach Gleichung 7.15 berechnet.

$$\Delta U_{a,HDPE} = \alpha_{T,U} \cdot \Delta\vartheta \cdot U_{a,HDPE,0} \quad (7.15)$$

Aus der Umfangsänderung  $\Delta U_{a,HDPE}$  wird der Rohrdurchmesser  $D_{a,HDPE}$  bei der jeweiligen Belastungsstufe berechnet. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 7.4 aufgelistet. Die hellgrau hinterlegten Reihen sind die Zeilen, bei denen die Normalspannungen  $\sigma_N$  nach Gleichung 7.13 mit den Peak-Werten berechnet wurden. Bei diesen Belastungsschritten wurde das Rohr das erste Mal mit Innendruck belastet bzw. die Temperaturstufe das erste Mal mit geringen Verschiebewegen gefahren. Im Gegensatz dazu sind bei den nicht grau markierten Zeilen die Normalspannungen  $\sigma_N$  nach Gleichung 7.14 mit den Residualwerten berechnet worden. Sie stellen die Abkühlung und Wiedererwärmung sowie den Innendruckabbau dar, bei denen das Rohr solange zyklisch verschoben wurde, bis sich der Durchschiebewiderstand in Abhängigkeit der Rohrposition nicht mehr änderte.

In der Abbildung 7.27 sind die Normalspannungen  $\sigma_N$  in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers  $D_{a,HDPE}$  der Peak-Werte bei der Ersterwärmung dargestellt. Dass die lineare Ausgleichsgerade nicht durch das erste Wertepaar verläuft, liegt daran, dass vor diesem Belastungsschritt das Rohr im Ausgangszustand mehrmals durch die Bettung geschoben wurde. Dadurch wurde die Lagerung des Sandes so gestört, dass bei diesem Belastungsschritt, bei dem der Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$  aufgebracht wurde, die radiale Rohraufweitung die Kontaktnormalspannung nicht um den Wert erhöht hatte, als wenn das Bettungsmaterial ungestört gewesen wäre. Da bei den nächsten Belastungsschritten die mittlere Normalspannung  $\sigma_N$  linear mit dem Rohrdurchmesser  $D_{a,HDPE}$  zunimmt, wird angenommen, dass durch das Aufbringen des Innendrucks von  $p_i = 7 \text{ bar}$ , die Auflockerung



des Sandes bzw. Gewölbewirkungen im Sand „überdrückt“ wurden.

Tabelle 7.4: Normalspannung  $\sigma_n$  und Rohrdurchmesser  $D_{a,HDPE}$  berechnet aus den gemessenen Durchschiebekräften  $F$  im Großversuchsstand mit Sand SE als Bettungsmaterial

Temperatur $\vartheta$ [°C]	Innendruck $p_i$ [bar]	Kraft $F$ [kN]	Schubspannung $\tau$ [kPa]	Normalspannung $\sigma_N$ [kPa]	Umfangsänderung $\Delta U_{a,HDPE}$ [mm]	Rohrdurchmesser $D_{a,HDPE}$ [mm]
25	0	59,00	4,75	19,78	0,00	622,00
25	0	17,25	1,39	9,25	0,00	622,00
25	7	26,05	2,10	8,73	0,50	622,16
45	7	41,55	3,34	13,93	1,55	622,49
65	7	67,55	5,44	22,65	2,60	622,83
85	7	90,15	7,25	30,22	3,65	623,16
65	7	21,65	1,74	11,61	2,60	622,83
45	7	12,30	0,99	6,60	1,55	622,49
25	7	12,20	0,98	6,54	0,50	622,16
25	0	12,20	0,98	6,54	0,00	622,00
85	7	20,00	1,61	10,73	3,65	623,16

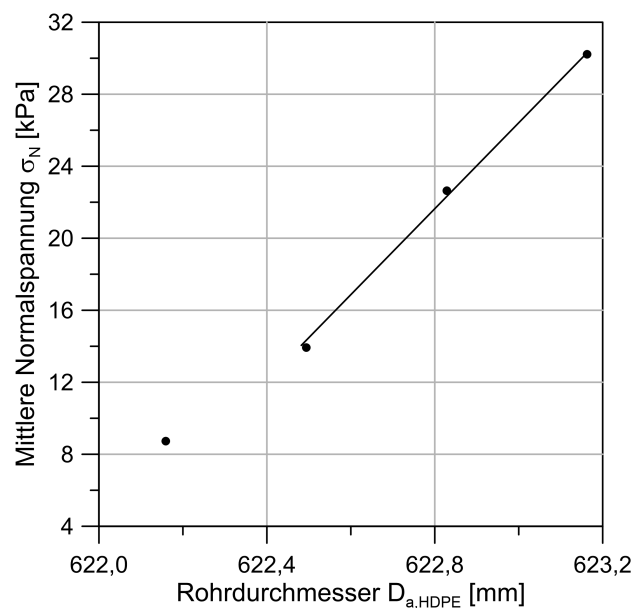


Abbildung 7.27: Normalspannung  $\sigma_N$  in Abhängigkeit der Rohrdurchmessersänderung  $\Delta D_{a,HDPE}$  bezogen auf den Ausgangsdurchmesser  $D_{a,HDPE,0} = 622,0$  mm der Peak-Werte bei der Ersterwärmung

Aus der Steigung der Ausgleichsgerade in Abbildung 7.27 kann die Normalspannungsänderung  $\Delta\sigma_N$  in Abhängigkeit der Rohrdurchmesseränderung  $\Delta D_{a,HDPE}$  mit der Gleichung 7.16 beschrieben werden.

$$\Delta\sigma_N = 23870,71 \frac{\text{kPa}}{\text{m}} \cdot \Delta D_{a,HDPE} \quad (7.16)$$

Der Aufweitungsmodul  $\bar{E}_B$  wurde im Abschnitt 2.5.2 beschrieben und wird nach Gleichung 7.17 berechnet.

$$\bar{E}_B = \frac{\Delta\sigma_N \cdot D \cdot (1 + \nu_B)}{\Delta D} \quad (7.17)$$

mit		
$\bar{E}_B$	:= Aufweitungsmodul	[kPa]
$\Delta\sigma_N$	:= Radiale Normalspannungsänderung an der Kontaktfläche	[kPa]
$D$	:= Ausgangsdurchmesser des Rohres	[m]
$\Delta D$	:= Rohrdurchmesseränderung	[m]
$\nu_B$	:= Querdehnungszahl des Bettungsmaterials	[-]

Zur Berechnung des Aufweitungsmoduls  $\bar{E}_{B,SE,peak}$  für die Maximalwerte bei der Ersterwärmung wurde der lineare Zusammenhang in Gleichung 7.16 zwischen der Normalspannung und dem Rohrdurchmesser verwendet. Die Querdehnzahl  $\nu_B$  wird über den Seitendruckbeiwert des Sandes von  $K_0 = 1 - \sin \varphi = 1 - \sin 33^\circ = 0,455$  und den Zusammenhang  $K_0 = \frac{\nu}{1-\nu}$  berechnet [21] und ergibt für den Sand SE  $\nu_B = 0,31$ . Daraus kann mit den Gleichungen 7.16 und 7.17 ein Aufweitungsmodul für die erstmalige radiale Ausdehnung und für die maximalen Verschiebewiderstände von  $\bar{E}_{B,SE,peak} = 19,5 \text{ MPa}$  gefolgert werden (siehe Gleichung 7.18).

$$\bar{E}_{B,SE,peak} = 23\,870,71 \frac{\text{kPa}}{\text{m}} \cdot 0,622 \text{ m} \cdot (1 + 0,31) = 19,5 \text{ MPa} \quad (7.18)$$

In Abbildung 7.28 ist zusätzlich zur erstmaligen radialen Ausdehnung die anschließende Verkleinerung des Rohrdurchmessers  $\Delta D_{a,HDPE}$  durch Abkühlung und Innendruckabbau mit dargestellt. Die Normalspannungen  $\sigma_N$  nehmen durch die Durchmesserreduzierung stark ab und erreichen bei einer Rohrtemperatur kleiner als  $\vartheta = 45^\circ\text{C}$  mit dem Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$  eine minimale Spannung  $\sigma_N$ .

Die Zunahme der residualen Schubspannung  $\tau_{res}$  durch Innendruckerhöhung oder Erwärmung des Rohres wird aus der Normalspannung nach dem zyklischen Verschieben bei  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0 \text{ bar}$  von  $\sigma_N = 9,25 \text{ kPa}$  und bei  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und  $p_i = 7 \text{ bar}$  von  $\sigma_N = 10,73 \text{ kPa}$  berechnet (Werte aus Tabelle 7.4). Daraus kann mit der Gleichung 7.17 der Aufweitungsmodul  $\bar{E}_{B,SE,res}$  für die Zunahme der Normalspannung  $\sigma_N$  zur Berechnung der residualen Schubspannung  $\tau_{res}$  bezogen auf den residualen Wert bei den Ausgangsbedingungen folgendermaßen bestimmt werden:

$$\bar{E}_{B,SE,res} = \frac{(10,73 \text{ kPa} - 9,25 \text{ kPa}) \cdot 0,622 \text{ m} \cdot (1 + 0,31)}{0,623\,16 \text{ m} - 0,622\,00 \text{ m}} = 1,0 \text{ MPa} \quad (7.19)$$

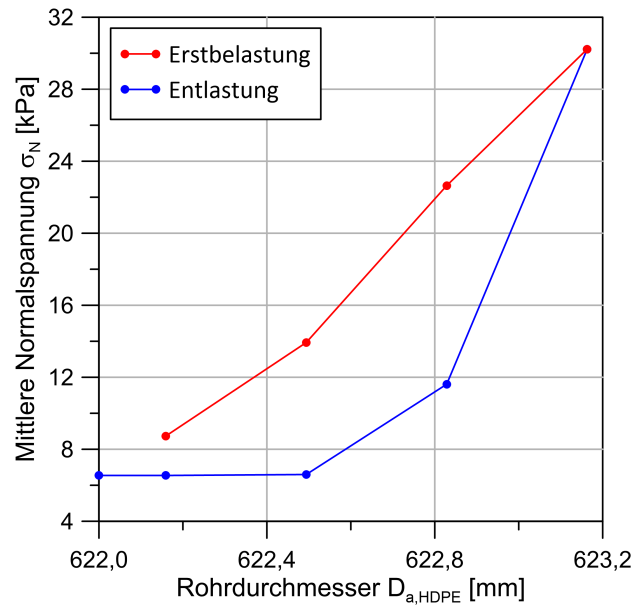


Abbildung 7.28: Mittlere Normalspannung  $\sigma_N$  in Abhängigkeit der Rohrdurchmesseränderung  $\Delta D_{a,HDPE}$  für die Erstbelastung und Entlastung in radialer Richtung

Beilke [15] schätzt den Aufweitungsmodul für nichtbindiges bis schwachbindiges Bodenmaterial in Abhängigkeit der Verdichtung mit  $2 \text{ MN/m}^2 \leq \bar{E}_B \leq 14 \text{ MN/m}^2$  ab. Die mit diesem Großversuch ermittelten Aufweitungsmoduln liegen mit  $\bar{E}_{B,SE,peak} = 19,5 \text{ MPa}$  und  $\bar{E}_{B,SE,res} = 1,0 \text{ MPa}$  leicht außerhalb dieses Bereichs.

Um den Aufweitungsmodul mit dem aus den Kompressionsversuchen in Abschnitt 4.3.4 ermittelten Steifemodul  $E_s$  bei der gleichen Normalspannung vergleichen zu können, wird der spannungsabhängige Steifemodul mit der Gleichung 7.20 nach Ohde [102] für nichtbindigen Boden normiert. Als Referenzspannung wurde  $\sigma_{ref} = 100 \text{ kPa}$  angesetzt. Mit den Werten  $\nu_e = 135$  und  $\omega_e = 0,75$  stimmen die Ergebnisse der Kompressionsversuche mit den Steifemoduln nach Gleichung 7.20 überein.

$$E_s = \nu_e \cdot \sigma_{ref} \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_{ref}} \right)^{\omega_e} \quad (7.20)$$

Bei dem Großversuch mit Bettungsmaterial Sand SE wurde bei der maximalen Temperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  eine Normalspannung an der Kontaktfläche von  $\sigma_N = 30,22 \text{ kPa}$  bestimmt. Für diese Spannung würde ein Steifemodul nach Gleichung 7.20 mit  $\nu_e = 135$  und  $\omega_e = 0,75$  von  $E_s = 5,5 \text{ MPa}$  resultieren. Aufgrund des deutlich geringeren Werts im Vergleich zum ermittelten Aufweitungsmodul, wird der Einfluss von erhöhten Steifigkeiten bei sehr kleinen Dehnungen untersucht („small-strain stiffness“).

Die Rohrdehnungen werden mit dem Ansatz einer Scheibe mit Loch im ebenen Verzerrungszustand berechnet. Mit den Gleichungen 7.21 bis 7.23 können die Dehnungen in axialer, tangentialer und radialer Richtung ( $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_t$ ,  $\varepsilon_r$ ) bestimmt werden.

$$\varepsilon_r(r) = \frac{\partial u_r}{\partial r} = -u_r(r_a) \cdot \frac{r_a}{r^2} \quad (7.21)$$

$$\varepsilon_t(r) = \frac{u_r}{r} = u_r(r_a) \cdot \frac{r_a}{r^2} \quad (7.22)$$

$$\varepsilon_x = \gamma_{rx} = \gamma_{rt} = \gamma_{tx} = 0 \quad (7.23)$$

Mit  $\frac{u_r(r_a)}{r_a} = \frac{\Delta D}{D}$  folgt für die Dehnungen:

$$\varepsilon_r(r) = -\frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{r_a^2}{r^2} \quad (7.24)$$

$$\varepsilon_t(r) = \frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{r_a^2}{r^2} \quad (7.25)$$

Die resultierende Scherdehnung  $\gamma_s$  kann mit der Gleichung 7.26 berechnet werden.

$$\gamma_s(r) = \sqrt{\frac{1}{2} [(\varepsilon_r - \varepsilon_t)^2 + (\varepsilon_r - \varepsilon_x)^2 + (\varepsilon_t - \varepsilon_x)^2]} = \sqrt{3} \cdot \frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{r_a^2}{r^2} \quad (7.26)$$

Für die maximale Rohrdurchmesseränderung von  $\Delta D = 1,16 \text{ mm}$  bei der Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  aus Tabelle 7.4 ergibt die Scherdehnung nach Gleichung 7.26  $\gamma_s = 3,23 \cdot 10^{-3}$ . In diesem Scherdehnungsbereich treten keine nennenswerten „small-strain“-Effekte auf, die zu erhöhten Steifigkeiten führen.

Demzufolge wird angenommen, dass die Randbedingungen des Großversuchs mit den steifen Betonplatten seitlich neben dem Rohr und den zyklischen Rohrverschiebungen vor dem schrittweisen Belasten, bei dem der Modul ermittelt wurde, zu einem im Vergleich zum Steifemodul höheren Aufweitungsmodul führen.

In Abbildung 7.29 ist die KWAI aus den Ergebnissen des Großversuchs mit Sand SE qualitativ dargestellt. Die Schubspannungen wurden aus Tabelle 7.4 entnommen und die qualitativen Verschiebungen aus den Kraft-Verschiebungskurven dementsprechend angenommen. Es muss bei den Maximalwerten bei der Ersterwärmung beachtet werden, dass zuvor im Ausgangszustand das Rohr zyklisch durch die Bettung geschoben wurde, bis sich ein konstanter Verlauf des Verschiebewiderstands abgebildet hat. Dadurch kommt es zu Umlagerungen und Gewölbewirkungen im Sand. Demzufolge wäre die Schubspannung  $\tau_{peak}$  bei der Ersterwärmung größer, wenn nicht zuvor das Rohr im Ausgangszustand verschoben worden wäre. Bei einer Wiedererwärmung auf  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  und einem Innendruck von  $p_i = 7 \text{ bar}$ , nach dem Abkühlen auf dem Ausgangszustand von  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0 \text{ bar}$ , nahm der Wert der maximalen Schubspannung auf  $\tau_{peak} = 5,5 \text{ kPa}$  ab.

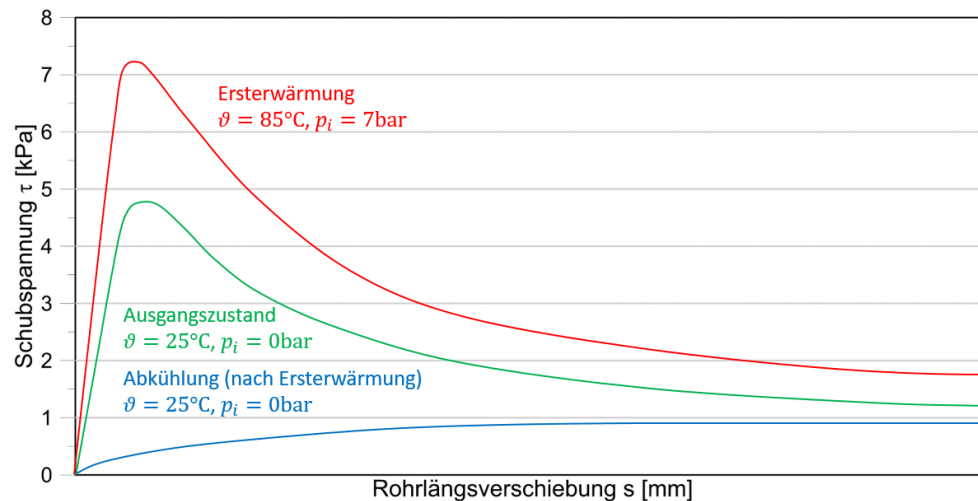


Abbildung 7.29: Aus den Schubspannungen in Tabelle 7.4 ermittelte KWA mit qualitativer Darstellung der Verschiebung  $s$

### 7.6.6. Vergleichende Berechnung nach AGFW-FW 401-10 [5]

Die Normalspannung im Ausgangszustand wird zum Vergleich mit dem Ansatz nach dem Regelwerk *AGFW-FW 401-10* [5] berechnet. Der Berechnungsansatz sowie die Gleichungen wurden bereits im Abschnitt 2.5.1 beschrieben. Mit einer Wichte der Überschüttung von  $\gamma_u = 16,0\text{kN/m}^3$  und der Sandbettung SE von  $\gamma_B = 16,5\text{kN/m}^3$  (siehe Tabelle 7.3), einem Seitendruckbeiwert von  $K_0 = 1 - \sin \varphi = 1 - \sin 33^\circ = 0,455$  und einem Eigengewicht des Rohres inkl. Wasserfüllung von  $F_G = 19,36\text{kN}$  ergibt die mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N = 19,4\text{kPa}$ . Der Wert stimmt mit der aus der Durchschiebekraft ermittelten Normalspannung im Ausgangszustand von  $\sigma_{N,0} = 19,8\text{kPa}$  überein (siehe erste Zeile in Tabelle 7.4). Der Ansatz, dass über die Durchschiebekraft  $F$  und die Beziehung aus dem RIST zwischen der Schubspannung  $\tau$  und der Normalspannung  $\sigma_N$  die vorhandene mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  berechnet werden kann, wird dadurch bestätigt.

## 7.7. Versuch mit Bettungsmaterial ZFSV\_SE

### 7.7.1. Allgemeines

Analog zum Großversuch mit Sand als Bettungsmaterial wurde ein Versuch mit einer ZFSV\_SE-Bettung durchgeführt. Für diesen Versuch wurde ein neues Außenrohr verwendet, da die Oberfläche der HDPE-Ummantelung während der Schervorgänge durch den Sand aufgeraut wurde. Ausgangsmaterial für die ZFSV-Herstellung war der Sand SE. Die Zusammensetzung des ZFSV\_SE wurde im Abschnitt 4.2 beschrieben. Die einzelnen Bestandteile wurden über Förderbänder in Fahrmi-scher gefüllt und dort vermisch. Es wurden insgesamt  $20,75\text{m}^3$  ZFSV, auf drei Fahrmi-scher verteilt, hergestellt. Aufgrund der größeren Mischmenge und veränderten Mischenergie im Vergleich zu den Labormischungen, wich das Mischergebnis leicht von den Labormischungen ab.

Die durchgeführten Begleitversuche werden im Abschnitt 7.7.2 beschrieben und mit den Ergebnissen der Laborversuche an ZFSV\_SE aus Abschnitt 4.3 verglichen. In der Abbildung 7.30 ist ein Schnitt durch den Versuchskasten mit den Einbaumaßen des ZFSV\_SE und der Überschüttung aus Sand dargestellt. Abbildungen 7.31a und 7.31b zeigen den Versuchskasten vor und während des Befüllens mit ZFSV\_SE.

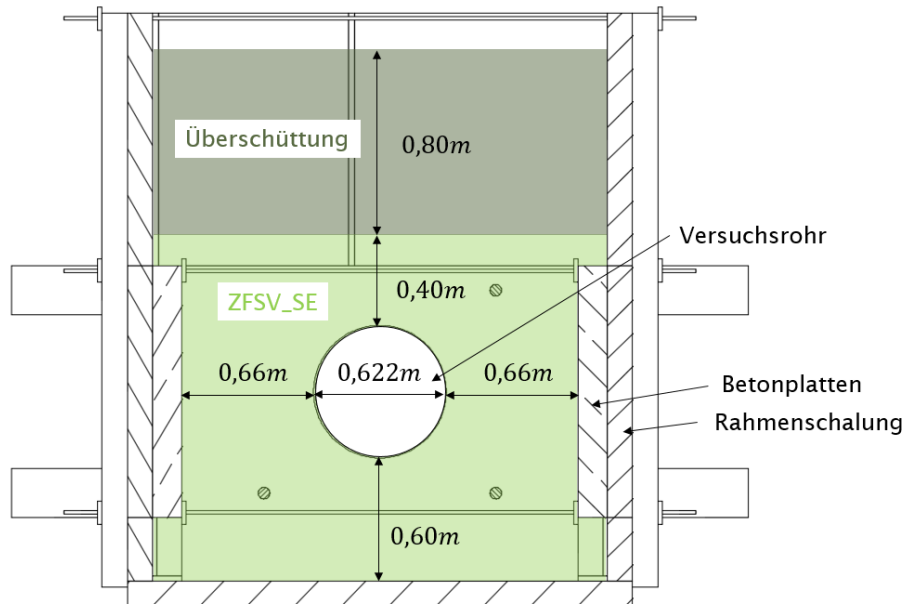


Abbildung 7.30: Schnitt durch den Versuchskasten mit Einbaumaßen des Bettungsmaterials ZFSV\_SE und der Überschüttung



(a) Versuchskasten vor dem Befüllen

(b) Während der Befüllung mit ZFSV\_SE

Abbildung 7.31: Großversuchskasten vor und während der Befüllung mit ZFSV\_SE

### 7.7.2. Begleitversuche

Im frischen Zustand wurde die Fließfähigkeit der ZFSV-Mischungen mit dem Ausbreitmaß nach *DIN EN 12350-5* untersucht und mit den Anforderungen der Rezeptur verglichen. Die Ausbreitmaße der drei Chargen betragen 59,0 cm, 57,5 cm und 59,0 cm und lagen somit in dem vom Sys-

temhersteller angegebenen Bereich von  $57 \pm 2$  cm. Der Wassergehalt nach *DIN EN ISO 17892-1* [41] nach der ZFSV-Herstellung betrug zwischen 27,5 % und 28,0 %.

Als Begleitversuche im verfestigten Zustand wurden zur Kontrolle Einaxiale Druckversuche, Triaxialversuche und CRP-Versuche im Re-SIST-Behälter durchgeführt und mit den Ergebnissen der Vorversuche an ZFSV\_SE verglichen. Da die Versuche bereits im Abschnitt 4.3 genauer beschrieben wurden, wird hier nur auf die Versuchsergebnisse eingegangen. In Abbildung 7.32 ist der zeitliche Verlauf der Einaxialen Druckfestigkeit nach *DIN 18136* [40] bzw. in Anlehnung an *DIN EN ISO 17892-7* [46] dargestellt. Man erkennt, dass die Druckfestigkeiten  $q_u$  in Abhängigkeit des Alters bei den Begleitversuchen minimal geringere Werte aufzeigten.

In der Abbildungen 7.33a sind aus den CRP-Versuche im RE-SIST-Behälter die Schubspannungen  $\tau$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  dargestellt. Der Versuch ist im Abschnitt 6.1.1 beschrieben. Die Ausgleichsgeraden der Versuche sind annähernd gleich. Es muss jedoch berücksichtigt werden, dass die Vorversuche bei einem Probenalter von 28 Tagen durchgeführt wurden und bei den Begleitversuchen alle Werte zwischen einem Alter von 33 und 99 Tagen dargestellt werden. Abbildung 7.33b zeigt den zeitlichen Verlauf der Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$ . Man erkennt, dass die maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  des ZFSV für den Großversuch geringer sind, als die bei den Vorversuchen, bei denen der ZFSV mit einem Labormischer hergestellt wurde. Bei den residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  ist kein Unterschied feststellbar. Die geringen Unterschiede bei den Einaxialen Druckversuchen und den CRP-Versuchen (Re-SIST) können aus den unterschiedlichen Mischenergien und Mischmengen resultieren.

Es wurden Triaxialversuche als D-Versuche nach *DIN EN ISO 17892-9* [48] bei einem Probenalter von 106 Tagen durchgeführt. Der Reibungswinkel betrug  $\varphi = 39^\circ$  und die Kohäsion  $c = 40,8$  kPa. Vergleicht man die Werte mit den Ergebnissen der Vorversuche bei einem Probenalter von 56 Tagen mit  $\varphi = 34,6^\circ$  und  $c = 42,2$  kPa, so ist der Reibungswinkel  $\varphi$  etwas höher und die Kohäsion in

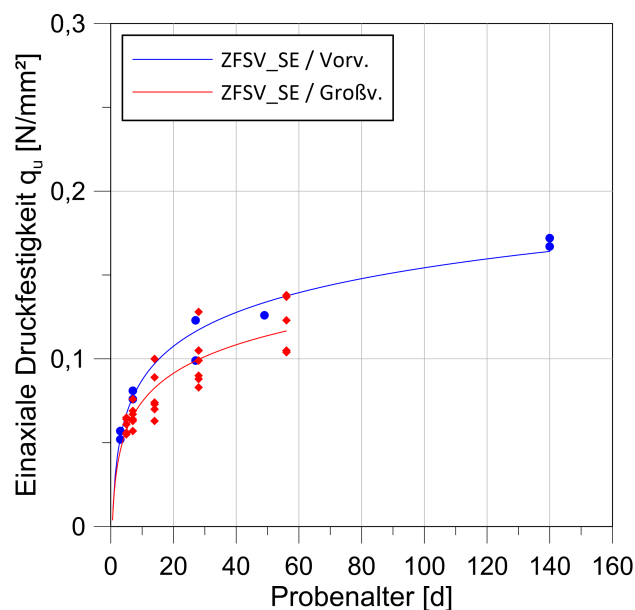


Abbildung 7.32: Einaxiale Druckfestigkeit  $q_u$  in Abhängigkeit des Probenalters des ZFSV\_SE als Vorversuch und als Begleitversuch des Großversuchs

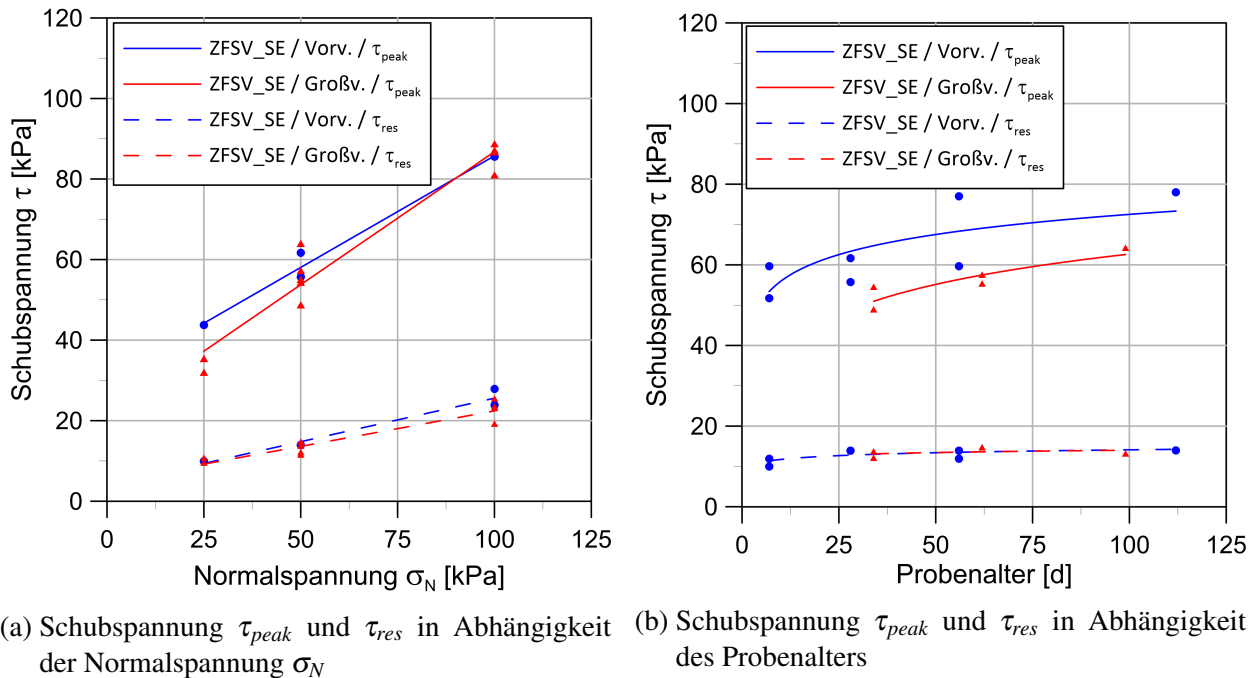


Abbildung 7.33: Schubspannungen  $\tau$  aus dem ReSIST mit ZFSV\_SE als Vorversuch und Begleitversuch des Großversuchs

etwa gleich. Der mittlere  $E_{50}$ -Modul liegt mit  $E_{50} = 39,6$  MPa etwas höher als die zu den Vorversuchen ermittelten Werte zwischen 11,8 MPa und 35,5 MPa (siehe Abschnitt 4.3.6). Grund dafür kann das deutlich höhere Probenalter bei den Begleitversuchen sein.

### 7.7.3. Versuchsprogramm

Der CRP-Versuch im Großversuchsstand mit der ZFSV\_SE-Bettung wurde bei einem ZFSV-Alter von 28 Tagen begonnen. Beim Anfahren in jede Verschieberichtung wurde, bis ein maximaler Durchschiebewiderstand überschritten wurde, analog zu den kleinmaßstäblichen Versuchen ReSIST eine Geschwindigkeit von 0,05 mm/min gewählt. Zur Ermittlung der Residualwerte konnte die Geschwindigkeit auf 0,5 mm/min erhöht werden. Wie bei den Versuchen in Sand SE wird zwischen der A- und B-Richtung unterschieden und der maximale Verschiebeweg betrug aufgrund der hydraulischen Belastungseinrichtung maximal 350 mm in jede Richtung. Der Versuchsablauf ist in der Tabelle 7.5 zusammengestellt. Das Rohr wurde je Belastungsstufe so oft durch die Bettung geschoben, bis bei zwei aufeinanderfolgenden Zyklen die benötigte Durchschiebekraft in Abhängigkeit der Rohrposition nahezu gleich war. Die Raumtemperatur und somit auch die Rohrtemperatur bei Versuchsstart betrug  $\vartheta = 23$  °C. Wie bei dem Großversuch mit Sand als Bettungsmaterial wurde ein Innendruck von  $p_i = 7$  bar und eine maximale Rohrtemperatur von  $\vartheta = 85$  °C aufgebracht.



Tabelle 7.5: Versuchsprogramm des CRP-Versuchs im Großversuchsstand mit ZFSV\_SE-Bettung

Stufe	Zyklenanzahl	Temperatur	Innendruck
	$N$	$\vartheta$	$p_i$
[-]	[-]	[°C]	bar
1	8	23	0
2	4	23	7
3	8	45	7
4	5	55	7
5	4	70	7
6	4	85	7
7	2	80	7
8	1	75	7
9	1	65	7
10	1	55	7
11	1	45	7
12	1	25	7
13	2	25	0
14	2	25	7
15	3	45	7
16	3	70	7
17	10	85	7

#### 7.7.4. Versuchsergebnisse

##### 7.7.4.1. Kraft-Verschiebungs-Messung

Analog zum Versuch mit Sand als Bettungsmaterial sind in diesem Abschnitt auszugsweise die Kraft-Verschiebungskurven in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  und des Innendrucks  $p_i$  dargestellt. In den folgenden Diagrammen zeigt die Ordinate die gemessene Durchschiebekraft  $F$  und die Abszisse die mit dem LVDT und SZG gemessene Rohrverschiebung  $s$ . Der wellenförmige Verlauf in den Kraft-Verschiebungskurven kann aus den Unebenheiten des Versuchsrohrs durch die Schweißnähte resultieren oder aus Verspannungen die sich auf- und abbauen. Der Minimalwert der Kraft  $F$  bei jeder Verschiebung tritt bei der Ausgangsposition des Rohres auf. Daher wird diese Position  $x \approx 50$  mm für die Ermittlung von Residualwerten verwendet. Von dieser Position nehmen die Kräfte  $F$  mit der Rohrverschiebung  $s$  in jede Richtung zu. Es wird angenommen, dass die Gründe dafür Abrasion an der Kontaktfläche, Verzerrungen im ZFSV oder Verspannungen im Versuchskasten sind.

**Stufe 1:** 8 Verschiebezyklen bei Raumtemperatur ( $\vartheta = 23^\circ\text{C}$ ) und ohne Innendruck:

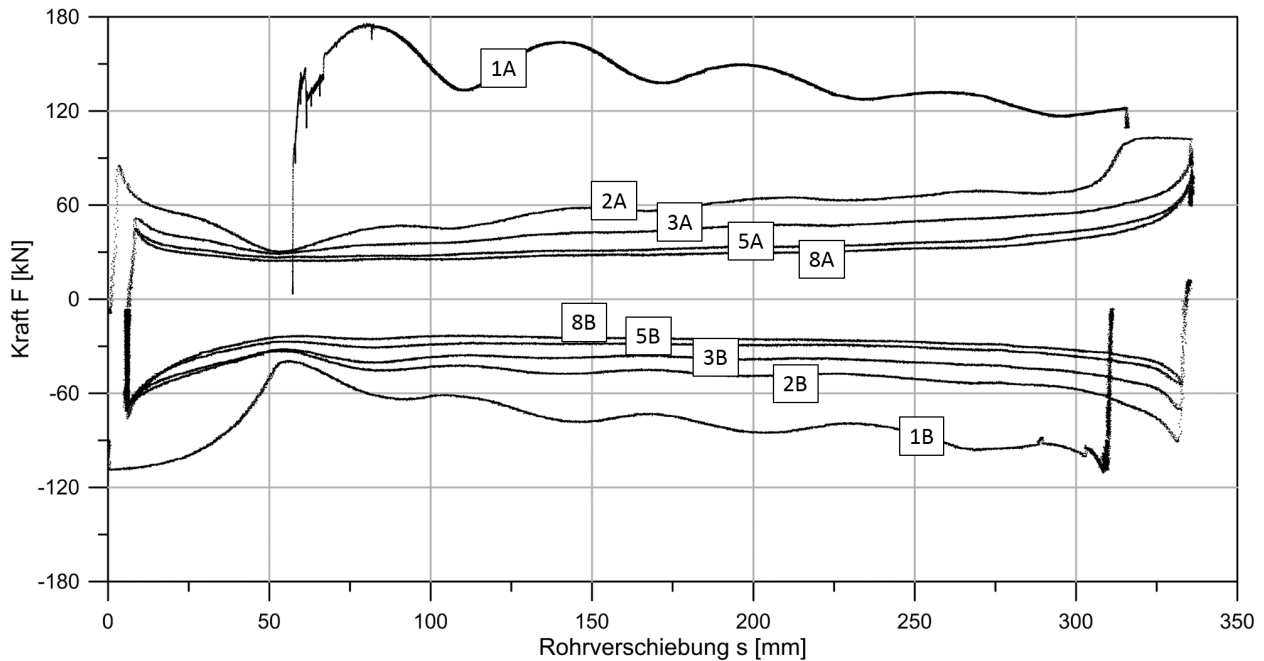


Abbildung 7.34: Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Rohrverschiebung  $s$  bei  $\vartheta = 23^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0\text{bar}$

**Stufe 1,4,6:** Schrittweises Belasten des Rohres durch Innendruck und Erwärmung und zyklische Rohrverschiebung bis die Durchschiebekraft  $F$  zwei aufeinanderfolgender Verschiebungen in Abhängigkeit der Rohrposition nahezu gleich sind. In Abbildung 7.35 wurde jeweils der erste (eZ) und letzte Zyklus (lZ) dargestellt.

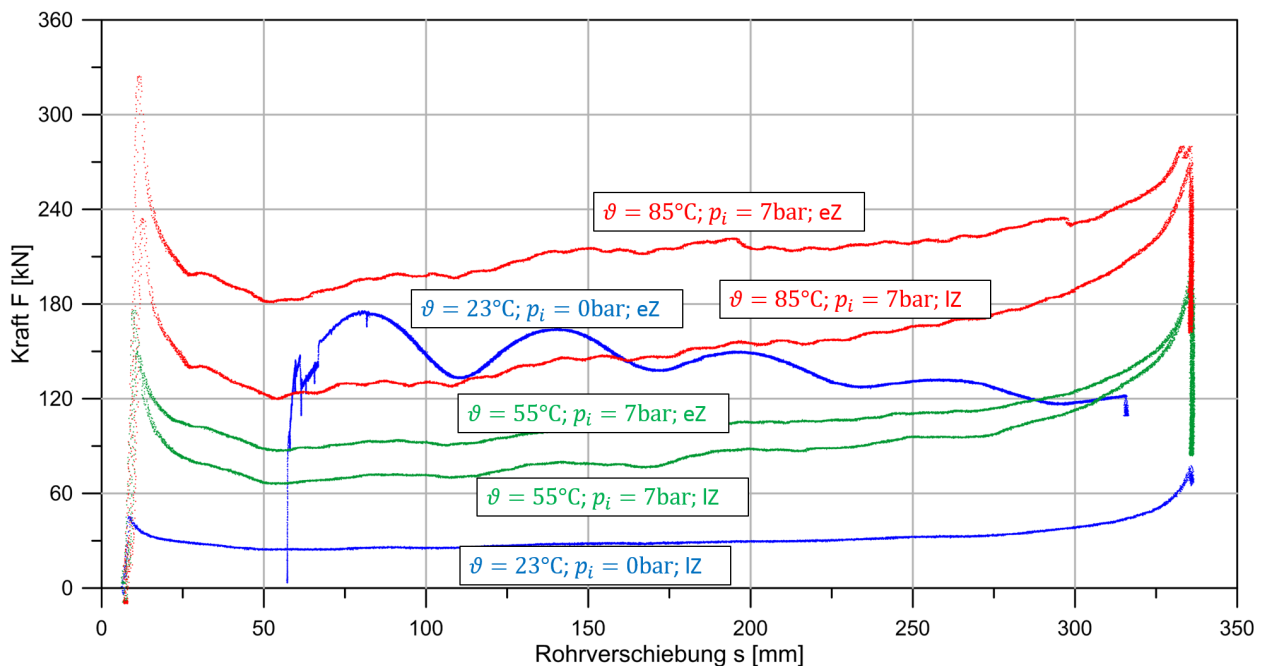


Abbildung 7.35: Kraft  $F$  in Abhängigkeit der Rohrverschiebung  $s$  der ersten und letzten Verschiebung in A-Richtung bei ausgewählten Innendruck- und Temperaturbelastungen beim erstmaligen Erwärmen

Die Kraft-Verschiebungsverläufe der weiteren Belastungsstufen werden nicht weiter dargestellt. Aus den Versuchsergebnissen wurden die Restreibungskräfte  $F_{res}$  des letzten Verschiebezyklus in A-Richtung bei der Verschiebung von  $s = 50$  mm in der Tabelle 7.6 zusammengefasst. Da die Werte Minimalwerte der jeweiligen Belastungsstufe darstellen, handelt es sich um Residualwerte.

Tabelle 7.6: Kraft bei der Verschiebung  $s = 50$  mm in A-Richtung während des letzten Verschiebungszyklus

Rohrtemperatur $\vartheta$ [°C]	Innendruck $p_i$ [bar]	Kraft $F_{res}$ [kN]
23	0	24,2
23	7	27,8
45	7	35,8
55	7	67,0
70	7	111,4
85	7	122,9
80	7	102,7
75	7	81,2
65	7	50,1
55	7	37,6
45	7	29,9
25	7	20,8
25	0	20,3
25	7	30,9
45	7	53,3
70	7	122,9
85	7	133,9

In Abbildung 7.36 werden die Werte aus der Tabelle 7.6 mit einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$ , getrennt in Ersterwärmung, Abkühlung und Wiedererwärmung aufgezeigt. Im Vergleich dazu sind zusätzlich die Residualwerte  $F_{res}$  des Versuchs mit dem Bettungsmaterial Sand SE eingetragen. Man erkennt, dass die Kraftzunahme mit der Rohrtemperatur bei der Erst- und Wiedererwärmung im Temperaturbereich zwischen 45 °C und 70 °C am größten ist. Vor und nach diesem Temperaturbereich ist die Zunahme der Kräfte  $F_{res}$  geringer. Grund dafür, dass die Zunahme der Kraft bei der Erwärmung von  $\vartheta = 23$  °C auf 45 °C geringer ist und dass beim erstmaligen Anfahren des Rohres kein Peak wie bei den kleinmaßstäblichen Versuchen auftritt, kann sein, dass die maximale Rohrtemperatur während des Aushärtens des ZFSV  $\vartheta = 28$  °C betrug. Das bedeutet, dass sich das Rohr vor dem Verschieben bei  $\vartheta = 23$  °C bereits radial verkleinert hat und somit die Kontaktnormalspannung reduziert wurde. Dass der Kraftanstieg ab einer Temperatur von  $\vartheta = 70$  °C wieder geringer ist, hat als mögliche Ursache, dass, wie bereits in Abschnitt 2.1.2.2 beschrieben wurde, im Bentonit ab ca. 50 °C das Zwischenschichtwasser zu entweichen beginnt, woraus ein temperaturabhängiges Verhalten des Bentonits resultiert.

Man erkennt zudem, dass die Durchschiebewiderstände  $F_{res}$  bei der Wiedererwärmung größer sind als bei der Ersterwärmung. Es wird angenommen, dass der Grund dafür die weitere Verfestigung des ZFSV während der langen Versuchsdauer von 116 Tagen ist. Bei der Abkühlung erkennt man

eine deutliche Abnahme mit der Rohrtemperatur bis zum Ausgangszustand. Da bei der Abkühlung der Wert mit der Temperaturreduzierung immer weiter abnimmt, kann davon ausgegangen werden, dass sich auch bei den niedrigeren Temperaturen kein Spalt zwischen dem Rohr und ZFSV gebildet hat und immer Normalspannung an der Kontaktfläche übertragen wurde. D.h. es sind keine plastischen Verformungen im ZFSV durch die radiale Rohrausdehnung bei der Ersterwärmung aufgetreten, durch die es beim Abkühlen zu einem Spalt zwischen Rohr und Bettung gekommen wäre, was den Wärmetransport verschlechtert und den Verschiebewiderstand verringert hätte. Im Vergleich zum Sand SE weist der ZFSV\_SE größere residuale Durchschiebewiderstände  $F_{res}$  auf. Speziell bei der temperaturbedingten radialen Rohrausdehnung nimmt der Widerstand in der ZFSV-Bettung deutlich zu, wohingegen der Wert in der Sandbettung nur geringfügig zunimmt.

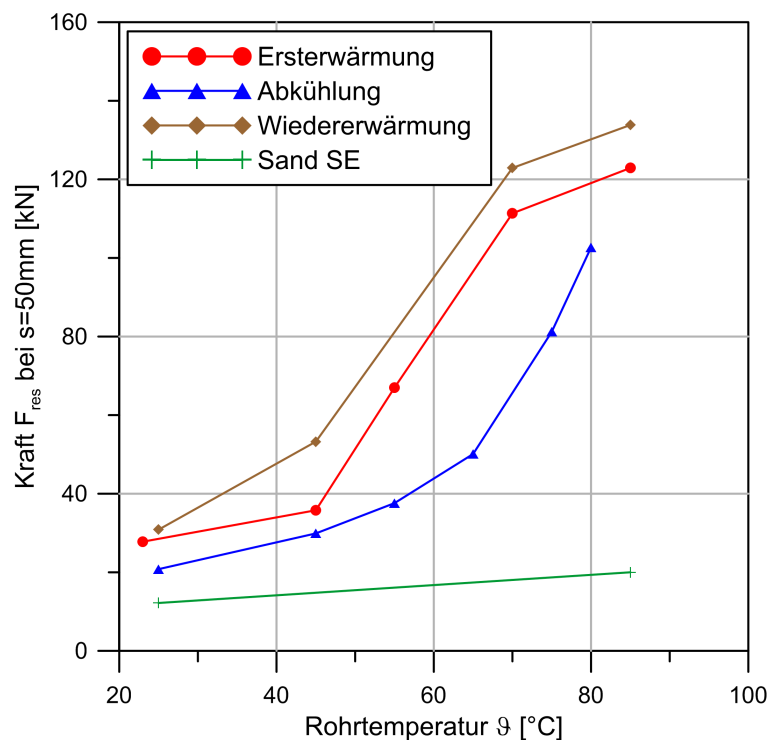


Abbildung 7.36: Kraft  $F_{res}$  in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar bei ZFSV\_SE als Bettungsmaterial im Vergleich zum Versuch mit Sand SE als Bettungsmaterial

#### 7.7.4.2. Faseroptische Messungen

Aus den axialen faseroptischen Dehnungsmessungen konnte eine gleichmäßige Dehnung  $\varepsilon$  bei allen Belastungsstufen entlang des Rohres festgestellt werden. Aufgrund der hohen Rohrlängsdehnsteifigkeit konnten keine Dehnungsunterschiede durch die Erwärmung bzw. durch das Verschieben des Rohres gemessen werden. Die mit den faseroptischen Dehnungssensoren gemessene Dehnung bei einer Erwärmung des Rohres von  $\vartheta = 23$  °C auf  $\vartheta = 85$  °C betrug  $\varepsilon \approx -950$   $\mu\text{m}/\text{m}$ . Im Vergleich dazu beträgt die aus dem im Abschnitt 7.5.2 ermittelten Temperatureausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{T,a} = 1,461 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$  ermittelte Dehnung nach Gleichung 7.27  $\varepsilon = -906$   $\mu\text{m}/\text{m}$ . Der gemessene Wert stimmt gut mit dem berechneten Wert überein.

$$\varepsilon_{\alpha_{T,a}} = -\Delta T \cdot \alpha_{T,a} = -62 \text{ K} \cdot 1,461 \cdot 10^{-5} 1/\text{K} = -906 \mu\text{m}/\text{m}. \quad (7.27)$$

In Abbildung 7.37 ist die aus dem radial um das Rohr verlegten Glasfaserabschnitt berechnete Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar dargestellt. Man erkennt, dass die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Bettungen keinen Einfluss auf die radialen Rohrausdehnungen haben. Wie bereits Achmus [1] aus seinen Berechnungen folgerte, ist die radiale Rohraufweitung aufgrund der deutlich höheren Steifigkeit des Rohres im Vergleich zur Steifigkeit des umgebenden Bodens, vom Bettungsmaterial unabhängig. Demzufolge kann zur Berechnung der temperaturabhängigen radialen Ausdehnung der in Abschnitt 7.5.3 ermittelte Temperatureausdehnungskoeffizient von  $\alpha_{T,U} = 26,9 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$  verwendet werden.

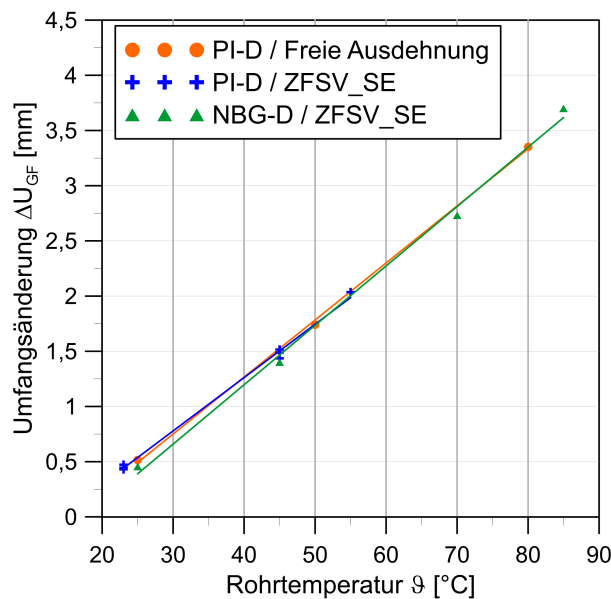


Abbildung 7.37: Umfangsänderung  $\Delta U_{GF}$  in Abhängigkeit der Rohrtemperatur  $\vartheta$  bei einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar

### 7.7.5. Ermittlung des radialen Aufweitungsmoduls für ZFSV\_SE

Die Auswertung zur Ermittlung des radialen Aufweitungsmoduls erfolgt analog zu dem Versuch mit der Sandbettung und wurde bereits im Abschnitt 7.6.5 erklärt. Aus den residualen Durchschiebekräften  $F_{res}$  in Tabelle 7.6 wird die Schubspannung mit der Gleichung  $\tau = \frac{F}{l \cdot U_{a,HDPE}}$  berechnet. Aus den Ergebnissen des Re-SIST in Abbildung 7.33a kann aus der Steigung der residualen Schubspannung  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannungen  $\sigma_N$  folgender Zusammenhang erstellt werden:

$$\sigma_N = \frac{\tau_{res}}{0,176} \quad (7.28)$$

Die temperaturbedingte Umfangsänderung  $\Delta U_{a,HDPE}$  wird mit dem radialen Ausdehnungskoeffizient in Umfangsrichtung von  $\alpha_{T,U} = 26,9 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$  nach Gleichung 7.15 berechnet und daraus der

Rohrdurchmesser  $D_{a,HDPE}$  ermittelt. Der Ausgangsdurchmesser von  $D_{a,HDPE,0} = 622\text{ mm}$  wird auf die Rohrtemperatur von  $\vartheta = 25\text{ °C}$  bezogen. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 7.7 aufgeführt.

Tabelle 7.7: Normalspannung  $\sigma_n$  und Rohrdurchmesser  $D_{a,HDPE}$  berechnet aus den gemessenen Durchschiebekräften  $F$  im Großversuchsstand mit ZFSV\_SE als Bettungsmaterial

Temperatur $\vartheta$ [°C]	Innendruck $p_i$ [bar]	Kraft $F$ [kN]	Schub- spannung $\tau$ [kPa]	Normal- spannung $\sigma_N$ [kPa]	Umfangs- änderung $\Delta U_{a,HDPE}$ [mm]	Rohrdurch- messer $D_{a,HDPE}$ [mm]
23	0	24,2	1,94	11,03	-0,11	621,97
23	7	27,8	2,23	12,67	0,39	622,13
45	7	35,8	2,87	16,32	1,55	622,49
55	7	67,0	5,37	30,54	2,08	622,66
70	7	111,4	8,93	50,75	2,87	622,91
85	7	122,9	9,86	56,01	3,65	623,16
80	7	102,7	8,24	46,81	3,39	623,08
75	7	81,2	6,51	37,01	3,13	623,00
65	7	50,1	4,02	22,83	2,60	622,83
55	7	37,6	3,02	17,14	2,08	622,66
45	7	29,9	2,40	13,63	1,55	622,49
25	7	20,8	1,67	9,48	0,50	622,16
25	0	20,3	1,62	9,23	0,00	622,00
25	7	30,9	2,47	14,06	0,50	622,16
45	7	53,3	4,24	24,27	1,55	622,49
70	7	122,9	9,86	56,01	2,87	622,91
85	7	133,9	10,74	61,00	3,65	623,16

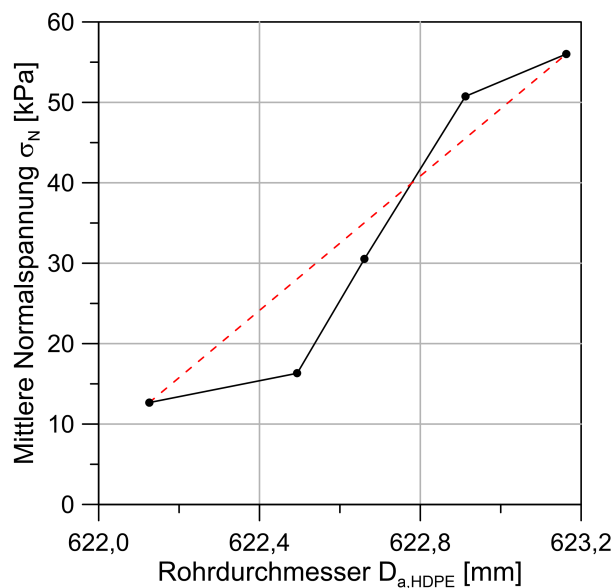


Abbildung 7.38: Normalspannung  $\sigma_N$  in Abhängigkeit der Rohrdurchmesseränderung  $\Delta D_{a,HDPE}$  bezogen auf den Ausgangsdurchmesser  $D_{a,HDPE,0} = 622,0\text{ mm}$  der Residualwerte bei der Ersterwärmung

In der Abbildung 7.38 ist die mittlere Kontaktnormalspannung am Rohr  $\sigma_N$  in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers  $D_{a,HDPE}$  bei der Ersterwärmung und einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar eingezeichnet. Der Aufweitungsmodul  $\bar{E}_B$  wird zwischen dem Wertepaar der minimalen und maximalen Normalspannung ermittelt (siehe Abbildung 7.38, rote Linie).

Die Querdehnzahl  $\nu$  kann mit dem  $K_0$ -Beiwert für den elastischen Bereich mit der Gleichung  $K_0 = \frac{\nu}{1-\nu}$  berechnet werden [21]. In Abschnitt 4.3.7 wurde der Wert für den ZFSV\_SE ermittelt und betrug vor dem Strukturbruch unterhalb einer Grenzspannung von ca. 100 kPa  $K_0 = 0,07$ . Da diese Spannung nach Tabelle 7.7 nicht überschritten wird, kann dieser Wert angesetzt werden und ergibt sich eine Querdehnzahl von  $\nu = 0,065$ . Eingesetzt in die Gleichung 7.17 ergibt der Aufweitungsmodul für die Ersterwärmung  $\bar{E}_{B,ZFSV, fh, res}$  dann:

$$\bar{E}_{B,ZFSV, fh, res} = \frac{(56,01 \text{ kPa} - 12,67 \text{ kPa}) \cdot 0,622 \text{ m} \cdot (1 + 0,065)}{0,62316 \text{ m} - 0,62213 \text{ m}} = 27,9 \text{ MPa} \quad (7.29)$$

Wird analog zur Ersterwärmung der Aufweitungsmodul bei der Wiedererwärmung im Temperaturbereich zwischen  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $85^\circ\text{C}$  berechnet, ergibt das ein Aufweitungsmodul  $\bar{E}_{B,ZFSV, rh, res}$  von:

$$\bar{E}_{B,ZFSV, rh, res} = \frac{(61,00 \text{ kPa} - 14,06 \text{ kPa}) \cdot 0,622 \text{ m} \cdot (1 + 0,065)}{0,62316 \text{ m} - 0,62216 \text{ m}} = 31,1 \text{ MPa} \quad (7.30)$$

Der Aufweitungsmodul bei der Wiedererwärmung  $\bar{E}_{B,ZFSV, rh, res} = 31,1 \text{ MPa}$  unterscheidet sich kaum von dem Aufweitungsmodul bei der Ersterwärmung  $\bar{E}_{B,ZFSV, fh, res} = 27,9 \text{ MPa}$ . Dass der Wert bei der Wiedererwärmung größer als bei der Ersterwärmung ist, liegt wie bereits beschrieben an der weiteren Verfestigung des ZFSV während der langen Versuchszeit. Es wird angenommen, dass sich durch die zyklischen Rohrverschiebungen die Normalspannung an der Kontaktfläche ZFSV zu HDPE nicht bzw. kaum verändert. Somit gilt, dass die Aufweitungsmodule für die residualen Werte auch auf die maximalen Werte übertragen werden können ( $\bar{E}_{B,ZFSV, res} = \bar{E}_{B,ZFSV, peak}$ ). Es wird für die weitere Arbeit der aus Erst- und Wiedererwärmung gemittelte Aufweitungsmodul für ZFSV von  $\bar{E}_{B,ZFSV} = 29,5 \text{ MPa}$  verwendet.

Da ein negativer Aufweitungsmodul für die Abkühlung von der Ausgangssituation sowie von der maximalen Rohrtemperatur vor der Abkühlung abhängig ist und kein linearer Zusammenhang zwischen dem Rohrdurchmesser und der Normalspannung vorhanden ist, wird hierfür kein Aufweitungsmodul berechnet. Bei den hier durchgeführten Belastungsschritten nimmt die mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  bzw. die Schubspannung  $\tau_{res}$  nach einer Erwärmung auf  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  mit einem Innendruck von  $p_i = 7$  bar und Abkühlung auf  $\vartheta = 25^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0$  bar bezogen auf die Ausgangsbedingung  $\vartheta = 23^\circ\text{C}$  und  $p_i = 0$  bar um ca. 16 % ab. Vergleicht man die Spannungen im Temperaturbereich zwischen  $\vartheta = 55^\circ\text{C}$  und  $\vartheta = 65^\circ\text{C}$ , so beträgt die ermittelte Normalspannung bei der Abkühlung nur ca. 50 % der Normalspannung bei der Erst- oder Wiedererwärmung.

### 7.7.6. Vergleichende Berechnung nach AGFW-FW 401-10 [5]

Analog zum Großversuch mit Sand SE als Bettungsmaterial wird mit dem Ansatz nach dem Regelwerk *AGFW-FW 401-10* [5] die Normalspannung an der Kontaktfläche im Ausgangszustand berechnet und mit dem ermittelten Wert in Tabelle 7.7 verglichen. Die Abmessungen des Rohres und der Bodenschichten für die Berechnung werden der Abbildung 7.30 entnommen. Die Wichte der Überschüttung beträgt  $\gamma_u = 16,0 \text{ kN/m}^3$  und die des ZFSV  $\gamma_{ZFSV} = 18,8 \text{ kN/m}^3$ . Der Seitendruckbeiwert wurde versuchstechnisch bestimmt und ergab einen Wert von  $K_0 = 0,07$  (siehe Abschnitt 4.3.7). Mit dem Eigengewicht des Rohres ergibt die damit berechnete mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N = 15,6 \text{ kPa}$ . In der Tabelle 7.7 beträgt die aus der Durchschiebekraft ermittelte Normalspannung bei der Rohrtemperatur von  $\vartheta = 23^\circ\text{C}$  und ohne Innendruck  $\sigma_N = 11,03 \text{ kPa}$  und ist somit geringer als der berechnete Wert. Dies kann dadurch begründet werden, dass die Rohrtemperatur während des Aushärtens des ZFSV  $\vartheta = 28^\circ\text{C}$  betrug und sich der Durchmesser des Rohres bis Versuchsbeginn reduzierte. Die Normalspannungsverteilung kann mit dem Regelwerk nicht bestimmt werden. Aufgrund des geringen Seitendruckbeiwerts des ZFSV wären die Spannungsunterschiede zwischen dem Kämpfer und Rohrsohle bzw. -scheitel sehr groß, was zu hohen Biegemomenten im Rohr führt. In der Arbeit von *Arsic* [12] in Verbindung mit dem Forschungsprojekt von *Triantafyllidis u.a* [131] (siehe Abschnitt 2.4.2.1) wurde bei einem Großversuch gezeigt, dass die Normalspannung an der Kontaktfläche als gleichmäßig angesehen werden kann. Es wird angenommen, dass die mittlere Normalspannung näherungsweise mit dem Regelwerk *AGFW-FW 401-10* berechnet werden kann, jedoch die Spannungsverteilung aufgrund von Spannungsumlagerungen und Bettungsreaktionsdrücken nicht mit dem Ansatz des Regelwerks übereinstimmt.

## 7.8. Zusammenfassung & Folgerung

Die Ergebnisse der Großversuche mit ZFSV\_SE und Sand SE als Bettungsmaterial und einer GIL mit HDPE-Ummantelung als Außenrohr, führten zu folgenden Erkenntnissen:

- Die radiale Rohraufweitung ist bei den üblichen Verlegetiefen von der umgebenden Bettung unabhängig. Die Größe der radialen Ausdehnung ist nur von der Änderung des Innendrucks und der Rohrtemperatur abhängig. [1]
- Durch das Aufheizen des Rohres auf bis zu  $\vartheta = 85^\circ\text{C}$  trocknet Sand im Nahbereich der Kontaktfläche aus, wodurch die Wärmeleitfähigkeit abfällt.
- Beim erstmaligen Verschieben des Rohres durch die Sandbettung, nach einer radialen Rohraufweitung durch Innendruckerhöhung oder Erwärmung des Rohres, wurde nach geringen Verschiebungswegen ein maximaler Durchschiebewiderstand erreicht und nimmt bei größeren Verschiebungen auf einen Residualwert ab. Je größer die radiale Aufweitung ist, desto größer ist auch die Differenz zwischen dem Maximal- und Residualwert. Die radiale Ausdehnung erhöht die Kontaktnormalspannungen am Rohr und dadurch auch den Verschiebewiderstand bei Verschiebungsbeginn. Bei größeren Verschiebungen entsteht eine Gewölbewirkung im Sand und im Bereich um das Rohr wird die kritische Porenzahl und somit ein



residualer Zustand erreicht. Der Verschiebewiderstand nimmt dadurch auf einen residualen Durchschiebewiderstand ab, der nur geringfügig mit der radialen Aufweitung zunimmt.

- Durch die radiale Rohraufweitung im Sand treten plastische Verformungen im Bettungsmaterial auf. Bei einer geringen Abkühlung fallen die Verschiebewiderstände bereits deutlich ab. Ab einer bestimmten Temperatur erreicht der Verschiebewiderstand einen Minimalwert und nimmt bei weiterer Abkühlung nicht weiter ab. Daraus wird gefolgert, dass ab einer bestimmten Temperaturreduzierung die Normalspannung an der Kontaktfläche aufgrund der Gewölbewirkung im Sand nicht weiter abnimmt.
- Für den Sand wurde für die Erst- und Wiedererwärmung ein Aufweitungsmodul  $\bar{E}_B$  ermittelt, mit dem die Kontaktnormalspannungszunahme  $\Delta\sigma_N$  durch die radiale Rohraufweitung berechnet werden kann.
- Bei der Herstellung des ZFSV\_SE müssen die unterschiedlichen Mischergebnisse zwischen kleinen Labormischungen und größeren Mischungen in Fahrmischern beachtet werden. Die Unterschiede können aus den unterschiedlichen Mischmengen und Mischenergien resultieren.
- Bei dem Großversuch mit ZFSV als Bettungsmaterial kann die Adhäsion nicht zuverlässig ermittelt werden, da die gemessene Kraft aus dem Integral der Schubspannungen an der kompletten Kontaktfläche resultiert. Da durch Bodenverformungen, einbaubedingte Inhomogenitäten oder Spannungskonzentration keine gleichmäßige Schubspannung an der Kontaktfläche vorhanden ist, kann aus den Messergebnissen keine Schubspannung ermittelt werden, die der maximalen Adhäsionsspannung entspricht. Für den residualen Zustand wurde das Rohr solange zyklisch verschoben, bis sich der Durchschiebewiderstand nicht mehr änderte und eine gleichmäßige Schubspannungsverteilung angenommen werden kann.
- Aus der radialen Rohrausdehnung und der residualen Durchschiebekraft konnte ein Aufweitungsmodul  $\bar{E}_B$  für ZFSV ermittelt werden. Der Aufweitungsmodul für die Ersterwärmung und die Wiedererwärmung war nahezu gleich. Es wird angenommen, dass sich die Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$  durch das Verschieben des Rohres nicht ändert und daher gilt der Aufweitungsmodul für die maximalen Schubspannungen aus Adhäsion sowie für die Residualwerte.
- Zur Bestimmung der Normalspannung oder Schubspannung an der Kontaktfläche muss der Temperaturverlauf des Rohres vom Verfüllen mit ZFSV bis zur Verschiebung berücksichtigt werden.
- Bei höheren Rohrtemperaturen könnte es zu Längsrissen im ZFSV kommen, die die Zunahme der Schubspannungen reduzieren. Bei höheren ZFSV-Temperaturen kann das Bentonit Zwischenschichtwasser abgeben, was die Kontaktkräfte beeinflussen könnte.
- Die residualen Schubspannungen nehmen bei der ZFSV-Bettung mit der radialen Aufweitung deutlich zu und sind größer als bei der Sandbettung.
- Die residualen Schubspannungen nehmen mit der Temperaturreduzierung des Rohres immer weiter ab. Da kein Minimalwert des Widerstands erreicht wird, kann gefolgert werden,

dass es durch die radialen Dehnungen nicht zu plastischen Verformungen kommt, die beim Abkühlen einen Spalt zwischen Rohr und ZFSV erzeugen.

## 8. Ableitung der Kontaktwiderstandsarbeitslinie

### 8.1. Allgemeines

Um die Verschiebungen und Spannungen eines in ZFSV verlegten Rohres unter thermischen Einwirkungen berechnen zu können, ist die Kenntnis der Kontaktwiderstandsarbeitslinie (KWA) erforderlich. Aus den durchgeführten kleinmaßstäblichen Kontaktflächenscherversuchen und dem Großversuch können die Adhäsionsspannungen  $\tau_{peak}$ , die residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  und der qualitative Verlauf, in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$ , für die KWA verwendet werden. Anhand der faseroptischen Dehnungsmessungen im Re-SIST und Re-SIST<sup>+</sup> wurde festgestellt, dass bis die Adhäsionsspannung das erste Mal überschritten wird, keine Relativverschiebungen  $\Delta u$  zwischen Rohr und ZFSV auftreten (siehe Abschnitt 6.2.3). Abbildung 8.1 gibt den qualitativen Verlauf der Schubspannungen  $\tau$  in Abhängigkeit der Relativverschiebungen  $\Delta u$  für die Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE wieder.

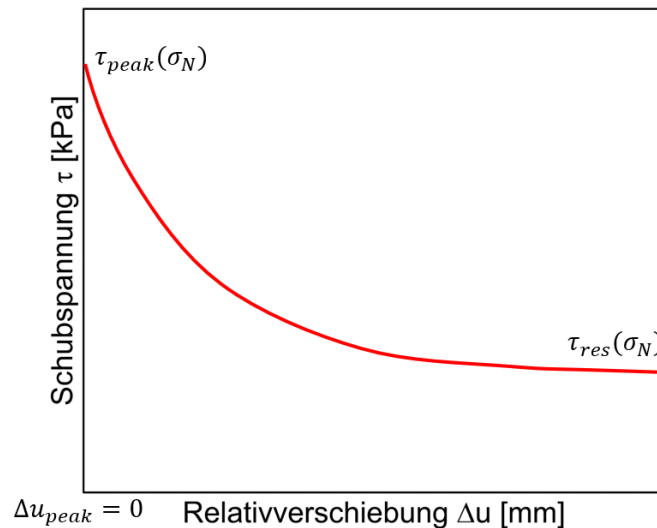


Abbildung 8.1: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Relativverschiebung  $\Delta u$  zwischen ZFSV und HDPE

Wird für die rohrstatischen Berechnungen der umgebende Boden nicht mitmodelliert, sondern wird das Kontaktverhalten nur über die Kontakteigenschaften simuliert, müssen die absoluten Rohrverschiebungen  $u$  angesetzt werden. Für die Berechnungen mit halbanalytischem Ansatz (siehe Abschnitt 10) oder mit Stab-Feder-Systemen (siehe Abschnitt 9) muss die Rohrverschiebung  $u_{peak}$  bekannt sein, bei der die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  auftritt sowie die Verschiebung  $u_{res}$ , ab der die Schubspannungen  $\tau_{res}$  nahezu konstant verlaufen. Die Verschiebungen resultieren aus Verformungen im umgebenden ZFSV bzw. Boden. Die Größe der Verformungen im Boden bzw. ZFSV und damit die Verschiebung bis  $u_{peak}$  auftritt, ist von der Rohrgrabenabmessung, den Steifigkeiten der umgebenden Böden, der Spannung im Boden und der Kontaktfläche sowie von der KWA abhängig. Aufgrund dieser Abhängigkeiten und da bei einem thermisch belasteten Rohr die axialen Verschiebungen sich mit der Rohrposition in Richtung der Rohrachse ändern, kann der

Wert  $u_{peak}$  nicht aus den Versuchen in dieser Arbeit ermittelt werden, bei denen eine gleichmäßige Rohrverschiebung aufgebracht wurde. Daher werden zur Ermittlung des Wertes  $u_{peak}$  sowie des Verlaufs der KWAI bis zu diesem Wert, im folgenden Abschnitt für einen festgelegten Rohrgraben und vorgegebene Bettungsmaterialien numerische Berechnungen durchgeführt.

## 8.2. Numerische Ermittlung der KWAI im Adhäsionsbereich

### 8.2.1. Grundlagen

Am Beispiel einer in ZFSV\_SE verlegten GIL (gasisolierten Rohrleitung, siehe Abschnitt 1.1) werden die Verschiebungen bis  $u_{peak}$  mit numerischen Berechnungen mittels der Finite-Elemente-Methode untersucht. Dazu wurde das Finite-Elemente-Programm PLAXIS 3D, Version 2018.01, des Unternehmens *Bentley Systems, Exton, Pennsylvania, USA* verwendet. Die Belastung wird über Rohrdehnungen in x-, y- und z-Richtung im Programm eingegeben. Die angesetzte Dehnung entspricht nicht der tatsächlichen auftretenden Dehnung (Zwangsverformung), sondern wird durch den Bettungswiderstand reduziert und führt zu Spannungen im Rohr. Dieser Ansatz entspricht exakt der Temperaturbelastung einer erdverlegten GIL oder Fernwärmeleitung.

Es wird im Rahmen dieser Arbeit nicht detailliert auf das Berechnungsprogramm und auf die verwendeten Stoffgesetze eingegangen sowie nur das Modell dargestellt, bei dem die Konvergenzkriterien hinsichtlich der Vernetzung und Modellabmessungen erfüllt werden. Diese Berechnungen werden als Hilfsmittel verwendet, um näherungsweise die maximale Verschiebung  $u_{peak}$  einer in ZFSV\_SE verlegten GIL bestimmen zu können und eine KWAI zu erhalten, die für die rohrstatischen Berechnungen in den weiteren Abschnitten verwendet werden kann.

### 8.2.2. Stoffmodell

Für die numerischen Berechnungen beschreibt das Stoffmodell den Zusammenhang zwischen der Spannung und der Dehnung. Hierfür existieren zahlreiche unterschiedlichste Modelle, mit denen das Verhalten von Böden approximiert wird [86]. Das Stoffmodell muss die wesentlichen Aspekte des mechanischen Verhaltens hinreichend genau beschreiben [54]. Aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeit des ZFSV vor und nach dem „Strukturbruch“ und da sich während der axialen Rohrausdehnung die maximale Schubspannung vom beweglichen Rohrende hin zum Haftbereich bzw. Festpunkt bewegt und es deshalb in den Bereichen um das Rohr zu Ent- und Wiederbelastungen kommt, wird das „Hardening-Soil“-Stoffmodell (HS-Modell) für den ZFSV verwendet. Es handelt sich dabei um ein elastoplastisches Stoffmodell, das von *Schanz* [113] auf der Grundlage von *Vermeer* [135] entwickelt wurde. Bei diesem Modell treten plastische Verformungen bereits vor Erreichen der Grenzbedingung nach *Mohr* und *Coulomb* auf. Die plastischen Verformungen werden durch die Fließbedingungen bzw. -regeln beschrieben [24]. Bei den Fließbedingungen wird zwischen deviatorischer Verfestigung („Konus“) und isotroper Verfestigung („Kappe“) unterschieden (siehe Abbildung 8.2b). Es gilt für den triaxialen Spannungszustand in Abbildung 8.2 für die Deviatorspannung  $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$  mit  $\sigma'_1 > \sigma'_2 = \sigma'_3$  und für die isotrope Hauptspannung  $p = 1/3 \cdot (\sigma'_1 + 2 \cdot \sigma'_3)$ .

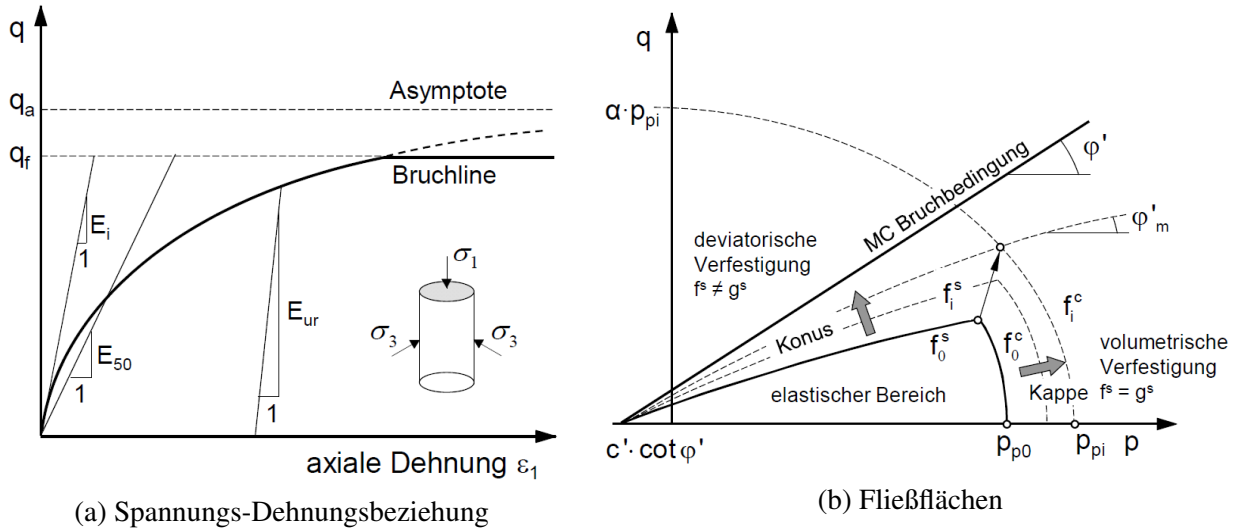


Abbildung 8.2: Hyperbolische Spannungs-Dehnungsbeziehung und Fließflächen des HS-Modells [143]

Weitere Merkmale des „Hardening-Soil“-Stoffmodells sind die hyperbolische Spannungs-Dehnungsbeziehung, die Unterscheidung zwischen Erst- und Ent- bzw. Wiederbelastung sowie die spannungsabhängige Steifigkeit nach dem Ansatz von *Ohde* [102]. Die hyperbolische Beziehung zwischen der vertikalen Dehnung  $\varepsilon_1$  und der deviatorischen Spannung  $q$  und der asymptotischen Deviatorspannung  $q_a$  basiert nach [114] auf der Arbeit von *Kondner & Zelasko* [87]. Der entsprechende Zusammenhang kann für die triaxiale Erstbelastung mit Gleichung 8.1 [114] beschrieben werden und ist in Abbildung 8.2a dargestellt.

$$\varepsilon_1 = \frac{q_a}{2 \cdot E_{50}} \cdot \frac{(\sigma'_1 - \sigma'_3)}{q_a - (\sigma'_1 - \sigma'_3)} \quad (8.1)$$

Die asymptotische Deviatorspannung  $q_a$  wird aus dem Verhältniswert  $R_f = q_f/q_a$  ermittelt. Die maximale Deviatorspannung  $q_f$  wird aus dem Grenzkriterium nach Mohr-Coulomb abgeleitet und ist entsprechend Gleichung 8.2 [18] definiert. Ein Standardwert für die praktische Anwendung ist  $R_f = 0,9$  [18].

$$q_f = (c' \cdot \cot \varphi' + \sigma'_3) \cdot \frac{2 \cdot \sin \varphi'}{1 - \sin \varphi'} \quad (8.2)$$

Die in Abbildung 8.2a dargestellten spannungsabhängigen Moduln für die Erstbelastung sind nach [18] mit den Gleichungen 8.3 und 8.4 definiert.  $E_{50}^{ref}$  entspricht dem Sekantenmodul aus der triaxialen Spannungs-Dehnungskurve, der auf die Referenzspannung  $p_{ref}$  normiert ist. Der Exponent  $m$  beschreibt das Maß der Spannungsabhängigkeit und kann aus Versuchsergebnissen bestimmt werden.

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \cdot \left( \frac{c \cdot \cos \varphi - \sigma'_3 \cdot \sin \varphi}{c \cdot \cos \varphi + p_{ref} \cdot \sin \varphi} \right)^m \quad (8.3)$$

$$E_i = \frac{2 \cdot E_{50}}{2 - R_f} \quad (8.4)$$

Der spannungsabhängige Modul  $E_{ur}$  für die Ent- und Wiederbelastung wird mit der Gleichung 8.5 beschrieben. Bei der Ent- und Wiederbelastung handelt es sich um rein elastische Vorgänge.

$$E_{ur} = E_{ur}^{ref} \cdot \left( \frac{c \cdot \cos \varphi - \sigma'_3 \cdot \sin \varphi}{c \cdot \cos \varphi + p_{ref} \cdot \sin \varphi} \right)^m \quad (8.5)$$

Der Tangentenmodul  $E_{oed}$  lässt sich aus der Spannungs-Dehnungskurve von Ödometerversuchen bestimmen und ist analog der Moduln  $E_{50}$  und  $E_{ur}$  von der Spannung abhängig. Die Spannungsabhängigkeit wird mit dem Exponenten  $m$  nach Gleichung 8.6 beschrieben.

$$E_{oed} = E_{oed}^{ref} \cdot \left( \frac{c \cdot \cos \varphi - \frac{\sigma'_3}{K_0^{nc}} \cdot \sin \varphi}{c \cdot \cos \varphi + p_{ref} \cdot \sin \varphi} \right)^m \quad (8.6)$$

Auf eine Beschreibung und Erläuterung der Fließflächen wird hier verzichtet. Für detaillierte Beschreibungen zum „Hardening-Soil“-Stoffmodell wird auf [18], [113] und [114] verwiesen.

Um das mechanische Verhalten des Bodens zu beschreiben sind insgesamt 8 Materialparameter erforderlich. Mit den Festigkeitsparametern Kohäsion  $c'$ , Reibungswinkel  $\varphi'$  und Dilatanzwinkel  $\psi'$  wird das Grenzkriterium nach Mohr-Coulomb definiert. Zur Beschreibung der Steifigkeit bei der Erstbelastung ist der Sekantenmodul  $E_{50}^{ref}$ , der Tangentenmodul  $E_{oed}^{ref}$  und der Exponent  $m$  erforderlich. Das elastische Verhalten bei der Ent- und Wiederbelastung wird mit dem Modul  $E_{ur}^{ref}$  und der Querdehnzahl  $\nu_{ur}$  beschrieben.

Für das Rohr wurde ein linear-elastisches Stoffgesetz verwendet. Es wurde als Vollquerschnitt modelliert, um eine Vernetzung des Modells zu vereinfachen. Eine Modellierung mit der tatsächlichen Rohrwandstärke führte aufgrund der geringen Wandstärke und großen Rohrlänge entweder zu Vernetzungsproblemen oder falls eine Vernetzung möglich war, zu sehr langen Rechenzeiten. Die für PLAXIS verwendeten Werte für das Rohr als Vollquerschnitt sind in Tabelle 8.1 aufgelistet.

Tabelle 8.1: Parameter für das Aluminiumrohr als Vollquerschnitt mit einem linear elastischen Stoffgesetz (aus [70] und [104])

Parameter	Wert
Wichte $\gamma$	4,2 kPa
$E'$ -Modul	4259 MPa
Querdehnzahl $\nu$	0,33
Temperaturausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$24,2 \cdot 10^{-6} 1/K$

In den Tabellen 8.2 und 8.3 sind die Parameter für den ZFSV\_SE und den Sand SE dargestellt, die in PLAXIS für das jeweilige Stoffgesetz erforderlich sind. Die Werte für den ZFSV\_SE werden an Elementversuchen kalibriert. In den Abbildungen 8.3 und 8.4 sind der Kompressionsversuch, der Triaxialversuch (D-Versuch) und der Versuch zur Bestimmung des Seitendruckbeiwerts  $K_0$

mit den Versuchsnachrechnungen in PLAXIS dargestellt. In Abbildung 8.4 bei dem Versuch zur Bestimmung des  $K_0$ -Werts erkennt man, dass bei der Entlastung ab einer vertikalen Spannung von  $\sigma'_v = 400 \text{ kPa}$  sich die Versuchsergebnisse stark von der Nachrechnung unterscheiden. Dieser Spannungsbereich ist für die rohrstatischen Berechnungen in dieser Arbeit irrelevant und wird daher vernachlässigt. Der Wert  $K_{0,v}$  bis zum Strukturbruch wird wie die Werte für die Ent- und Wiederbelastung, über den Parameter  $v_{ur}$  gesteuert. Um den Strukturbruch des ZFSV rechnerisch nachbilden zu können, wurde eine Vorbelastung vor den Versuchsnachrechnungen aufgebracht, die einer Deviatorspannung von  $q_{StBr} = 60 \text{ kPa}$  entspricht. Diese Vorbelastung muss dementsprechend auch bei dem Berechnungsmodell mit dem im ZFSV\_SE-verlegten Rohr aufgebracht werden.

Tabelle 8.2: Parameter des SE für das MC-Stoffgesetz

Parameter	Wert	Bemerkung
Bodenwichte $\gamma$	16,5 kPa	aus Feuchtdichte im Großversuch aus Tabelle 7.3
$E'$ -Modul	8 MPa	aus Abschnitt 4.3.4 bei einer mittleren Spannung von ca. 50 kPa
Querdehnzahl $\nu$	0,31	siehe Abschnitt 7.6.5
Schubmodul $G$	3200 kPa	aus $E'$ -Modul und $\nu$ berechnet
Reibungswinkel $\varphi'$	33°	aus Triaxialversuch (D-Versuch)
Kohäsion $c'$	0 kPa	aus Triaxialversuch (D-Versuch)

Tabelle 8.3: Parameter des ZFSV\_SE für das HS-Stoffgesetz

Parameter	Wert	Bemerkung
$\gamma$	18,8 kPa	rechnerische Feuchtwichte aus Abschnitt 4.3.2
$E_{50}^{ref}$	24,5 MPa	aus D-Versuch ermittelt (siehe Abbildung 8.3a)
$E_{oed}^{ref}$	19,0 MPa	aus Kompressionsversuch (siehe Abbildung 8.3b)
$E_{ur}^{ref}$	200 MPa	aus Kompressionsversuch (siehe Abbildung 8.3b)
$m$	0,4	aus Kompressionsversuch (siehe Abbildung 8.3b)
$c'_{ref}$	38,7 kPa	Mittelwert aus Tabelle 4.4
$\varphi'$	34,6°	aus Tabelle 4.4
$\psi$	0°	aus D-Versuch gefolgert
$p_{ref}$	100 kPa	
Zugfestigkeit	10 kPa	aus Zugversuch an der OTH.R
$K_0^{nc}$	0,34	aus $K_0$ -Versuch (siehe Abbildung 8.4)
$v_{ur}$	0,065	siehe Abschnitt 7.7.5

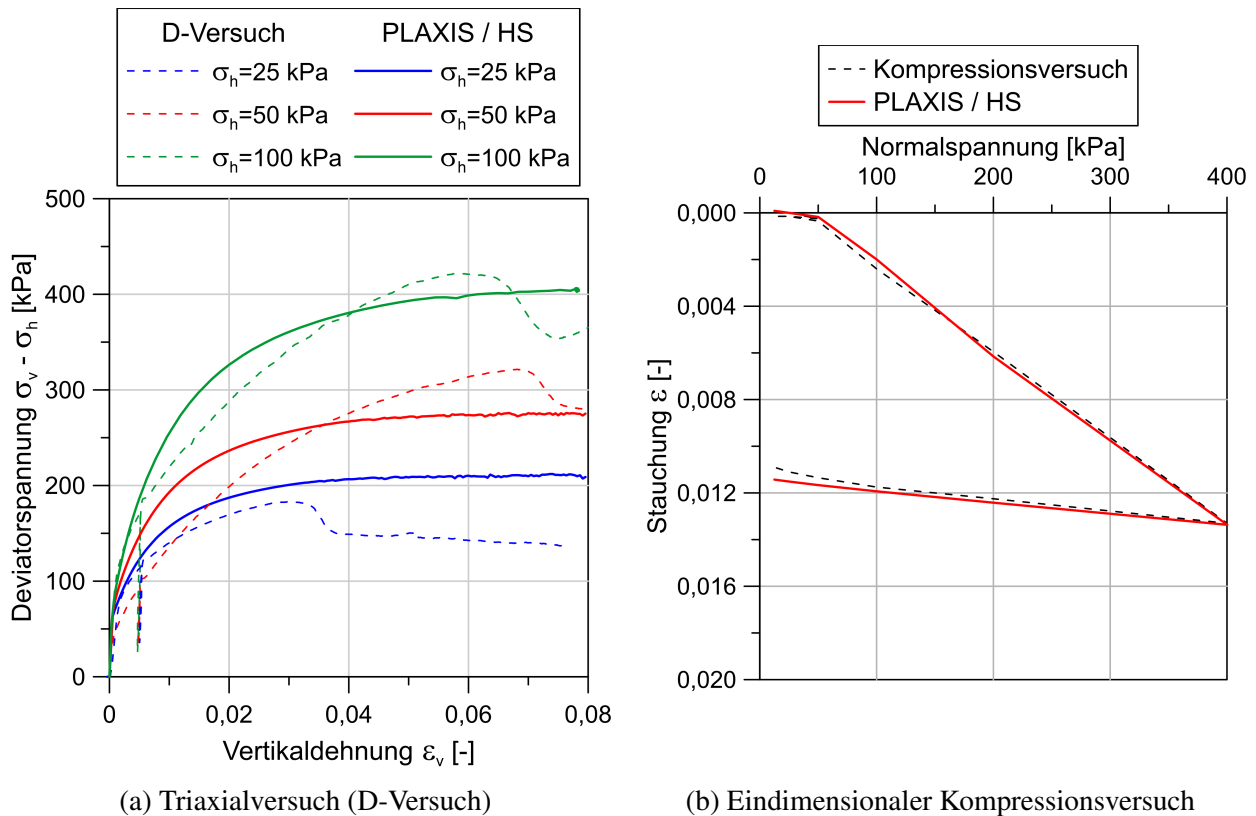


Abbildung 8.3: Ergebnisse der Laborversuche und numerischen Berechnungen mit dem Stoffgesetz „Hardening soil“ und ZFSV\_SE

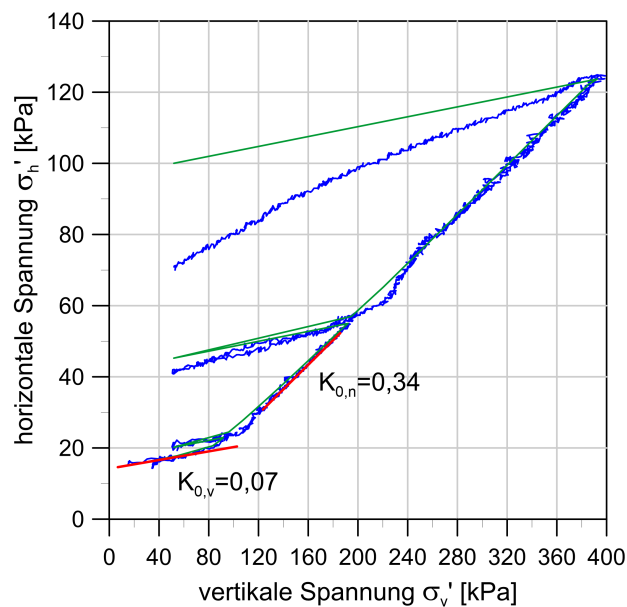


Abbildung 8.4: Versuchsergebnis zur Bestimmung des Seitendruckbeiwerts  $K_0$  mit dem Ergebnis der Nachrechnung in PLAXIS

Um den ZFSV wird in dem numerischen Berechnungsprogramm Sand mit dem Stoffgesetz „Mohr-Coulomb“ modelliert. Es handelt sich dabei um ein linear-elastisches Materialverhalten mit der



Festigkeitshypothese von *Mohr* und *Coulomb*. Eine Beschreibung des Stoffgesetzes kann in [18], [81], [142] nachgelesen werden.

Da die Kräfte an der Kontaktfläche zwischen der ZFSV-Bettung und dem Rohr für die Berechnungen von maßgebender Bedeutung sind, wird das Interface-Element mit den gewählten Parametern genauer erläutert. Mit dem Interface werden in PLAXIS Knotenpaare erzeugt, von denen ein Knoten der Bettung und ein Knoten dem Rohr zugeordnet wird. Der Zusammenhang zwischen der Schubspannung und der Relativverschiebung wird folgendermaßen definiert: [17]

Elastisches Interface-Verhalten:

$$|\tau| < \sigma_N \cdot \tan \varphi_i + c_i \quad (8.7)$$

Plastisches Interface-Verhalten:

$$|\tau| = \sigma_N \cdot \tan \varphi_i + c_i \quad (8.8)$$

Dabei entspricht  $\sigma_N$  der Kontaktnormalspannung,  $\varphi_i$  und  $c_i$  dem Reibungswinkel und der Kohäsion der Interface-Elemente. Die Scherparameter  $\varphi_i$  und  $c_i$  werden aus den Werten  $\varphi_{soil}$  und  $c_{soil}$  des umgebenden Bodens oder aus einem eigenen Datensatz mit den Gleichungen 8.9 und 8.10 berechnet.

$$c_i = R \cdot c_{soil} \quad (8.9)$$

$$\tan \varphi_i = R \cdot \tan \varphi_{soil} \leq \tan \varphi_{soil} \quad (8.10)$$

Für den Parameter  $R$  wird im elastischen Bereich der Wert  $R_{inter}$  angesetzt und im entfestigten perfekt-plastischen Bereich der Wert  $R_{inter,residual}$ . Die Verschiebungen im elastischen Bereich resultieren aus den Verschiebungen und Verzerrungen im umgebenden Boden sowie aus elastischen Verformungen der Knotenpaare der Interface-Elemente. In Abbildung 8.5 ist die KWA für ZFSV dargestellt, wie sie in PLAXIS mit dem Stoffgesetz „Mohr-Coulomb“ und „Hardening-Soil“ angesetzt werden kann. Die Zunahme der Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrlängsverschie-

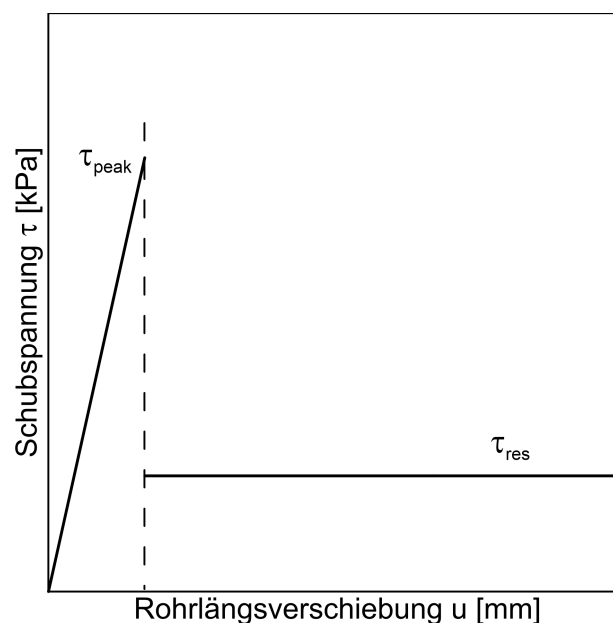


Abbildung 8.5: KWA in PLAXIS mit der Annahme eines linearen Verlaufs im elastischen Bereich

bung  $u$  im elastischen Bereich wird in der Abbildung 8.5 linear angenommen. Der tatsächliche Verlauf wird mit den numerischen Berechnungen genauer untersucht.

Zusätzlich zu den Schubspannungen  $\tau$  an der Kontaktfläche wird auch die Steifigkeit des umgebenden Materials im Interface-Bereich reduziert. Der Schubmodul  $G_i$  im Interface-Bereich kann für das elastische Interface-Verhalten nach Gleichung 8.11 aus dem Schubmodul des Bodens  $G_{soil}$  und dem Parameter  $R_{inter}$  berechnet werden. Für das plastische Verhalten wird anstelle von  $R_{inter}$  der Parameter  $R_{inter,residual}$  verwendet. [17]

$$G_i = R_{inter}^2 \cdot G_{soil} \leq G_{soil} \quad (8.11)$$

Da die Verzerrung des Bodens und damit auch der Schubmodul einen großen Einfluss auf das Berechnungsergebnis hat und vor allem im plastischen Bereich der Schubmodul aufgrund von geringen  $R_{inter,residual}^2$ -Werten stark reduziert wird, werden für die Berechnungen in dieser Arbeit die maximal mobilisierbaren Schubspannungen nicht durch die Faktoren  $R_{inter}$  und  $R_{inter,residual}$  gesteuert.

Für die numerischen Berechnungen werden, getrennt für das elastische und plastische Interface, Materialdatensätze angelegt, bei denen die Kohäsion  $c_i$  und der Reibungswinkel  $\varphi_i$  für das elastische bzw. plastische Verhalten nach Gleichung 8.7 bzw. 8.8 hinterlegt wird. Diese Materialdatensätze werden nur für das jeweilige Interface mit einem  $R$ -Faktor von 1 angesetzt, für das ein elastisches bzw. plastisches Verhalten angenommen wird. Dadurch wird gewährleistet, dass die Steifigkeit im Kontaktbereich nicht reduziert wird. Da jedoch vor den numerischen Berechnungen nicht bekannt ist, in welchen Bereichen elastisches bzw. plastisches Kontaktverhalten auftritt, erfolgen die Berechnungen iterativ, bis die Schubspannungsverteilung entlang des Rohres mit dem Ansatz der KWA1 übereinstimmt. Genauer zu diesem Vorgehen ist im Abschnitt 8.2.3 aufgeführt.

Für die Ermittlung der Parameter für die Kontaktfläche (Interface) zwischen dem Rohr und dem ZFSV\_SE werden die Ergebnisse des Re-SIST aus Abbildung 6.37 im Abschnitt 6.4 verwendet. In Abbildung 8.6 sind die Versuchsergebnisse der normalspannungsabhängigen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  dargestellt und die Funktionen der Ausgleichsgeraden lauten:

$$\tau_{peak} = 0,554 \cdot \sigma_N + 30,33 \text{ kPa} \quad (8.12)$$

$$\tau_{res} = 0,216 \cdot \sigma_N + 3,98 \text{ kPa} \quad (8.13)$$

Daraus folgt für die Gleichungen 8.7 und 8.8 für den **elastischen Interface-Bereich**:

$$\tan \varphi_i = 0,554 \rightarrow \varphi_i = 29,0^\circ \quad (8.14)$$

$$c_i = 30,33 \text{ kPa} \quad (8.15)$$

Und für den **plastischen Interface-Bereich**:

$$\tan \varphi_i = 0,216 \rightarrow \varphi_i = 12,2^\circ \quad (8.16)$$

$$c_i = 3,98 \text{ kPa} \quad (8.17)$$

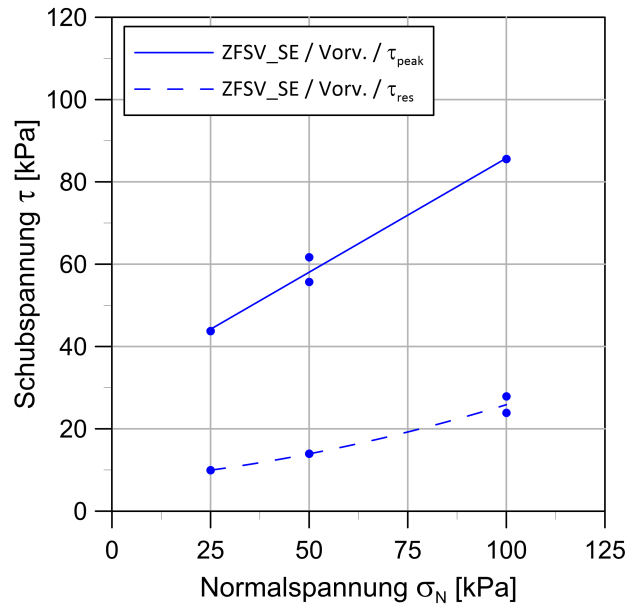


Abbildung 8.6: Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  ermittelt mit dem Re-SIST

Die elastischen Verformungen des Interface  $u_{el,int}$  können mit Gleichung 8.18 berechnet werden [17]. Der Parameter  $t_i$  entspricht der virtuellen Dicke der Kontaktfläche. Diese kann in PLAXIS mit dem „virtual thickness factor“ und der Elementgröße beeinflusst werden. Bei den hier durchgeführten Berechnungen wurde der Einfluss des „virtual thickness factor“ auf das Berechnungsergebnis untersucht und der Faktor 0,05 gewählt. Multipliziert mit der globalen Elementgröße ergibt das eine Dicke des Interface-Bereichs von 11 cm. Da der Schubmodul  $G_i$  im Interface nicht durch den Parameter  $R_{inter}$  reduziert wird ( $R_{inter} = 1$ ), wird in diesem Bereich der elastische Schubmodul des umgebenden ZFSV angesetzt. Der elastische Schubmodul entspricht dem Wert des Schubmoduls des ZFSV bei der Ent- und Wiederbelastung  $G_{ur}$ , der auch unterhalb der Grenzspannung des Strukturbruchs angesetzt wird. Da die deviatorische Grenzspannung nicht überschritten wird, kann der Einfluss der elastischen Verformungen des Interface vernachlässigt werden. Dies konnte durch die numerischen Berechnungsergebnisse bestätigt werden.

$$u_{el,int} = \frac{\tau \cdot t_i}{G_i} \quad (8.18)$$

Weitere Informationen zum Thema Interface sind in [17], [19] und [132] enthalten.

### 8.2.3. Berechnungsmodell

Als Vorlage für das Modell dient ein durchgeführter Feldversuch, bei dem eine GIL in ZFSV\_SE verfüllt, mit Innendruck belastet und erwärmt wurde. Bei dem Versuch wurden die Normalkraft im Rohr am natürlichen Festpunkt und die Rohrverschiebungen an verschiedenen Punkten entlang des Rohres gemessen. Genauer wird der Feldversuch in Abschnitt 9.5 beschrieben. Der Grabenquerschnitt ist in Abbildung 8.7 dargestellt und wird dementsprechend in PLAXIS übertragen. Der Graben mit der ZFSV-Verfüllung und dem Rohr wurde als Ausgangszustand im Programm eingegeben.

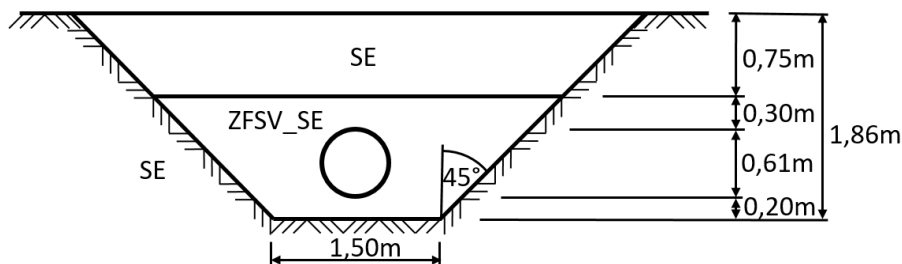


Abbildung 8.7: Grabenquerschnitt des Feldversuchs für das PLAXIS-Modell

Das Modell wurde hinsichtlich der Abmessungen der Modelltiefe und -breite und der Elementgröße variiert bis die maximalen Verschiebungen  $u_{peak}$  konvergierten. Hier wird nur auf das Modell eingegangen, das die Konvergenzkriterien erfüllt hat. Das Modell besitzt eine Breite von 60 m und eine Tiefe unterhalb der Rohrachse von 25 m. Als Rohrlänge wurde  $L_0 = 100$  m angesetzt. In Tabelle 8.4 sind zusätzliche Informationen zum Berechnungsmodell und zur Vernetzung aufgelistet.

Tabelle 8.4: Informationen zum Berechnungsmodell und zur Vernetzung

Anzahl der Elemente	875257
Anzahl der Knoten	1343254
Mittlere Elementgröße	0,2631 m
Maximale Elementgröße	11,34 m (am Modellrand)
Minimale Elementgröße	0,03406 m (an der Kontaktfläche)

Das Rohr wird an einem Ende fixiert und an dem anderen Ende frei verschieblich gelagert. Wie bereits in Abschnitt 8.2.2 beschrieben wurde, wird der Bereich mit elastische und plastische Kontaktverhalten vorgegeben, damit die Steifigkeit im Interface-Bereich nicht mit dem Faktor  $R$  reduziert werden muss, um das Kontaktverhalten nachbilden zu können. In Abbildung 8.8 ist das Berechnungsmodell als Skizze mit den elastischen und plastischen Kontaktbereichen dargestellt. Der Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich wurde in der Mitte des Modells bei der Rohrposition  $x = 50$  m festgelegt. Die axiale Dehnung des Rohres wird solange erhöht, bis die Schubspannung  $\tau$  nur am Ende des elastischen Kontaktbereichs bei der Rohrposition  $x = 50$  m mit

der maximalen Schubspannung  $\tau_{peak}$  aus der KWAI übereinstimmt. Es wird die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  aus der KWAI mit der um den Umfang gemittelten axialen Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der mittleren Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  betrachtet.

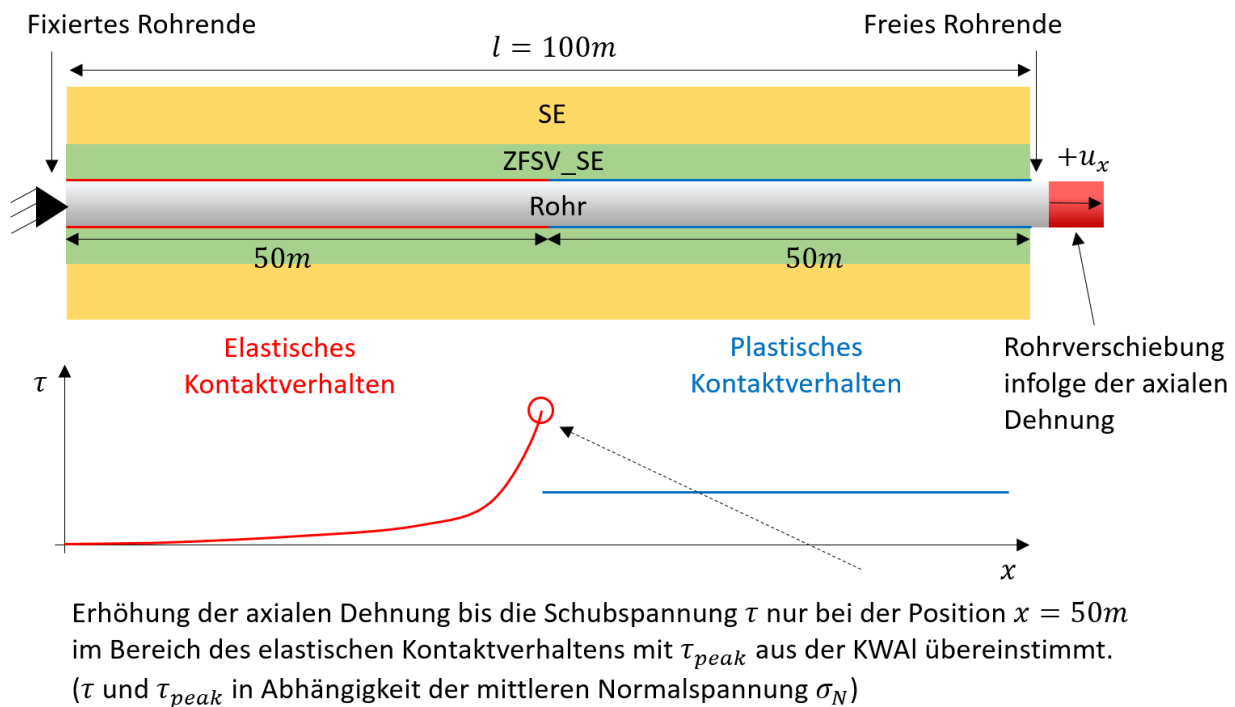


Abbildung 8.8: Skizze zum Berechnungsmodell mit der Einteilung in elastisches und plastisches Kontaktverhalten und der daraus resultierenden Schubspannungsverteilung

#### 8.2.4. Berechnungsergebnisse

Zur Bestimmung der Verschiebung  $u_{peak}$  bei der Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  wird die aus den numerischen Berechnungen resultierende KWAI für verschiedene mittlere Kontaktnormalspannungen  $\sigma_N$  ausgewertet. Hierzu wird die axiale Verschiebung  $u_x$  des Rohres und die an der gleichen Rohrposition angreifende Schubspannung  $\tau$  auf der Höhe der Rohrachse an der Kontaktfläche als Arbeitslinie dargestellt. Die numerischen Berechnungen werden für mehrere Kontaktnormalspannungen  $\sigma_N$  durchgeführt, indem vor der axialen Dehnung eine radiale Rohrdehnung aufgebracht wird. In Abbildung 8.9 sind die Rohrlängsverschiebungen  $u_x$  und die Schubspannungen  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  dargestellt. Zusätzlich ist die axiale Verschiebung des ZFSV direkt an der Kontaktfläche auf der Höhe der Rohrachse mit aufgetragen. Man erkennt, dass im Bereich des elastischen Kontaktverhaltens bis zur Rohrposition  $x = 50\text{m}$ , die Verschiebungen des Rohres mit denen des ZFSV an der Kontaktfläche gleich sind und somit keine Relativverschiebungen auftreten. Ab der Position  $x = 50\text{m}$  tritt plastisches Kontaktverhalten mit Relativverschiebungen zwischen dem Rohr und ZFSV auf. Die Rohrverschiebungen nehmen mit der Position  $x$  weiter zu und erreichen am Rohrende bei  $x = 100\text{m}$  den Wert  $u_x = 43,5\text{mm}$ .

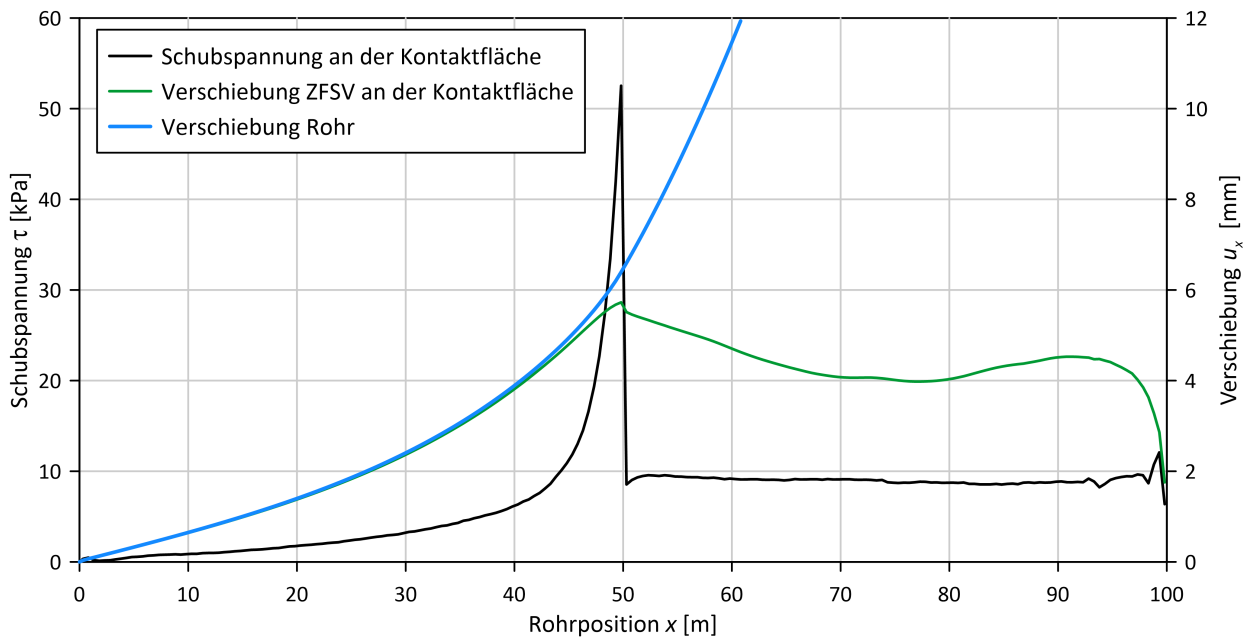


Abbildung 8.9: Schubspannung  $\tau$  an der Kontaktfläche zwischen dem Rohr und dem ZFSV und Verschiebung  $u$  des Rohres und des ZFSV der Kontaktfläche bei einer mittleren Kontaktnormalspannung von  $\sigma_N = 28,8$  kPa in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

In Abbildung 8.10 wird aus der Rohrverschiebung  $u_x$  und der Schubspannung  $\tau$  die KWA1 aus den numerischen Berechnungen für verschiedene mittlere Kontaktnormalspannungen  $\sigma_N$  dargestellt. Man erkennt, dass die Schubspannungen im elastischen Bereich nichtlinear zunehmen und die axiale Rohrverschiebung  $u_{peak}$  bis die Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  erreicht wird, von der Kon-

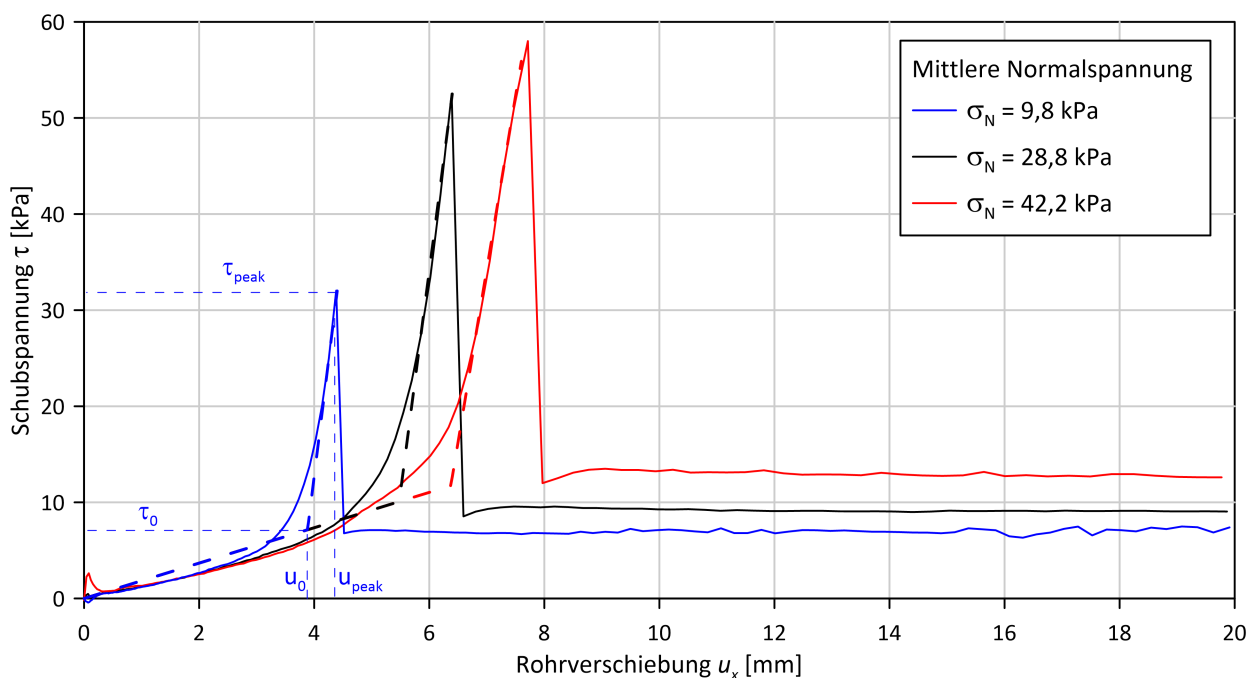


Abbildung 8.10: Aus der Rohrverschiebung  $u_x$  und Schubspannung  $\tau$  an der Kontaktfläche ermittelten KWA1

taktnormalspannung  $\sigma_N$  abhängig ist. Der nichtlineare Verlauf resultiert aus den Verformungen des umgebenden Bodens. Da es für Berechnungsansätze erforderlich sein kann, die KWA1 bis zur Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  linear darzustellen, wird der Bereich wie in Abbildung 8.10 aufgezeigt, in einen linearen Bereich bis zur Verschiebung  $u_0$  bzw. Schubspannung  $\tau_0$  und einen Bereich zwischen  $u_0$  und  $u_{peak}$  ( $\tau_{peak}$ ) unterteilt. Bis zur Verschiebung  $u_0$  wird eine konstante Steigung für alle berechneten Kontaktnormalspannungen angenommen. Der lineare Verlauf bis zur Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  wird so gewählt, dass das Integral der Schubspannungen über die Verschiebungen bis zu  $u_{peak}$  des numerisch ermittelten, parabolischen Verlaufs mit der bilinearen Annahme übereinstimmt.

In der Abbildung 8.11 sind die maximalen Verschiebungen  $u_{peak}$  sowie die Verschiebung  $u_0$  in Abhängigkeit der mittleren Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$  aufgetragen. Es muss berücksichtigt werden, dass diese Ergebnisse nur für die Kontaktmaterialien ZFSV\_SE und HDPE sowie nur für den angenommenen Rohrgraben verwendet werden können und sich der plastische Bereich über eine Länge ausbildet, ab der eine weitere Erhöhung der plastischen Aktivierungslänge keinen Einfluss auf die resultierenden Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  hat. Zusätzlich muss beachtet werden, dass bei der KWA1 für die Berechnung kein linear entfestigender Bereich eingegeben werden konnte. Ein entfestigender Bereich könnte aufgrund der größeren mobilisierbaren Schubspannungen, im Vergleich zum plastischen Bereich, die Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  erhöhen, da größere Bodenverzerrungen im entfestigenden Bereich auftreten und dementsprechend größere Verformungen im umgebenden Boden. Die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  kann mit der Gleichung 8.12 berechnet werden. Die Schubspannung  $\tau_0$  wird über die konstante Steigung bis  $u_0$  mit der folgenden Gleichung berechnet:

Schubspannung  $\tau_0$ :

$$\tau_0 = 1,84 \frac{\text{kPa}}{\text{mm}} \cdot u_0 \quad (8.19)$$

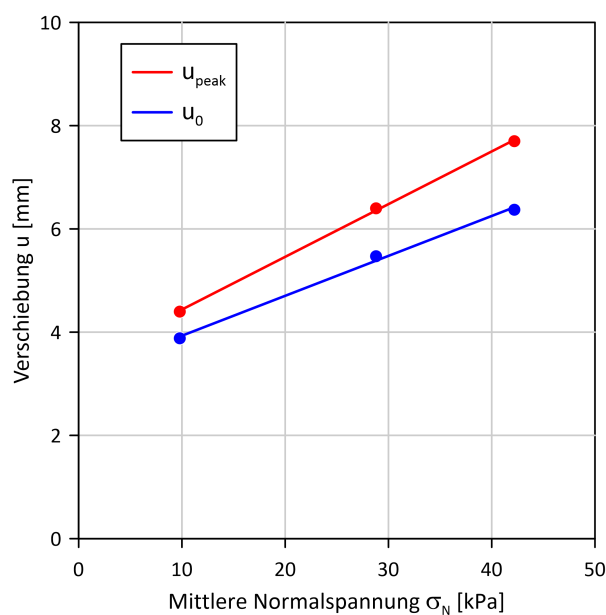


Abbildung 8.11: Verschiebungen  $u_{peak}$  und  $u_0$  in Abhängigkeit von  $\sigma_N$

Aus den Ausgleichsgeraden in Abbildung 8.11 kann der Zusammenhang zwischen der mittleren Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$  und den Verschiebungen  $u_{peak}$  und  $u_0$  folgendermaßen formuliert werden:

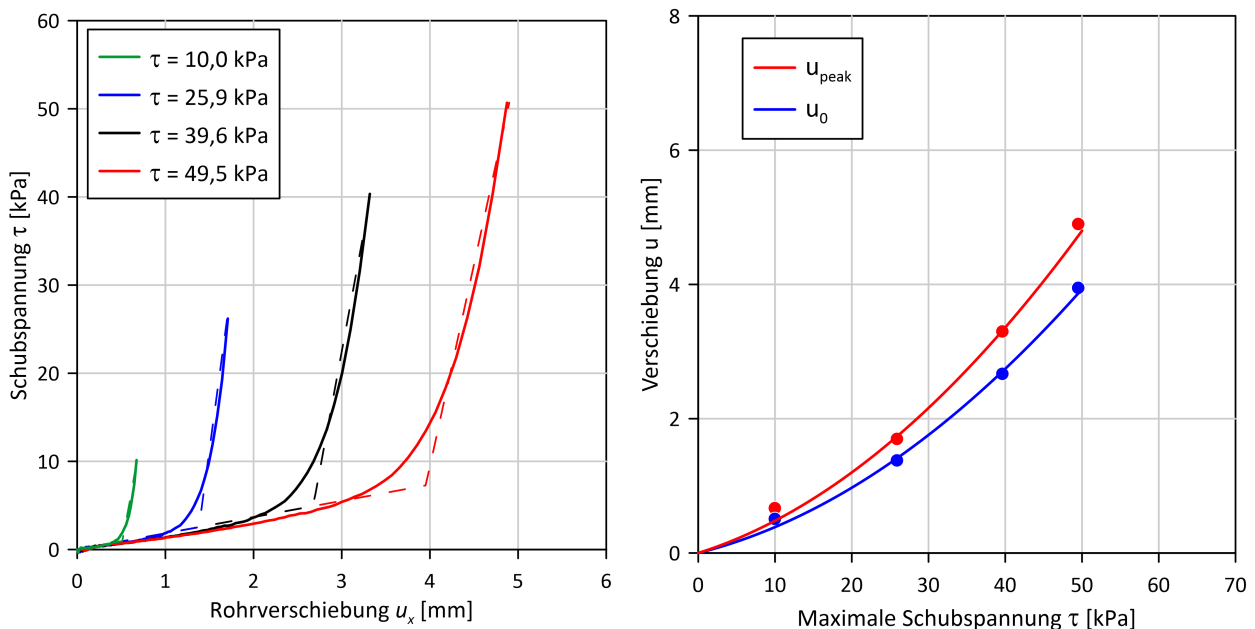
Verschiebung  $u_{peak}$ :

$$u_{peak} = 0,102 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \sigma_N + 3,42 \text{ mm} \quad (8.20)$$

Verschiebung  $u_0$ :

$$u_0 = 0,077 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \sigma_N + 3,16 \text{ mm} \quad (8.21)$$

Wird die Adhäsion zwischen Rohr und ZFSV nicht überwunden, kann die KWA1 mit den in Abbildung 8.11 ermittelten Verschiebungen nicht verwendet werden. Es werden hierzu numerische Berechnungen durchgeführt, die folgendermaßen vom Berechnungsmodell in Abschnitt 8.2.3 abweichen. Im Bereich des plastischen Kontaktverhaltens wird die Größe der maximal mobilisierbaren Schubspannung  $\tau$  auf einen vernachlässigbaren Wert reduziert. Dadurch wird gewährleistet, dass bei einer temperaturbedingten Dehnung des Rohres die maximale Adhäsionsspannung in der Mitte des Modells auftritt und somit der Einfluss der Modellränder vernachlässigt werden kann. Die Auswertung erfolgt analog zu den vorherigen Berechnungen. Die Berechnungen wurden für eine um den Rohrumfang gemittelte Kontaktnormalspannung von  $\sigma_N = 26,6 \text{ kPa}$  durchgeführt.



(a) KWA1 aus PLAXIS mit unterschiedlichen maximalen Schubspannungen  $\tau$

(b) Verschiebungen  $u_{peak}$ ,  $u_0$  und  $u_{el}$  in Abhängigkeit der maximalen Schubspannung  $\tau$

Abbildung 8.12: Ergebnisse der numerischen Berechnungen für eine Schubspannungszunahme unterhalb der maximal mobilisierbaren Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  bei einer mittleren Kontaktnormalspannung von  $\sigma_N = 26,6 \text{ kPa}$



Aus den Ausgleichsgeraden in Abbildung 8.12b wird der Zusammenhang zwischen der maximalen Schubspannung  $\tau$  und den Verschiebungen  $u_{peak}$  und  $u_0$  folgendermaßen beschrieben:

Verschiebung  $u_{peak}$ :

$$u_{peak} = 0,0012 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}^2} \cdot \tau^2 + 0,0360 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \tau \quad (8.22)$$

Verschiebung  $u_0$ :

$$u_0 = 0,0010 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}^2} \cdot \tau^2 + 0,0286 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \tau \quad (8.23)$$

Es muss beachtet werden, dass diese Zusammenhänge nur für den berechneten Grabenaufbau mit den angenommenen Materialien sowie für eine mittlere Normalspannung von  $\sigma_N = 26,6 \text{ kPa}$  gültig sind und die Adhäsion bei der Erwärmung an keiner Stelle des Rohres überwunden wird.

Um den Einfluss des plastischen Bereichs auf die Verschiebungen für die KWA1 zu verdeutlichen, werden für eine Normalspannung von  $\sigma_N = 26,6 \text{ kPa}$  die Verschiebungen  $u_{peak}$  mit und ohne einen plastischen Bereich nach der maximalen Adhäsionsspannung berechnet. Die Schubspannung  $\tau_{peak}$  beträgt nach Gleichung 8.12 45,1 kPa. Bildet sich bei der Erwärmung ein plastischer Bereich aus, der so lang ist, so dass eine weitere Erhöhung der Aktivierungslänge keinen Einfluss mehr auf die Verschiebung im elastischen Bereich hat, so folgt nach Gleichung 8.12a für die Verschiebung  $u_{peak} = 6,1 \text{ mm}$ . Wird die Adhäsion an keiner Stelle entlang des Rohres bei der Erwärmung überwunden, aber eine maximale Schubspannung von 45,1 kPa erreicht, so beträgt die Verschiebung  $u_{peak}$  nach Gleichung 8.22 4,1 mm. Dies bedeutet, dass durch die Zunahme der Länge des plastischen Bereichs, die KWA1 im elastischen Bereich verändert wird, indem die Verschiebung  $u_{peak}$  von 4,1 mm auf 6,1 mm zunimmt. Ebenso verändert sich die Verschiebung  $u_0$  und demzufolge auch die Schubspannung  $\tau_0$ .

### 8.3. Kontaktwiderstandsarbeitslinie

Aus den maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$ , die mittels Re-SIST oder RIST ermittelt wurden und den Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  kann die KWA1 bis zur Adhäsionsspannung festgelegt werden. Zur Ermittlung der Verschiebung bis die Schubspannungen den Residualwert  $\tau_{res}$  erreicht, wird aus dem Zusammenhang zwischen dem Betrag der Durchschiebekraft  $|F|$  im Großversuch mit ZFSV-Bettung und den akkumulierten Verschiebungen  $s_{ak}$  ermittelt. Der Kraft-Verschiebungs-Verlauf ist in Abbildung 8.13 dargestellt und wurde bereits in Abschnitt 7.7.4.1 beschrieben und erläutert.

Aus Abbildung 8.13 wird die Verschiebung, ab der die Schubspannung einen residualen Wert erreicht hat, mit  $u_{res} \approx 600 \text{ mm}$  abgeschätzt. Bei einem Außendurchmesser des Rohres von  $D_a = 622 \text{ mm}$  entspricht das:  $u_{res}/D_a \approx 1,0$ . Aus dem Forschungsprojekt [7] (siehe Abschnitt 2.4.2.2), bei dem KMR durch ZFSV-Bettungen geschoben wurden, wurde gefolgert, dass Residualwerte immer erst ab Verschiebewegen von  $s > D_a$  erreicht werden.

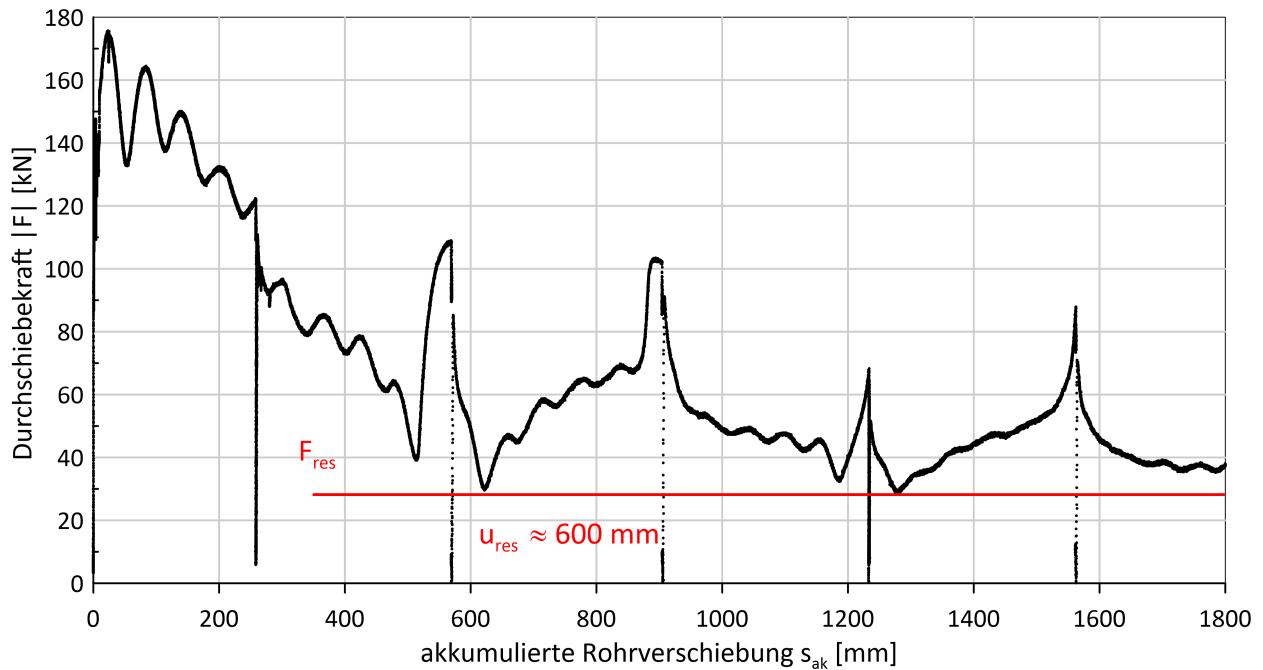


Abbildung 8.13: Betrag der Durchschiebekräfte  $|F|$  in Abhängigkeit der akkumulierten Rohrverschiebungen  $s_{ak}$  des Großversuchs mit ZFSV\_SE-Bettung im Ausgangszustand

Aus den Ergebnissen der kleinmaßstäblichen Kontaktflächenscherversuche, dem Großversuch und den numerischen Berechnungen wird die KWAI in Abbildung 8.14 zusammengefasst. Es wird dabei angenommen, dass der ZFSV bereits soweit verfestigt ist, dass die Schubspannungen  $\tau$  und Verschiebungen  $u$  nahezu unabhängig vom ZFSV-Alter sind. Wird die Adhäsionsspannung nicht überwunden, muss die Abhängigkeit der KWAI des elastischen Bereichs von der am Rohr angreifenden maximalen Schubspannung berücksichtigt werden (siehe Abschnitt 8.2.4; Abbildung 8.3).

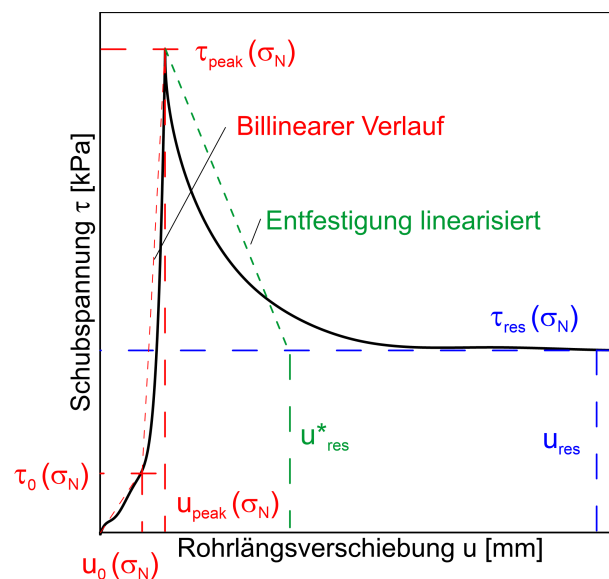


Abbildung 8.14: KWAI der Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE für die Ersterwärmung

Für die rohrstatischen Berechnungsansätze kann es erforderlich sein, dass die KWAI in lineare Abschnitte unterteilt werden muss. Demzufolge muss zusätzlich zum bilinearen Schubspannungsverlauf bis zur Adhäsionsspannung  $\tau_{peak}$  nach Abschnitt 8.2.4, die Entfestigung mit einer Ausgleichsgerade angenähert werden. Da die größte Entfestigung direkt nach Überschreiten der Adhäsionsspannung auftritt, muss die Verschiebung  $u_{res}$  deutlich reduziert werden, um keinen zu großen Wert der mobilisierbaren Schubspannung anzusetzen. Es wird angenommen, dass der reduzierte Wert der Verschiebung  $u_{res}^*$  für die folgenden Berechnungsbeispiele mit dem Bettungsmaterial ZFSV\_SE 10 % der Verschiebung  $u_{res}$  entspricht.

Für die Abkühlung und Wiedererwärmung wird aus den zyklischen Re-SIST von Wagner [138] (siehe Abschnitt 2.3.3) gefolgert, dass vor dem Überwinden der Adhäsion unterhalb der Kraft  $F_{peak}$ , die Rohrverschiebungen mit den Temperaturzyklen zunehmen können. Inwiefern dies vom kleinmaßstäblichen Laborversuch auf ein erdverlegtes Rohr unter Temperaturbeanspruchung übertragen werden kann, muss noch genauer untersucht werden. Es wird für die rohrstatischen Berechnungen empfohlen, bis zur Adhäsionsspitze einen bilinear-elastischen Ansatz zu wählen, bei dem die Verschiebung  $u_{peak}$  und  $u_0$  je nach Laststufe auf der sicheren Seite liegend verwendet wird. Wird die Adhäsion überwunden, kommt es zur Entfestigung bis ein Residualwert erreicht wird. Bei einer Richtungsumkehr der Verschiebung durch eine Abkühlung bzw. Wiedererwärmung, dreht sich auch die Richtung der angreifenden Schubspannungen um. Bei einer sehr geringen Verschiebung kann ein Maximalwert auftreten, der deutlich geringer ist als beim erstmaligen Verschieben und sich mit weiterem Verschiebeweg auf den Residualwert abbaut. Für die Berechnung ist es in der Regel ausreichend, einen perfekt-plastischen Ansatz zu verwenden. In Abbildung 8.15 ist die KWAI dargestellt, wie sie für die Abkühlung und Wiedererwärmung angesetzt werden kann.

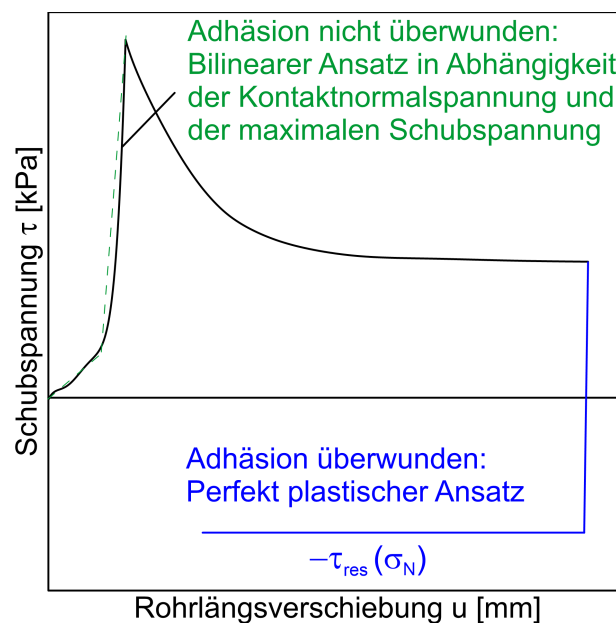


Abbildung 8.15: KWAI der Kontaktmaterialien ZFSV und HDPE für die Abkühlung und Wiedererwärmung

## 9. Berechnungsmodell für die behinderte Temperaturdehnung mittels Stab-Feder-System

### 9.1. Allgemeines

Um komplexere Rohrtrassen mit Längen von mehr als 150 m mit Rohrkrümmungen oder -biegungen berechnen zu können, wird ein Stab-Feder-System entwickelt, mit dem unterschiedlichste Rohrsysteme bemessen werden können. Numerische Berechnungen von komplexeren oder „längeren“ Systemen sind mit Finite-Elemente-Programmen, bei denen das Rohr als Volumenmodell und der umgebende Boden mitmodelliert werden, nicht bzw. kaum möglich, da die Vernetzung der Rohre durch die geringen Rohrwandstärken und sehr großen Rohrlängen zu Problemen führt. Falls eine Vernetzung möglich ist, kann die Rechenzeit mehrere Wochen benötigen. Aus diesen Gründen wird ein Stab-Feder-System entwickelt, mit dem die maßgebenden Lastfälle einer Rohrtrasse berechnet werden können. Das Rohr wird als Stab und der aus dem umgebenden Boden resultierende Verschiebewiderstand als Feder modelliert.

Für die Bemessung der Rohre sind folgende Lastfälle maßgebend:

- **Ersterwärmung:** Bei dem erstmaligen Erwärmen des Rohres treten die größten Widerstände der Kontaktflächenarbeitslinie auf und somit sind die Normalspannungen entlang des Rohres maximal.
- **Wiedererwärmung (nach  $x$ -Zyklen):** Da die Kontaktkräfte mit der Anzahl der zyklischen Verschiebungen geringer werden, nehmen die Verschiebungen mit jeder Abkühlung und Wiedererwärmung zu. Für die Bemessung der Rohrtrasse ist die Wiedererwärmung maßgebend, bei der die KWA1 durch weitere Verschiebungen nicht weiter abnimmt und eine minimale KWA1 bzw. eine maximale Rohrverschiebung erreicht wird.
- **Abkühlung:** Bei der Abkühlung zieht sich das Rohr zusammen und die Richtung der axialen Kontaktkräfte dreht sich in Teilbereichen um, wodurch Zugkräfte im Rohr auftreten. Aus der Erwärmung und der Abkühlung wird die Spannungs- und Verschiebungsschwingbreite ermittelt. Es wird zwischen der Erstabkühlung und der Wiederabkühlung unterschieden. Die Wiederabkühlung ist analog zur Wiedererwärmung der Zustand, bei dem weitere Temperaturzyklen keinen Einfluss auf den Verschiebungs- und Normalkraftverlauf haben.

Die einzelnen Lastfälle werden in den folgenden Abschnitten beschrieben und im Abschnitt 9.5 der Berechnungsansatz mit Messergebnissen eines Feldversuchs verglichen.

### 9.2. Ersterwärmung

Wie bereits beschrieben treten bei der Ersterwärmung die größten Widerstände gegen die temperaturbedingte Rohrverschiebung auf. Es wird aus dem Ausgangsspannungszustand und der Normalspannungszunahme durch die radiale Rohrausdehnung die resultierende Kontaktnormalspannung

berechnet. Mit der Normalspannung an der Kontaktfläche und der versuchstechnisch und numerisch ermittelten KWAI kann die mobilisierbare Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrlängsverschiebung  $u$  als Feder modelliert werden.

### 9.3. Wiedererwärmung

Die Wiedererwärmung kann unabhängig von den anderen Laststufen berechnet werden. Es wird die Wiedererwärmung berechnet, ab der die Rohrverschiebungen mit weiteren Temperaturzyklen nicht weiter zunehmen. Bei der KWAI wird, wie in Abbildung 9.1 dargestellt, der entfestigende Anteil nicht berücksichtigt, da angenommen wird, dass die Kontaktkräfte mit akkumulierten Verformungen sich dem residualen Zustand, also der Restreibung annähern. Für die Größe der Verschiebewiderstände der KWAI wird hier auf der sicheren Seite liegend ein Minimalwert gewählt. Voraussetzung für diesen Ansatz ist, dass die Temperatur der Wiedererwärmung mindestens der Temperatur der Ersterwärmung entspricht. Dadurch wird sicher gestellt, dass der Bereich der KWAI bis zur Adhäsionsspitze bei der Wiedererwärmung in einem Bereich des Rohres auftritt, in dem bei der Ersterwärmung die Adhäsion noch nicht überwunden wurde.

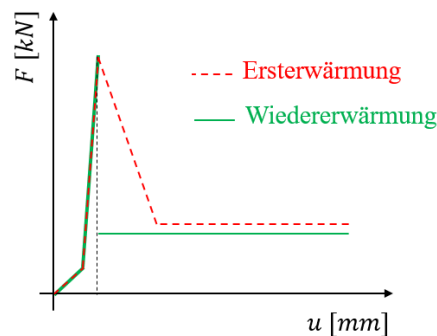


Abbildung 9.1: KWAI für ZFSV für die Ersterwärmung und Wiedererwärmung

### 9.4. Abkühlung

Zur Berechnung der Abkühlung, ist der Ausgangszustand notwendig, der dem Erst- bzw. Wiedererwärmungszustand entspricht und um den Einfluss der radialen Rohrverformung korrigiert wird. Daher muss ein Stabwerksprogramm verwendet werden, bei dem mehrere Berechnungsschritte programmierbar sind. Außerdem musste das Stabwerksprogramm nichtlineare Federmodelle unterstützen. Da die Eingabe von Federmodellen wie sie für ZFSV für Wiedererwärmungs- und Abkühlungsbelastungen erforderlich wären, nicht ohne weiteres möglich ist, wird als Beispiel mit dem Programm RSTAB der Firma *Dlubal* folgende Eingabe empfohlen:

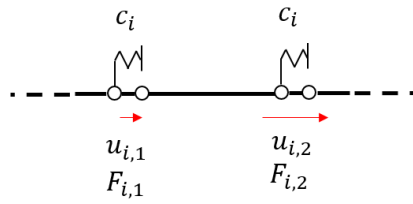
Wie bereits beschrieben, ist die Abkühlung von der Berechnungsphase der Erwärmung abhängig, die um den Einfluss der radialen Rohrverformung durch die Abkühlung angepasst wird. Grundlage des Berechnungsansatzes ist, dass die maximale elastische Schubspannung bei der Erwärmung und Abkühlung an der gleichen Rohrposition angreift. Dies wird angenommen, da im Bereich

zwischen der maximalen Adhäsionsspannung und dem beweglichen Rohrende die Adhäsion bei der Erwärmung bereits überwunden wurde und somit auch bei der Abkühlung dort nicht mehr aktiviert werden kann. In dem Bereich, in dem Adhäsion noch wirkt, werden die Schubspannungen bei der Abkühlung reduziert, der Maximalwert tritt aber weiterhin am Übergang zwischen dem elastischen zum entfestigenden bzw. plastischen Bereich auf. Wird das Rohr nicht bis zur Ausgangstemperatur abgekühlt, sondern auf deutlich geringere Temperaturen, so kann die Adhäsionsspannung überwunden werden und die Position der maximalen Schubspannung wandert in Richtung des Haftbereichs bzw. Festpunktes. Ist dies der Fall, so kann die Berechnung analog der Ersterwärmung mit negativen Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  durchgeführt werden, da die Erwärmung keinen Einfluss mehr auf das Berechnungsergebnis der Abkühlung hat. Im Folgenden wird eine Abkühlung oberhalb dieser Grenztemperatur betrachtet.

Da in den einzelnen Berechnungsphasen die Federn nur aktiviert bzw. deaktiviert werden können, wurden zwei Knoten direkt nebeneinander erstellt. Im Ausgang- bzw. Abkühlungsberechnungsschritt ist jeweils ein Knoten mit der jeweiligen Federkennlinie aktiviert. In den Abbildungen 9.2 und 9.4 wird das Prinzip der Berechnungsschritte für die Berechnung des Lastfalls Abkühlung dargestellt. Für den Lastfall Wiederabkühlung kann der entfestigende Bereich der KWA1 in Abbildung 9.2 entfallen (vgl. KWA1 in Abbildung 9.1).

In Abbildung 9.2 wird das Stab-Feder-Modell für den Berechnungsschritt „Ausgangszustand“ dargestellt und der dazugehörige Knoten mit der KWA1 aktiviert. Durch die Erwärmung für den Ausgangszustand dehnt sich der Stab aus und es entstehen Verschiebungen  $u_i$  und Verschiebewiderstände  $F_i$  an den Knoten. Für die KWA1 müssen die Werte für den Normalspannungszustand der Abkühlung angesetzt werden. Damit, wie bereits beschrieben, die maximalen Schubspannung an der gleichen Position wie bei der Erwärmung angreifen und der Spannungszustand für die Abkühlung verwendet werden kann, muss die Temperatur  $\Delta T$  iterativ verändert werden. Es wird angenommen, dass sich die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  auf den maximalen Wert reduziert, der durch Kontaktnormalspannung möglich ist, falls sich nach dem elastischen noch mindestens teilweise der entfestigende oder positiv plastische Bereich ausbildet. In Abbildung 9.3 ist die KWA1 und der Schubspannungsverlauf in Abhängigkeit der Rohrposition beispielhaft dargestellt. Für die Ersterwärmung wird die KWA1 verwendet, die aus der Ausgangsnormalspannung und der Normalspannung, die aus einer temperaturbedingten radialen Verformung resultiert. Für den Ausgangszustand für die Abkühlungsberechnung auf  $\Delta T = 0\text{ K}$  wird die KWA1 für diese Temperatur verwendet. Damit die korrekten Schubspannungen an den jeweiligen Positionen angreifen, wird das Rohr um die Temperatur erwärmt, bis die maximale Adhäsionsspannung an der gleichen Position wie bei der Ersterwärmung angreift. In dem Beispiel in Abbildung 9.3 wäre das bei einer Temperatur von  $\Delta T = 32\text{ K}$  der Fall. Dieser Spannungszustand bildet den Ausgangszustand für die Abkühlung. Da bei diesem Beispiel auf eine Temperatur von  $\Delta T = 0\text{ K}$  abgekühlt werden soll, muss das Rohr vom Ausgangszustand noch um  $\Delta T = -32\text{ K}$  abgekühlt werden. Beeinflusst die Abkühlung auch den elastischen Bereich bzw. bildet sich direkt nach dem elastischen Bereich der negativ plastische Bereich aus, so muss die KWA1 im elastischen Bereich in Abhängigkeit der maximalen Schubspannung reduziert werden, bis die maximale Schubspannung, die bei der Berechnung mit dem Stab-Feder-System am Rohr angreift, mit dem Maximalwert der KWA1 übereinstimmt. Zur Veranschaulichung kann hierzu das Berechnungsbeispiel im Abschnitt 10.8 betrachtet werden.

Ausgangszustand:



Federmodell für die Ausgangszustand  $c_i$ :

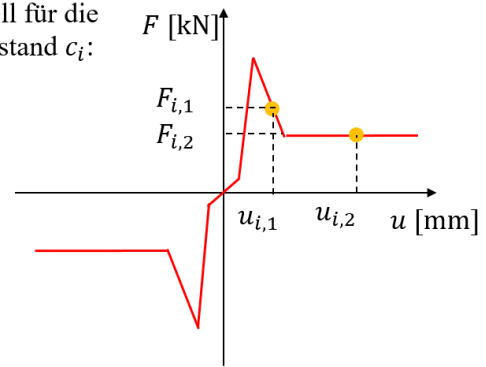
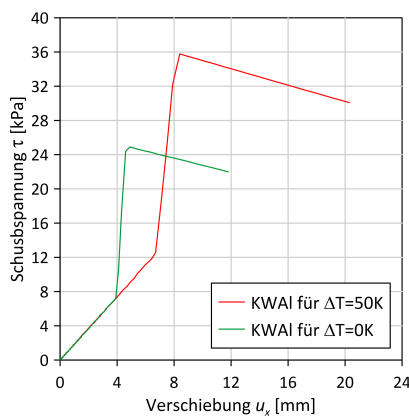
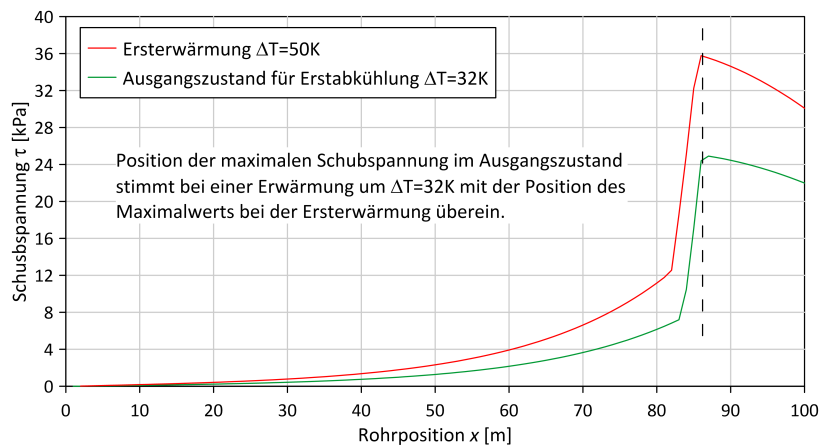


Abbildung 9.2: Prinzip des Berechnungsschritts Ausgangszustand für die Abkühlungsberechnung



(a) Resultierende KWAI aus den Berechnungsergebnissen



(b) Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

Abbildung 9.3: Darstellung des Ausgangszustands in Abhängigkeit der Ersterwärmung

Als Zwischenschritt zwischen dem Ausgangszustand und der Abkühlung werden die Verschiebungen der Knoten auf  $u = 0$  zurückgesetzt, um die Federkennlinie im nächsten Berechnungsschritt vom Ursprung starten zu können. Anschließend werden die Verschiebungen wieder addiert.

In Abbildung 9.4 ist der Berechnungsschritt Abkühlung dargestellt, der auf den Spannungszustand des Ausgangszustandes aufbaut. Da bei diesem Beispiel die Verschiebungen im Ausgangszustand in die positive Richtung stattfanden, müssen bei der Abkühlung die Verschiebungen in die positive Richtung unterdrückt werden. Ansonsten würde sich die Kraft durch weitere Verschiebungen wieder abbauen. Es werden bei diesem Berechnungsschritt nur abkühlungsbedingte Verschiebungen in negativer Richtung zugelassen.

Abkühlung:

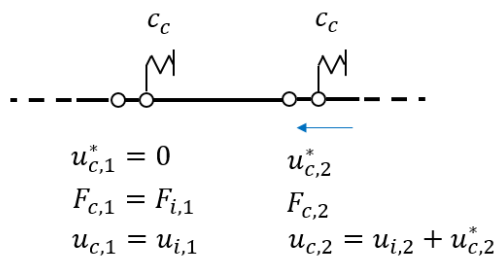
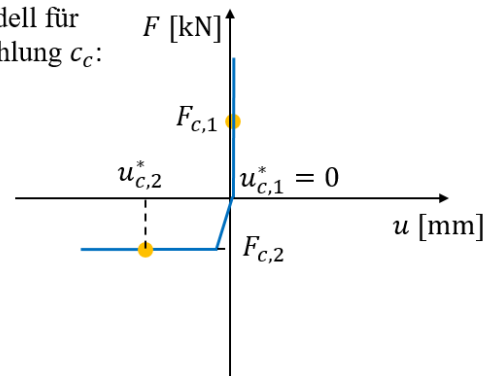
Federmodell für die Abkühlung  $c_c$ :

Abbildung 9.4: Prinzip des Berechnungsschritts Abkühlung nach dem Berechnungsschritt in Abbildung 9.2

Aus dem Normalkraftverlauf im Rohr bei der Erwärmung und der Abkühlung kann die Spannungsschwingbreite berechnet werden. Diese kann für zyklische Beanspruchungen der maßgebende Lastfall für die Dimensionierung einer Rohrtrasse sein.

## 9.5. Berechnung Feldversuch

Zur Verifizierung des Stab-Feder-Systems und der angesetzten KWA1 und Normalspannungen an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  wird die Ersterwärmung eines Feldversuchs nachgerechnet. Die Rohrverschiebungen  $u$  sowie die Normalkraft  $F_x$  am natürlichen Festpunkt werden mit gemessenen Werten überprüft. Der Querschnitt des Grabenaufbaus ist in Abbildung 8.7 dargestellt. Das Rohr kann sich infolge einer Erwärmung von einem Haftbereich bzw. natürlichen Festpunkt in der Mitte in beide Richtungen ausdehnen. Im Haftbereich bzw. am natürlichen Festpunkt wurde die Normalkraft  $F_x$  mittels Kraftmessdosen gemessen. An dem Ende sind die Rohre frei verschieblich in einem Schacht gelagert. Da die Versuchstrasse symmetrisch ist, wird wie in Abbildung 9.5 skizziert, die halbe Rohrlänge mit Festpunkt modelliert. Die Rohrverschiebungen wurden mittels elektrischer Wegaufnehmer gemessen, die mit Glasfaserstangen bis zum Messpunkt am Rohr geführt wurden. Die Glasfaserstangen konnten sich reibfrei in Hüllrohren bewegen. Der Aufbau des Rohres ist

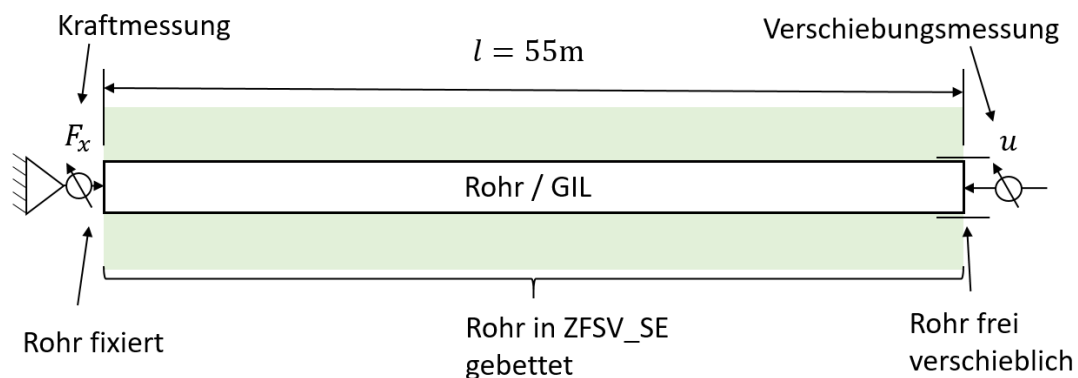


Abbildung 9.5: Skizze des modellierten Rohrabschnitts



in Abschnitt 1.1 beschrieben und eine Skizze des Rohrquerschnitts kann in Abbildung 7.11 im Abschnitt 7.4.1 betrachtet werden.

Es wird nach dem Regelwerk *AGFW FW 401-10* [5] die Normalspannung im Ausgangszustand berechnet. Der Berechnungsansatz ist in Abschnitt 2.5.1 beschrieben. Die Wichte der Überschüttung mit Sand SE beträgt  $\gamma_{SE} = 16,3 \text{ kN/m}^3$  und die Wichte des ZFSV\_SE  $\gamma_{ZFSV\_SE} = 18,8 \text{ kN/m}^3$ . Der Seitendruckbeiwert wurde im Abschnitt 4.3.7 versuchstechnisch ermittelt und beträgt  $K_0 = 0,07$ . Mit dem Eigengewicht des Rohres von  $F_G = 1,0 \text{ kN/m}$  ergibt sich die mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche im Ausgangszustand zu  $\sigma_{N,0} = 13,1 \text{ kPa}$ .

Die radiale Rohraufweitung  $w_{ID}$  durch einen Innendruck von  $p_i = 500 \text{ kPa}$  wird nach Gleichung 7.3 im Abschnitt 7.5.3 mit den dort beschriebenen Parametern berechnet. Die radiale Aufweitung ergibt  $w_{ID} = 0,054 \text{ mm}$  und die Durchmesseränderung in Rohrmitte  $D_{m,ID} = 0,108 \text{ mm}$ . Die Umfangsänderung in Rohrmitte durch die Temperaturänderung wird nach Gleichung 9.1 mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten von der Aluminiumlegierung von  $\alpha_T = 24,2 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  berechnet.

$$\Delta U_m(\Delta T) = D_m \cdot \pi \cdot \alpha_T \cdot \Delta T = 0,600 \text{ m} \cdot \pi \cdot 24,2 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K} \cdot \Delta T \quad (9.1)$$

In Abbildung 9.6 ist die Rohrtemperatur bei der Ersterwärmung dargestellt. Diese wurde entlang des Rohres am Rohrscheitel und an der Rohrsohle gemessen und der Mittelwert gebildet. Die Bodentemperatur wurde im umgebenden Boden auf der Höhe der Rohrachse, im Abstand von ca. 15 m zum Rohr, gemessen.

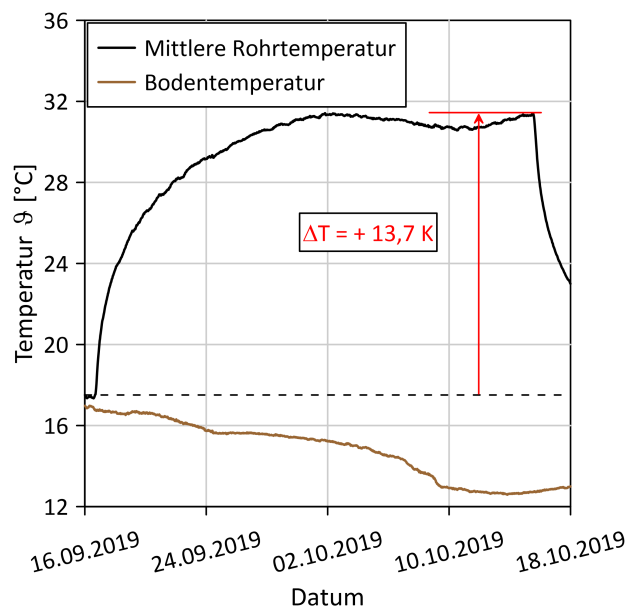


Abbildung 9.6: Zeitlicher Temperaturverlauf  $\vartheta$  der GIL bei der Ersterwärmung

Es werden die Rohrtemperaturänderungen  $\Delta T$  und die Rohrverschiebungen  $u$  auf den Zustand vor dem erstmaligen Erwärmen bezogen. Aus der Temperaturänderung werden nach Gleichung 9.1 die Umfangsänderung  $\Delta U_m$  berechnet und mit der Durchmesseränderung durch den Innendruck von  $\Delta D_{m,ID} = 0,108 \text{ mm}$  die resultierende Durchmesseränderung  $\Delta D_m$  in Rohrquerschnittsmitte

gefolgert. Die Durchmesseränderung wird anschließend auf den Außendurchmesser der HDPE-Ummantelung des Rohres von  $D_{a,HDPE} = 620$  mm umgerechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 9.1 zusammengefasst. Aus dem im Großversuch ermittelten Aufweitungsmodul  $\bar{E}_{B,ZFSV}$  für ZFSV\_SE wird mit der Gleichung 2.6 in Abschnitt 2.5.2 die Normalspannungsänderung  $\Delta\sigma_N$  berechnet. Die resultierende mittlere Normalspannung an der Kontaktfläche  $\sigma_N$  ergibt sich aus der mittleren Normalspannung im Ausgangszustand von  $\sigma_{N,0} = 13,1$  kPa und der Normalspannungsänderung  $\Delta\sigma_N$ .

Tabelle 9.1: Ermittlung der mittleren Normalspannung  $\sigma_N$  an der Kontaktfläche

Rohrtemperatur- änderung	Durchmesser- änderung	Normalspannungs- änderung	Resultierende mittlere Normalspannung
$\Delta T$ [K]	$\Delta D_{a,HDPE}$ [mm]	$\Delta\sigma_N$ [kPa]	$\sigma_N$ [kPa]
+13,7	0,315	14,1	27,2

Um aus der mittleren Normalspannung  $\sigma_N$  die KWAI ermitteln zu können, wurden Re-SIST als Begleitversuche zum Feldversuch durchgeführt. Die normalspannungsabhängigen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  mit einem Probenalter von ca. 28 Tagen sind in Abbildung 9.7 dargestellt. Zum Vergleich sind die Ergebnisse der Re-SIST an ZFSV\_SE als Vorversuche und Begleitversuche zum Großversuch mit dargestellt.

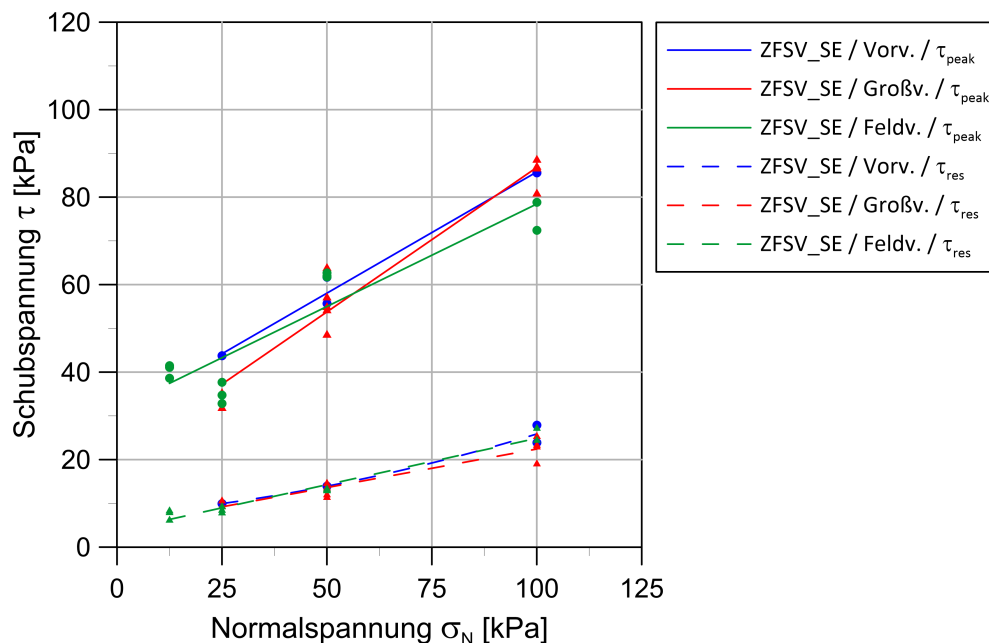


Abbildung 9.7: Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma_N$  mit dem Re-SIST an ZFSV\_SE mit einem Probenalter von ca. 28 Tagen ermittelt

Die Ausgleichsgerade der Schubspannungen  $\tau$  können in Abhängigkeit der Normalspannungen  $\sigma_N$  mit folgenden Funktion wiedergegeben werden:

**Maximale Schubspannung:**

$$\tau_{peak} = 0,469 \cdot \sigma_N + 31,575 \text{ kPa} \quad (9.2)$$

**Residuale Schubspannung:**

$$\tau_{res} = 0,212 \cdot \sigma_N + 3,671 \text{ kPa} \quad (9.3)$$

Mit den Gleichungen 9.2 und 9.3 können aus der mittleren Normalspannung  $\sigma_N$  in Tabelle 9.1 die dazugehörigen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  ermittelt werden. Die dazugehörigen Verschiebungen werden nach den Gleichungen 8.22 und 8.23 in Abhängigkeit der maximalen Schubspannung berechnet. Für die Verschiebung  $u_{res}$  wird 60mm angesetzt. Die Schubspannung  $\tau_0$  wird nach Gleichung 8.19 mit  $\tau_0 = 1,84 \frac{\text{kPa}}{\text{mm}} \cdot u_0$  berechnet.

Abbildung 9.8 zeigt die resultierende KWA1, die für die Berechnung mittels Stab-Feder-System angesetzt wurde.

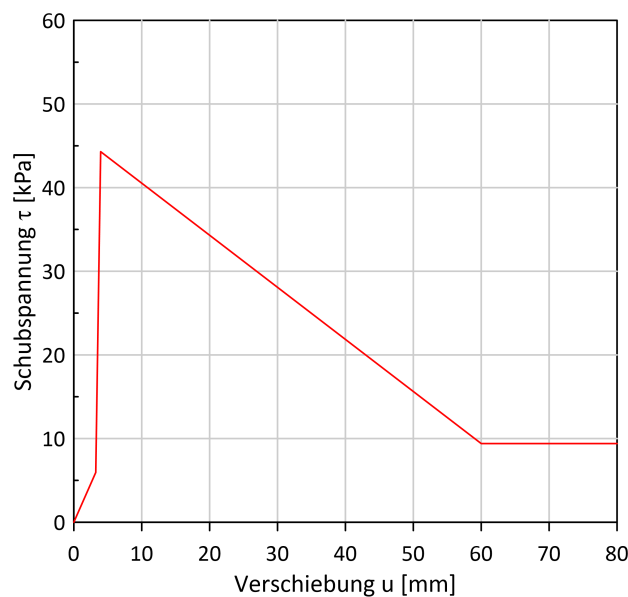
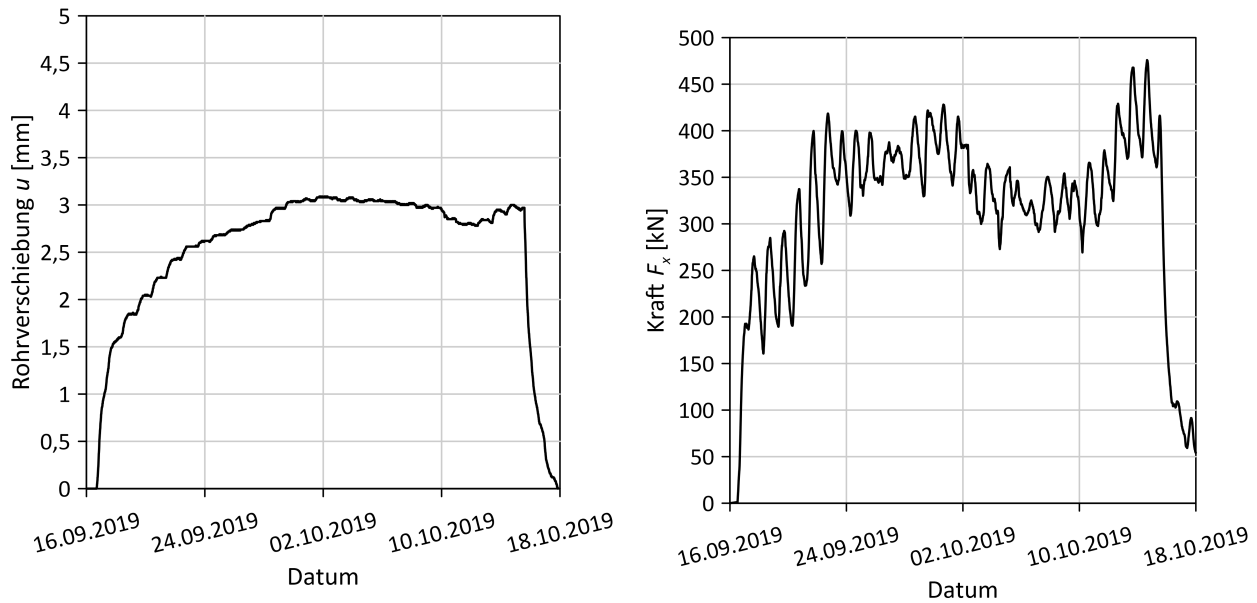


Abbildung 9.8: Resultierende KWA1

Die in der Abbildung 9.9a dargestellten Verschiebungen  $u$  beziehen sich auf den Rohrpunkt, der 6,3m vom frei beweglichen Rohrende entfernt ist. Um die gemessenen Verschiebungen analysieren zu können, wird aus den Berechnungsergebnissen derselbe Punkt ausgewertet. Abbildung 9.9b zeigt die gemessenen Kräfte  $F_x$  am (natürlichen) Festpunkt.



(a) Verschiebungen  $u_x$  im Abstand von 6,3 m vom frei beweglichen Rohrende

(b) Kraft  $F_x$  am natürlichen Festpunkt

Abbildung 9.9: Messergebnisse des Feldversuchs bei der Ersterwärmung

In den Abbildungen 9.10 und 9.11 sind die mittels Stab-Feder-System berechneten Verschiebungen  $u$  und Normalkräfte  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  dargestellt. Für die Federn wurde die KWA1 aus Abbildung 9.8 hinterlegt. Die Stäbe besaßen die Rohrparameter mit einem Elastizitätsmodul von  $E = 70000 \text{ MPa}$ , einem Temperaturausdehnungskoeffizienten von  $\alpha_T = 2,42 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{K}}$  und einer Querschnittsfläche des Rohres von  $A_s = 0,01885 \text{ m}^2$ . Als Belastung wurde auf die Stäbe eine Temperaturerhöhung von  $13,7^\circ\text{C}$  aufgebracht.

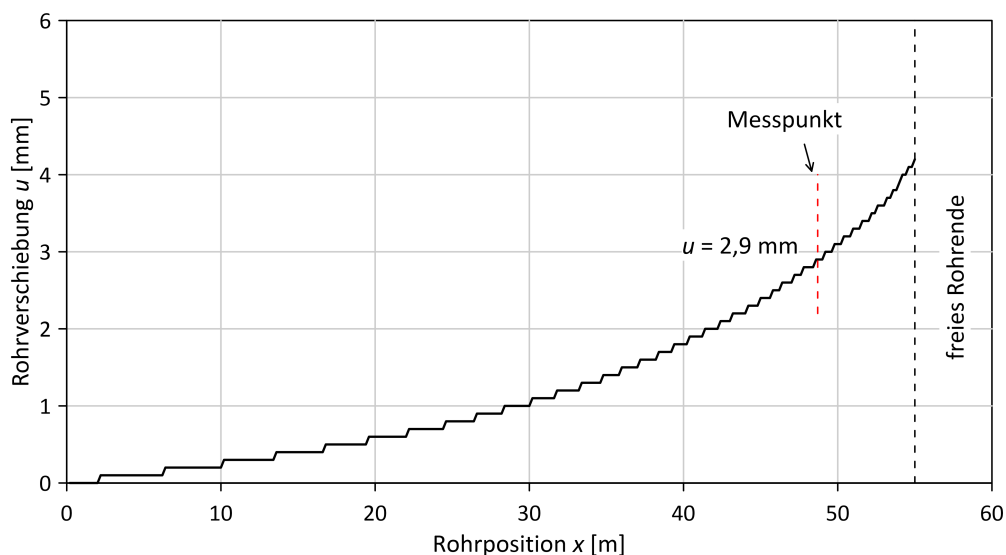


Abbildung 9.10: Mit dem Stab-Feder-System berechnete Rohrverschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Ersterwärmung um  $\Delta T = 13,7 \text{ K}$

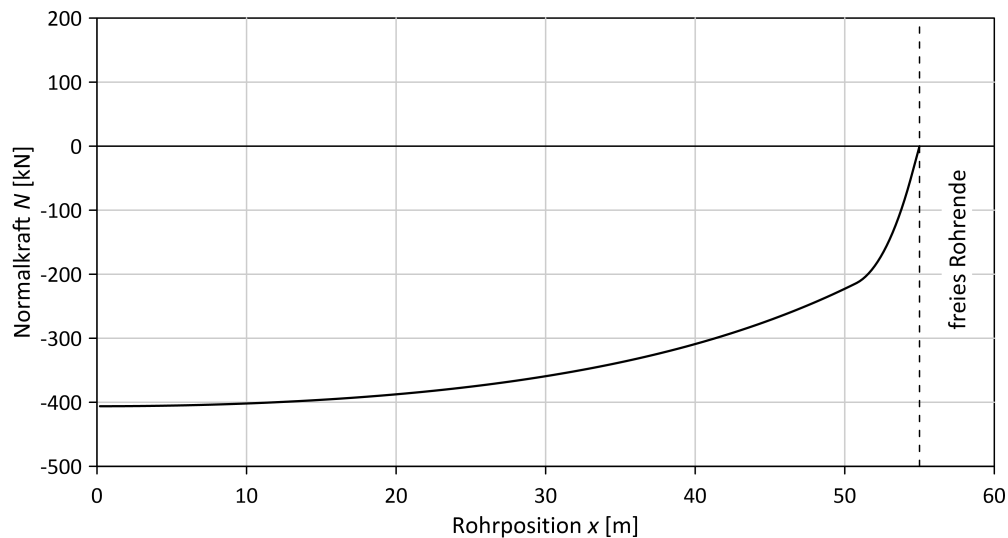


Abbildung 9.11: Mit dem Stab-Feder-System berechnete Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Ersterwärmung um  $\Delta T = 13,7 \text{ K}$

Vergleicht man die gemessene Verschiebung von ca. 3 mm mit dem berechneten Wert von 2,9 mm sowie die am Festpunkt gemessene Kraft von ca. 400 kN mit dem berechneten Wert von 406 kN, so kann gefolgert werden, dass die Berechnungsergebnisse sehr gut mit den Messergebnissen übereinstimmen. Dementsprechend wird durch die Übereinstimmung der Ergebnisse, der Berechnungsansatz mit der KWA1 sowie den dafür notwendigen Kontaktnormalspannungen, bestätigt.

## 10. Halbanalytisches Berechnungsmodell für die behinderte Temperaturdehnung

### 10.1. Allgemeines

In diesem Abschnitt wird ein halbanalytisches Berechnungsmodell beschrieben, mit dem die behinderte axiale Temperaturdehnung von Rohren in ZFSV-Bettung berechnet werden kann. Es wird der Berechnungsansatz von *Wagner* [138], [139] weiterentwickelt und das Berechnungsmodell für die Abkühlung, Wiedererwärmung und Wiederabkühlung des Rohres erweitert. In diesem Abschnitt wird nur der Berechnungsansatz mit den Randbedingungen der einzelnen Lastfälle dargestellt, die zur Herleitung der Gleichungen notwendig sind. Eine detaillierte Herleitung mit Beschreibung der Gleichungen zur Berechnung der axialen Normalkräfte und Verschiebungen des Rohres ist im Anhang A aufgeführt.

Die Gleichungen werden für eine gerade Rohrstrecke hergeleitet, bei der sich an dem einen Ende ein (natürlicher) Festpunkt befindet bzw. ein Haftbereich ausbildet und das andere Ende beweglich gelagert ist. Innendruck und eine Kraft am beweglichen Rohrende z.B. aus der Bettung des abgehenden Rohrschenkels wird in den Gleichungen mitberücksichtigt. Wie im Abschnitt 2.5.4 bereits erklärt, wird zwischen einem Haftbereich und Gleitbereich unterschieden. Bei einem linearen Anstieg der KWA1 bei Verschiebungsbeginn kann jedoch nicht exakt zwischen diesen Bereichen unterschieden werden. Es wird im Folgenden der Rohrabschnitt als Haftbereich definiert, bei dem die Rohrverschiebungen so gering sind, dass sie nahezu keinen Einfluss auf die maximale Rohrverschiebung  $u_{max}$  oder auf die minimale Normalkraft im Rohr  $N_{x,min}$  haben. Da dies iterativ berechnet werden muss, handelt es sich bei diesem Berechnungsansatz um ein halbanalytisches Verfahren.

Die radialen Rohrdehnungen durch Temperatur- oder Innendruckänderungen werden durch Normalspannungsänderung und eine dementsprechende Anpassung der Schubspannungen berücksichtigt.

Für das Rohr wird eine linear-elastische Arbeitslinie mit gleichbleibenden Querschnitt und Materialeigenschaften angesetzt. Aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse im KMR ist die Dehnsteifigkeit des Stahlrohrs maßgebend und bei der GIL das äußere Aluminiumrohr. Schubverzerrungen, Beul-effekte, Verbundschubspannungen oder Begrenzungen der Rohrspannungen werden nicht berücksichtigt. Der Ausgangszustand ist spannungsfrei und die Normalspannung an der Kontaktfläche wird um den Rohrumfang gemittelt. Als Normalspannung  $\sigma_N$  wird die Kontaktnormalspannung zwischen Rohr und Bettung bezeichnet und die Normalkraft  $N(x)$  entspricht der Längskraft im Rohr.

In den folgenden Abschnitten werden die entwickelten Berechnungsansätze an einem Beispiel angewendet. Als Rohrgraben wird der in Abbildung 8.7 beschriebene Querschnitt angenommen und für die KWA1 die Werte aus dem Re-SIST an ZFSV\_SE aus Abschnitt 9.5 (Gleichung 9.2 und 9.3) mit den Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  sowie Schubspannung  $\tau_0$  aus Abschnitt 8.2.4. Für das Beispiel wird eine GIL mit einem Außendurchmesser des für die Dehnsteifigkeit maßgebenden Aluminiumrohrs von  $D_{a,Alu} = 610$  mm und einer Wandstärke von  $t = 10$  mm angesetzt. Der

Außendurchmesser der HDPE-Ummantelung beträgt  $D_{a,HDPE} = 620$  mm. Als maßgebende Rohrttemperaturen werden für den „kalten“ Zustand  $\Delta T = 0$  K und den „warmen“ Zustand  $\Delta T = 60$  K bezogen auf die Ausgangstemperatur angenommen. Es werden die Lastfälle Ersterwärmung, Erstabkühlung, Wiedererwärmung und die Wiederabkühlung dargestellt. Bei der Wiedererwärmung und Wiederabkühlung handelt es sich um den Zustand, bei der weitere Temperaturzyklen keinen Einfluss mehr auf den Normalkraft- oder Verschiebungsverlauf haben. In Tabelle 10.1 sind die benötigten Rohrparameter und in Tabelle 10.2 die Werte für die KWA1 für das Berechnungsbeispiel angegeben. Die Schubspannung  $\tau_0$  und die Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  in Tabelle 10.2 gelten für den Fall, dass die Adhäsion in einem längeren Rohrabschnitt überwunden wurde und bei der Abkühlung keine Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich stattfindet (vgl. Abbildung 10.10).

Tabelle 10.1: Parameter für das Rohr für das Berechnungsbeispiel mit dem halbanalytischen Berechnungsansatz

Beschreibung	Parameter	Wert
$E$ -Modul	$E$	70000 MPa
Querschnittsfläche Aluminiumrohr	$A_s$	0,018 85 m <sup>2</sup>
Außendurchmesser HDPE-Ummantelung	$D_{a,HDPE}$	0,620 m
Temperaturausdehnungskoeffizient	$\alpha_T$	$24,2 \cdot 10^{-6}$ 1/K

Tabelle 10.2: Parameter für die KWA1 für das Berechnungsbeispiel mit dem halbanalytischen Berechnungsansatz

Parameter	Wert
Schubspannung $\tau_0$	$1,84 \frac{\text{kPa}}{\text{mm}} \cdot u_0$
Maximale Schubspannung $\tau_{peak}$	$0,469 \cdot \sigma_N + 31,575$ kPa
Residuale Schubspannung $\tau_{res}$	$0,212 \cdot \sigma_N + 3,671$ kPa
Verschiebung $u_{peak}$	$0,102 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \sigma_N + 3,42$ mm
Verschiebung $u_0$	$0,077 \frac{\text{mm}}{\text{kPa}} \cdot \sigma_N + 3,16$ mm
Verschiebung $u_{res}$	60 mm
Aufweitungsmodul $\bar{E}_{B,ZFSV\_SE}$	29,5 MPa

## 10.2. Grundlagen des halbanalytischen Berechnungsansatzes

Die Grundlagen dieses Berechnungsansatzes basieren auf [10], [15], [71], [136] und [138] sowie auf den Beschreibungen im Abschnitt 2.5.

Die Dehnungen  $\varepsilon(x)$  setzt sich nach Gleichung 10.1 aus der Temperaturdehnung  $\varepsilon_\vartheta$  und der mechanischen Dehnung  $\varepsilon_m$  zusammen. Die Temperaturdehnung  $\varepsilon_\vartheta$  wird aus der Temperaturdifferenz zur Ausgangstemperatur  $\Delta T = \vartheta - \vartheta_0$  und dem Temperatúrausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  berechnet. Die mechanische Dehnung  $\varepsilon_m(x)$  wird aus dem linear-elastischen Stoffgesetz mit dem Elastizitätsmodul  $E$  und der Längsspannung im Rohr  $\sigma_x(x)$  gefolgert.

$$\varepsilon(x) = \varepsilon_{\vartheta} + \varepsilon_m(x) = \Delta T \cdot \alpha_T + \frac{\sigma_x(x)}{E} \quad (10.1)$$

Aus Gleichung 10.1 resultiert für die Normalkraft im Rohr  $N(x)$  die Gleichung 10.2 mit dem Rohrquerschnitt  $A_s$  und der Rohrverschiebung  $u(x)$ .

$$N(x) = E \cdot A_s \cdot (u'(x) - \alpha_T \cdot \Delta T) + F_p \quad (10.2)$$

Die Definitionen der Vorzeichen sind in Abbildung 10.1 dargestellt. Der Wert  $F_p$  ist die axiale Kraft, die aus einem Innendruck und der Querkontraktion des Rohres resultiert und entlang des Rohres konstant ist. Der Innendruck der an einem Rohrende, Rohrknick oder -bogen auf eine Fläche wirkt, muss über den Wert  $F_{RE}$  am Rohrende berücksichtigt werden. Die Kraft  $F_{RE}$  beinhaltet auch die Kräfte, die aus der Bettung des abgehenden Rohrschenkels resultieren.

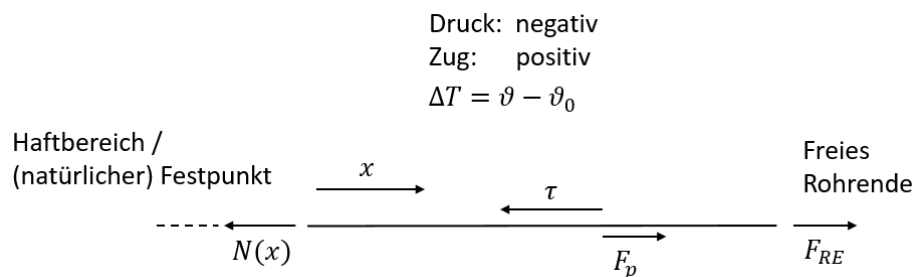


Abbildung 10.1: Definition der Vorzeichen

Das Gleichgewicht am differentiellen Dehnstabelement mit dem Ansatz von Kontaktschubspannungen  $\tau$  ist in Abbildung 10.2 dargestellt. Daraus resultiert die Differentialgleichung 10.3 zweiter Ordnung.

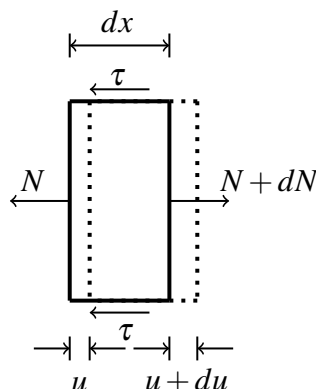


Abbildung 10.2: Gleichgewicht am differentiellen Dehnstabelement (nach [10], [136], [138])

$$E \cdot A_s \cdot u'' - \tau(u) \cdot U = 0 \quad (10.3)$$



In den folgenden Abschnitten werden getrennt für die Ersterwärmung, Abkühlung, Wiedererwärmung und Wiederabkühlung die angesetzten KWA1 und die Randbedingungen dargestellt, die zur Lösung der Differentialgleichung 10.3 notwendig sind. In die Differentialgleichung 10.3 werden für die Schubspannung  $\tau(u)$  die Geradengleichungen für die jeweiligen Abschnitte der KWA1 eingesetzt, gelöst und mit Hilfe der in den folgenden Abschnitten dargestellten Randbedingungen die Integrationskonstanten berechnet. Anschließend kann mit der Gleichung 10.2 der Normalkraftverlauf im Rohr berechnet werden. Die hergeleiteten Gleichungen sowie zusätzliche Informationen zu den Berechnungsschritten sind im Anhang A aufgeführt.

### 10.3. Ersterwärmung

#### 10.3.1. Berechnungsansatz für die Ersterwärmung

Die KWA1 beim erstmaligen Erwärmen wird vereinfacht in Anlehnung an *Wagner* [138] in die Bereiche mit elastischer, entfestigender und plastischer Aktivierung zerlegt (siehe Abbildung 10.3). Zusätzlich wird aufgrund der Erkenntnisse der numerischen Untersuchungen in Abschnitt 8 der elastische Bereich in einen linearen Bereich bis zur Verschiebung  $u_0$  (bzw.  $\tau_0$ ) und einen Bereich zwischen  $u_0$  und  $u_{peak}$  (bzw.  $\tau_{peak}$ ) unterteilt.

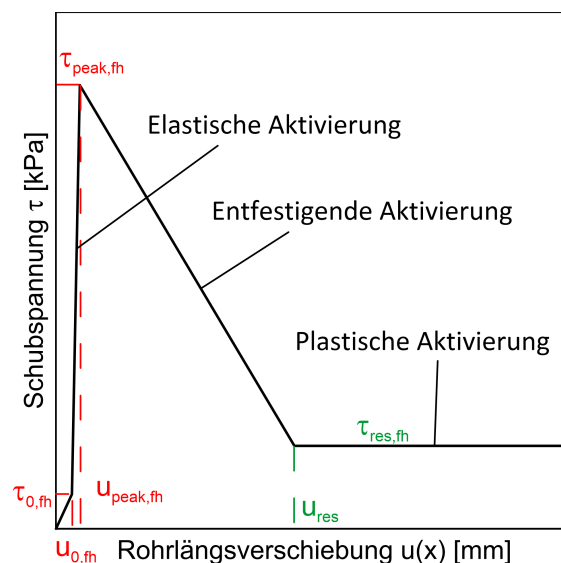


Abbildung 10.3: KWA1 für den halbanalytischen Berechnungsansatz bei der Ersterwärmung

In Abbildung 10.4 sind die Positionsparameter  $x$  und die Aktivierungslängen  $l$  der beschriebenen Bereiche für die Ersterwärmung angetragen. Der elastische Bereich wird, aufgrund des bilinearen Ansatzes, in zwei Bereiche unterteilt.

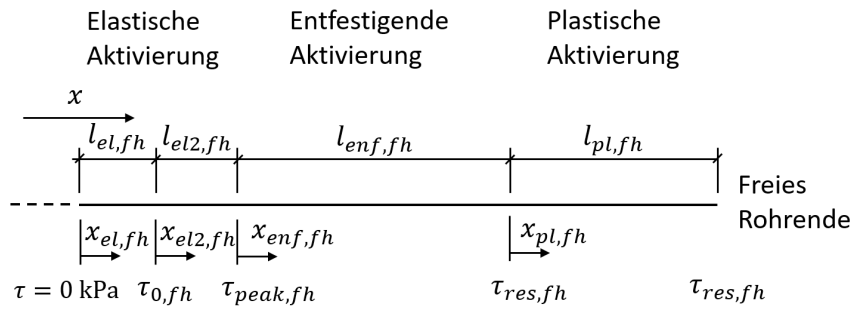


Abbildung 10.4: Definition der Positionsparameter  $x$  und Aktivierungslängen  $l$  für die Ersterwärmung

In Tabelle 10.3 sind die Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichungen für die Ersterwärmung dargestellt. Zusätzlich werden als Randbedingungen die Normalkräfte  $N$  an den Kopplstellen zwischen der elastischen und entfestigenden Aktivierung sowie zwischen der entfestigenden und plastischen Aktivierung gleichgesetzt.

Tabelle 10.3: Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Ersterwärmung

Position	Verschiebung $u$	Normalkraft $N$
$x_{el,fh} = 0$	0	$-\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p$
$x_{el,fh} = l_{el,fh}$ $x_{el2,fh} = 0$	$u_{0,fh}$	
$x_{el2,fh} = l_{el2,fh}$ $x_{enf,fh} = 0$	$u_{peak,fh}$	
$x_{enf,fh} = l_{enf,fh}$ $x_{pl,fh} = 0$	$u_{res,fh}$	
$x_{pl,fh} = l_{pl,fh}$		$F_{RE} + F_p$

Die Gleichungen für den Normalkraft- und Verschiebungsverlauf für den elastischen, entfestigenden und plastischen Bereich mit den jeweiligen Aktivierungslängen sowie die Herleitungen der Gleichungen sind im Anhang A.2 aufgeführt.

### 10.3.2. Berechnungsbeispiel für die Ersterwärmung

Für die Ausgangsnormalspannung an der Kontaktfläche wird der Wert aus dem Beispiel in Abschnitt 9.5 mit  $\sigma_{N,0} = 13,1 \text{ kPa}$  angenommen. Die Normalspannungszunahme beträgt für eine Temperaturerhöhung von  $\Delta T = 60 \text{ K}$  und dem Aufweitungsmodul von  $\bar{E}_{B,ZFSV\_SE} = 29,5 \text{ MPa}$   $\Delta \sigma_N = 39,9 \text{ kPa}$ . Daraus resultiert eine Normalspannung von  $\sigma_N = 52,9 \text{ kPa}$  an der Kontaktfläche. Für die KWA1 werden die Schubspannungen  $\tau_0$ ,  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  sowie die Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  mit den Gleichungen in Tabelle 10.2 berechnet und ergeben für die Ersterwärmung um  $\Delta T = 60 \text{ K}$   $\tau_{0,fh} = 13,3 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{peak,fh} = 56,4 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{res,fh} = 14,9 \text{ kPa}$ ,  $u_{0,fh} = 7,2 \text{ mm}$  und  $u_{peak,fh} = 8,8 \text{ mm}$ . Für die Verschiebung  $u_{res,fh}$  wird  $60 \text{ mm}$  angesetzt.

Im Folgenden werden die Berechnungsschritte mit den Ergebnissen dargestellt:

1. Berechnung der Normalkraft  $N_{el,fh}(x_{el,fh} = 0)$  am Übergang zum Haftbereich und die Abhängigkeit von der Länge der elastischen Aktivierung  $l_{el,fh}$ :

In Gleichung A.25 zur Berechnung der Normalkraft wurde für die Position  $x_{el,fh} = 0$  m die Länge  $l_{el,fh}$  variiert und der Einfluss auf die Normalkraft  $N_{el,fh}(x_{el,fh} = 0)$  in Abbildung 10.5 aufgezeichnet. Die Normalkraft bei vollständiger Dehnungsbehinderung beträgt  $N_{\vartheta} = 1915,9$  kN. Man erkennt in Abbildung 10.5, dass ab einer elastischen Aktivierungslänge von  $l_{el,fh} = 130$  m die Länge keinen maßgeblichen Einfluss mehr auf die Normalkraft  $N_{el,fh}(x_{el,fh} = 0)$  hat.

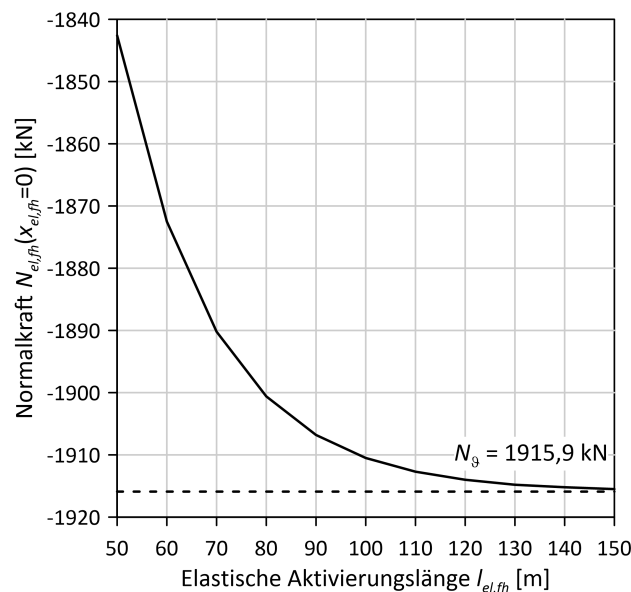


Abbildung 10.5: Normalkraft  $N_{el}(x_{el} = 0)$  in Abhängigkeit der elastischen Aktivierungslänge  $l_{el}$

2. Der Normalkraftverlauf  $N_{el,fh}(x_{el,fh})$  und der Verschiebungsverlauf  $u_{el,fh}(x_{el,fh})$  in Abhängigkeit der Position  $x_{el,fh}$  für elastischen Bereich bis zur Verschiebung  $u_0$  wird nach Gleichung A.23 und A.25 berechnet und sind in den Abbildungen 10.6 und 10.7 eingezeichnet. Die Rohrposition  $x$  beginnt analog zur Position  $x_{el,fh}$ .

3. Für den elastischen Bereich zwischen der Verschiebung  $u_0$  und  $u_{peak}$  wird der Normalkraftverlauf  $N_{el2,fh}(x_{el2,fh})$  und der Verschiebungsverlauf  $u_{el2,fh}(x_{el2,fh})$  in Abhängigkeit der Position  $x_{el2,fh}$  nach Gleichung A.40 und A.42 berechnet. Die Aktivierungslänge  $l_{el2,fh}$  beträgt nach Gleichung A.53  $l_{el2,fh} = 3,6$  m. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 10.6 und 10.7 eingetragen. Die Rohrposition  $x$  entspricht dabei  $x = l_{el,fh} + x_{el2,fh}$ .

4. Die entfestigende Aktivierungslänge  $l_{enf,fh}$  wird nach Gleichung A.76 berechnet. Demzufolge beträgt die berechnete Länge  $l_{enf,fh} = 32,1$  m. Da bei der Rohrposition  $x_{enf,fh} = 32,1$  m die Normalkraft  $N_{enf,fh}$  größer als  $F_{RE} + F_p = 0$  ist, ist die tatsächliche Länge  $l_{enf,fh}$  geringer. Bei der Position  $x_{enf,fh} = 11,9$  m entspricht die Druckkraft im Rohr  $N_{enf,fh}(x_{enf,fh} = 11,9 \text{ m}) \approx 0 \text{ kN} = F_{RE} + F_p$ . Daher ist die tatsächliche entfestigende Aktivierungslänge  $l_{enf,fh} = 11,9$  m. Da bereits

der entfestigende Bereich nicht vollständig ausgebildet wird, tritt ein Bereich mit plastischer Aktivierung nicht mehr auf. Demzufolge befindet sich bei der Rohrposition  $x_{enf, fh} = 11,9\text{ m}$  das frei bewegliche Rohrende.

5. Der Normalkraftverlauf  $N_{enf, fh}(x_{enf, fh})$  und der Verschiebungsverlauf  $u_{enf, fh}(x_{enf, fh})$  in Abhängigkeit der Position  $x_{enf, fh}$  werden mit den Gleichungen A.63 und A.65 berechnet. Für die entfestigende Aktivierungslänge wird der tatsächliche Wert von  $l_{enf, fh} = 11,9\text{ m}$  verwendet. Für die Darstellung in den Abbildungen 10.6 und 10.7 entspricht die Position  $x$  der Länge der elastischen Aktivierungen  $l_{el, fh} + l_{el2, fh}$  und der Rohrposition  $x_{enf, fh}$  ( $x = l_{el, fh} + l_{el2, fh} + x_{enf, fh}$ ).

6. Wie bereits unter 3. beschrieben, tritt ein Bereich mit plastischer Aktivierung nicht auf.

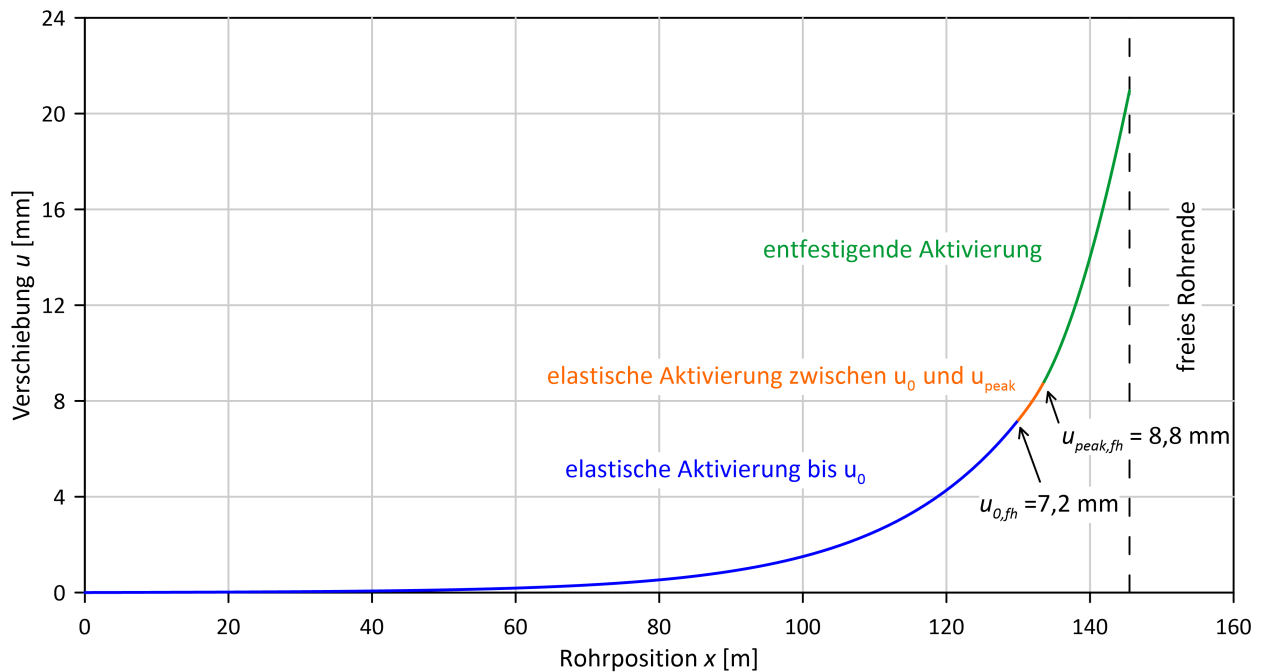
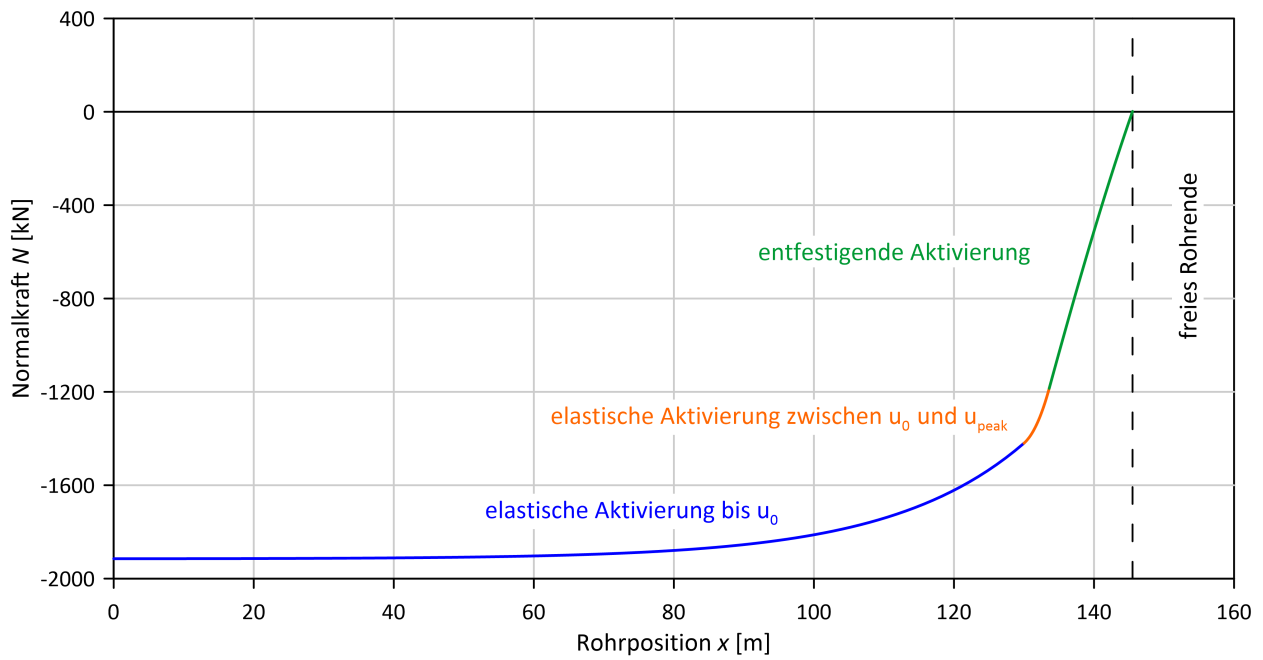
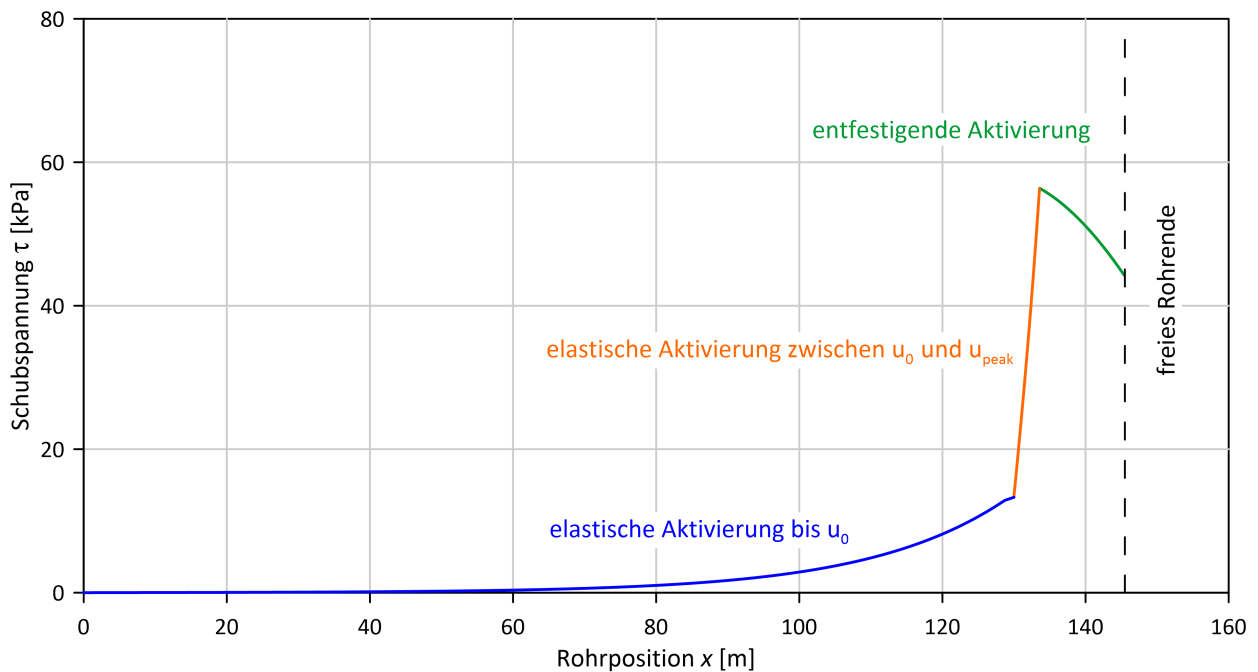


Abbildung 10.6: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

Abbildung 10.7: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ 

In Abbildung 10.8 sind die Schubspannungen  $\tau$  an der Kontaktfläche in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  dargestellt. Die Schubspannungen werden aus der Normalkraftänderung entlang des Rohres berechnet.

Abbildung 10.8: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

## 10.4. Abkühlung

### 10.4.1. Allgemeines

Da sich bei der Abkühlung aus dem erwärmten Zustand das Rohr radial verkleinert, reduziert sich auch die Normalspannung an der Kontaktfläche. Dementsprechend werden die Schubspannungen  $\tau_0, \tau_{peak}, \tau_{res}$  sowie die Verschiebungen  $u_0$  und  $u_{peak}$  angepasst. Die KWAI für die Abkühlung ist in der Abbildung 10.9 dargestellt. Die Ergänzungen für die Abkühlung sind mit blauer Farbe eingetragen. Im Bereich der elastischen Aktivierung bei der Erwärmung, verhält sich die Arbeitslinie bei einer Abkühlung weiterhin elastisch.  $\tau_{peak}$  entspricht dabei der maximalen Schubspannung im elastischen Bereich und muss nicht mit dem Maximalwert übereinstimmen, der aus der Kontaktnormalspannung berechnet wird. Genauer hierzu ist in Abschnitt 8 beschrieben. Ausgangspunkt für die KWAI ist die Verschiebung  $u$  des jeweiligen Punkts  $x$  am Rohr bei der Ersterwärmung. D.h. zieht sich das Rohr im entfestigenden oder plastischen Bereich der Ersterwärmung zusammen, reduzieren sich die Verschiebungen im Vergleich zur Ersterwärmung und es treten negative Schubspannungen an der Kontaktfläche auf. Aufgrund der radialen Rohrverkleinerung bei der Abkühlung, muss auch die Arbeitslinie in positiver Richtung angepasst werden ( $\tau_{0,c}, \tau_{peak,c}, \tau_{res,c}, u_{0,c}, u_{peak,c}$  und  $u_{res,c}$ ).

Bei der Abkühlung dreht sich die Richtung der Schubspannungen  $\tau$  vom beweglichen Rohrende her um, bis die Summe der entlang des Rohres aufintegrierten Normalkräfte sich aufheben. Je nachdem, welche Bereiche bei der Erwärmung aktiviert worden sind und wie groß die Temperaturdifferenz zur Ersterwärmung ist, ist die Aktivierungslänge, in dem sich die Schubspannungen reduzieren bzw. umkehren, unterschiedlich lang. In dem Teilbereich, in dem sich die Schubspannungen umkehren, treten somit negative plastische Schubspannungen auf. In Abbildung 10.10 sind die maßgebenden Fälle mit den Schubspannungsrichtungen schematisch dargestellt. Sind die negativ plastischen Schubspannungen im elastischen und entfestigenden Bereich der Ersterwärmung nicht ausreichend, um ein Gleichgewicht der entlang des Rohres aufintegrierten Normalkräfte zu

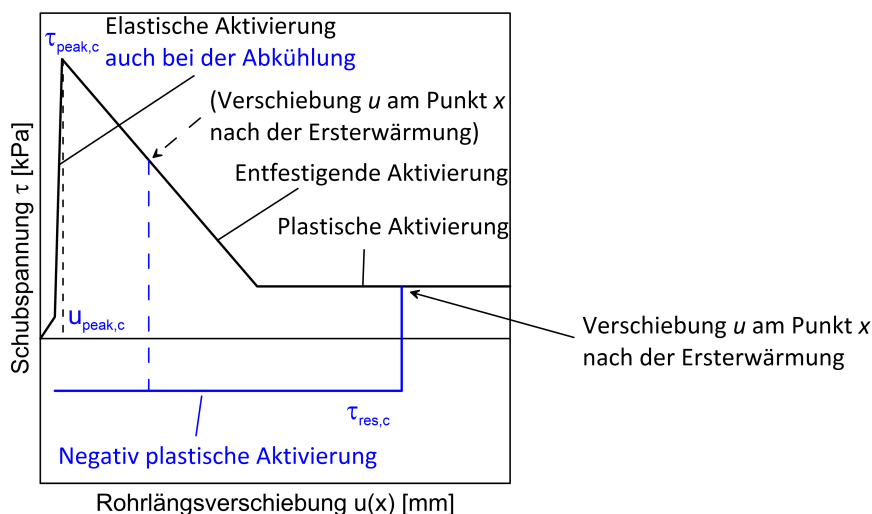


Abbildung 10.9: KWAI für den halbanalytischen Berechnungsansatz für die Abkühlung (ohne Berücksichtigung von  $u_0$ )

erzeugen, so wird im Bereich der elastischen Aktivierung die Schubspannung reduziert. Bei weiterer Abkühlung können sich diese Schubspannungen auch ins Negative ausbilden, solange jedoch die maximale Verschiebung  $u_{peak,c}$  auch nicht in negativer Richtung in diesem Bereich überschritten wird. Kommt es im elastischen Bereich zu einer Schubspannungsreduzierung, ändert sich die KWA1 im elastischen Bereich. Die KWA1 ist dann von der maximalen Schubspannung im elastischen Bereich abhängig (siehe Abschnitt 8). Dementsprechend erfolgt die Berechnung des Normalkraftverlaufs im Rohr und die Bestimmung der KWA1 im elastischen Bereich iterativ.

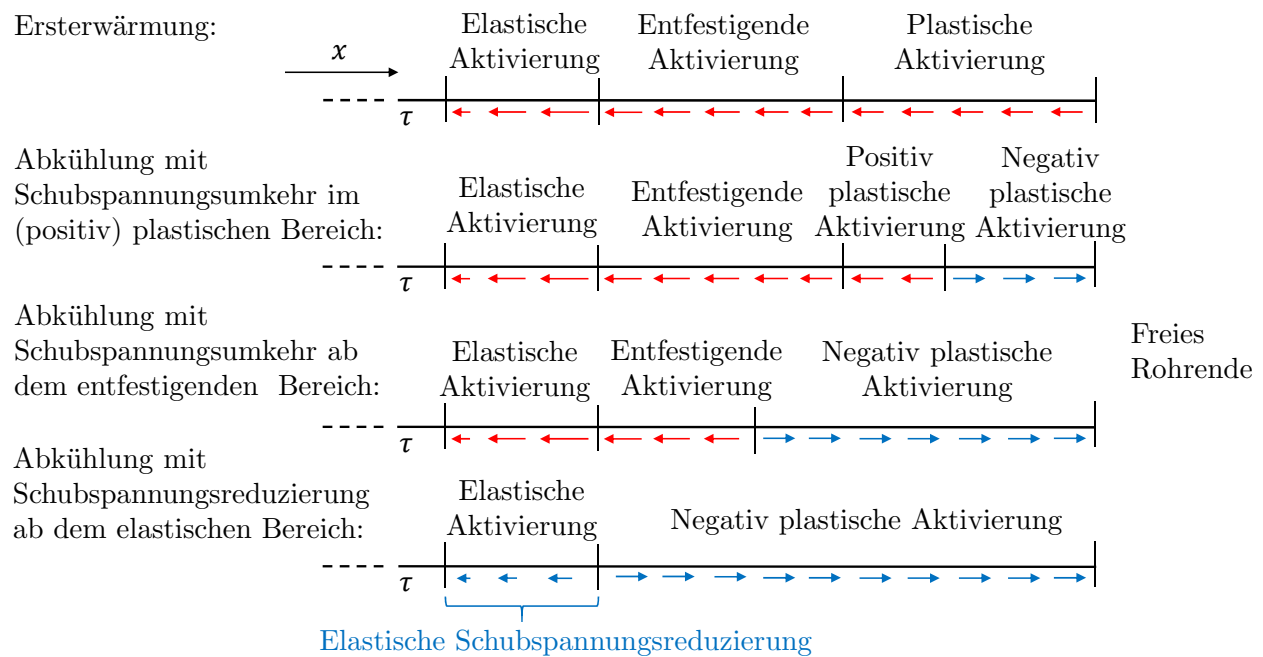


Abbildung 10.10: Schematische Darstellung der Schubspannungsrichtungen bei der Abkühlung

Nach Abbildung 10.10 wird die Abkühlungsberechnung folgendermaßen unterteilt:

- Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich
- Abkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich
- Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im (positiv) plastischen Bereich

Maßgebend für die Unterteilung und somit für die Berechnungen ist, in welchem Bereich, vom Haftbereich bzw. Festpunkt aus, die Schubspannungsumkehr bzw. -reduzierung beginnt. Wird bei der Erwärmung nur der elastische Bereich aktiviert, kann die Abkühlung mit den Gleichungen der Ersterwärmung berechnet werden. Bei dem folgenden Abschnitt 10.4.2 wird davon ausgegangen, dass bei der Erwärmung mindestens auch der entfestigende Bereich teilweise aktiviert wurde.

### 10.4.2. Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich

In diesem Abschnitt wird der Berechnungsansatz für die Abkühlung beschrieben, bei dem eine Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich und Schubspannungsumkehr im entfestigenden und plastischen Bereich der Ersterwärmung stattfindet. Im elastischen Bereich der Ersterwärmung verhält sich die KWA bei der Abkühlung weiterhin elastisch. Im entfestigenden und plastischen Bereich der Ersterwärmung wird bei der Abkühlung eine konstant negativ plastische Schubspannung  $-\tau_{res,c}$  angesetzt. Da die KWA im elastischen Bereich von der maximalen Schubspannung abhängig ist, müssen die Berechnungen iterativ durchgeführt werden, bis die Normalkraft am Übergang zwischen dem elastischen und entfestigenden Bereich gleich sind.

In Abbildung 10.11 sind die Positionsparameter  $x$  und die Aktivierungslängen  $l$  definiert und in Tabelle 10.4 die Randbedingungen aufgetragen, die zur Lösung der Differentialgleichungen in Abschnitt 10.2 erforderlich sind.

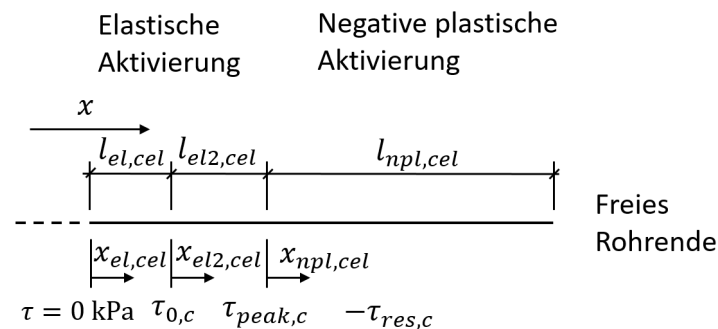


Abbildung 10.11: Positionsparameter  $x$  und Aktivierungslängen  $l$  für die Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich

Tabelle 10.4: Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich

Position	Verschiebung $u$	Normalkraft $N$
$x_{el,cel} = 0$	0	$-\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p$
$x_{el,cel} = l_{el,cel}$ $x_{el2,cel} = 0$	$u_{0,c}$	
$x_{el2,cel} = l_{el2,cel}$ $x_{npl,cel} = 0$	$u_{peak,c}$	
$x_{npl,cel} = l_{npl,cel}$		$F_{RE} + F_p$

Die Gleichungen zur Berechnung der Normalkraft- und Verschiebungsverläufe sowie die Aktivierungslängen für den elastischen und negativ plastischen Bereich sind im Anhang A.4 aufgeführt.



10.4.3. Abkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich

Bei der Abkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich, ist der entfestigende Bereich der Ersterwärmung nur noch teilweise vorhanden. Nach diesem Bereich, bis zum beweglichen Rohrende, wird eine konstante negative Schubspannung angesetzt. Der elastische Bereich wird analog zur Ersterwärmung mit der Schubspannung  $\tau_{0,c}$ ,  $\tau_{peak,c}$ ,  $u_{0,c}$  und  $u_{peak,c}$  im Normalspannungszustand der Abkühlung berechnet.

Die Positionsparameter  $x$  und die Aktivierungslängen  $l$  sind in Abbildung 10.12 dargestellt. Die Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichungen aus Abschnitt 10.2 sind in Tabelle 10.5 zusammengefasst.

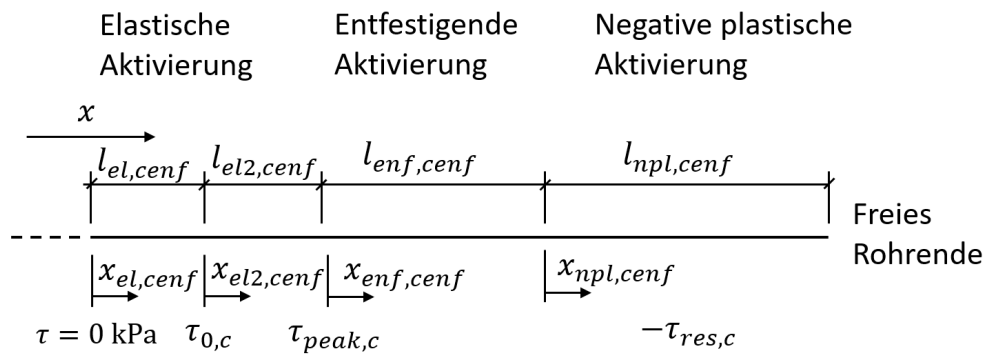


Abbildung 10.12: Positionsparameter  $x$  und Aktivierungslängen  $l$  für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im entfestigenden Bereich

Tabelle 10.5: Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im entfestigenden Bereich

Position	Verschiebung $u$	Normalkraft $N$
$x_{el,cenf} = 0$	0	$-\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p$
$x_{el,cenf} = l_{el,cenf}$ $x_{el2,cenf} = 0$	$u_{0,c}$	
$x_{el2,cenf} = l_{el2,cenf}$ $x_{enf,cenf} = 0$	$u_{peak,c}$	
$x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}$ $x_{npl,cenf} = 0$		
$x_{npl,cenf} = l_{npl,cenf}$		$F_{RE} + F_p$

Die Gleichungen mit den Herleitungen zur Berechnung der Normalkraft- und Verschiebungsverläufe sowie die Aktivierungslängen können im Anhang A.5 nachgeschlagen werden.

#### 10.4.4. Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich

Bei der KWA für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich, beginnt und endet die negativ plastische Schubspannung im (positiv) plastischen Bereich.

In Abbildung 10.13 sind die Positionsparameter  $x$  und die Aktivierungslängen  $l$  dargestellt und in Tabelle 10.6 die Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichungen aus Abschnitt 10.2. Die daraus hergeleiteten Gleichungen zur Berechnung der Normalkraft- und Verschiebungsverläufe sind im Anhang A.6 aufgeführt.

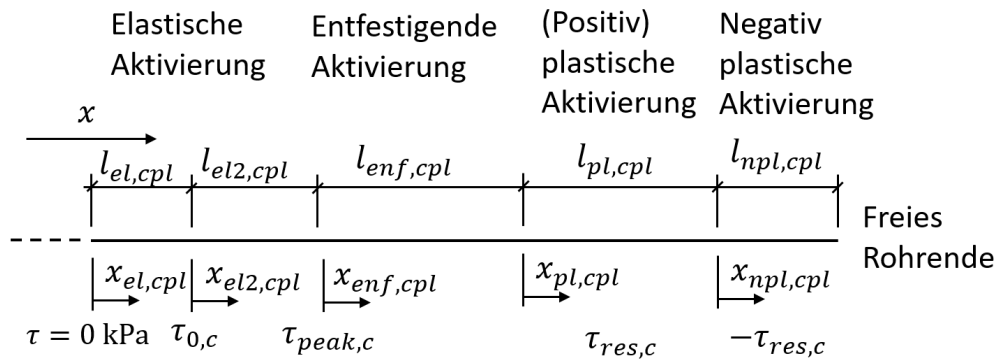


Abbildung 10.13: Positionsparameter  $x$  und Aktivierungslängen  $l$  für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich

Tabelle 10.6: Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung für die Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich

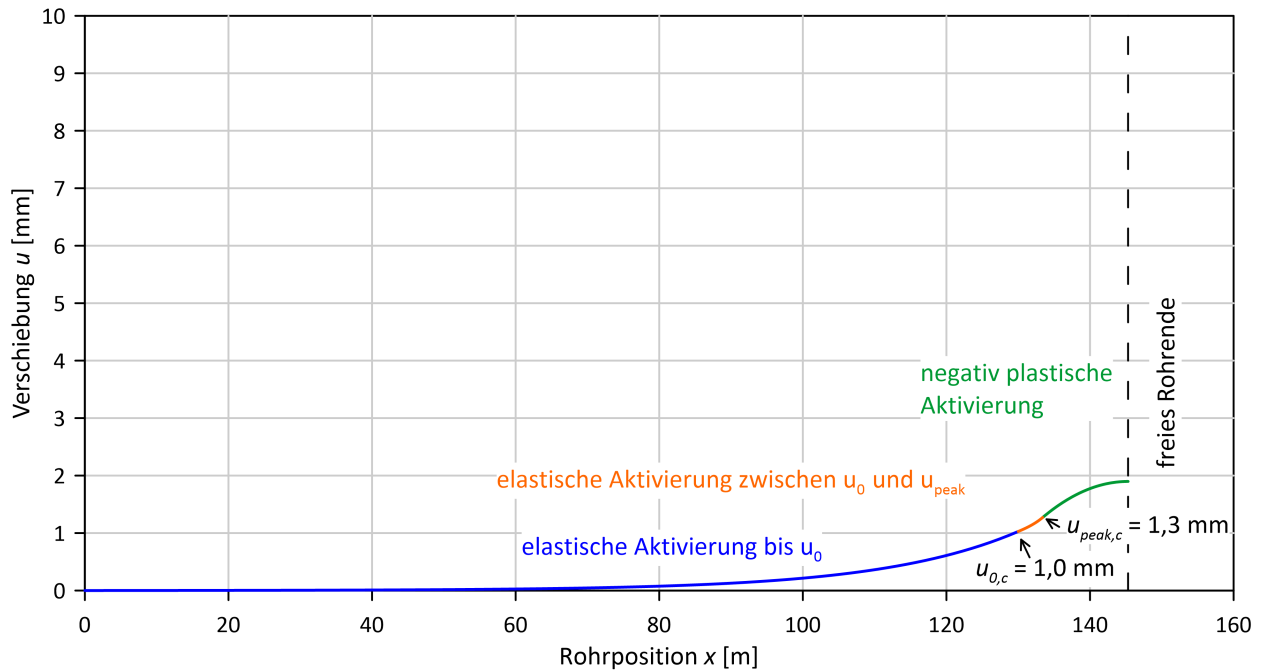
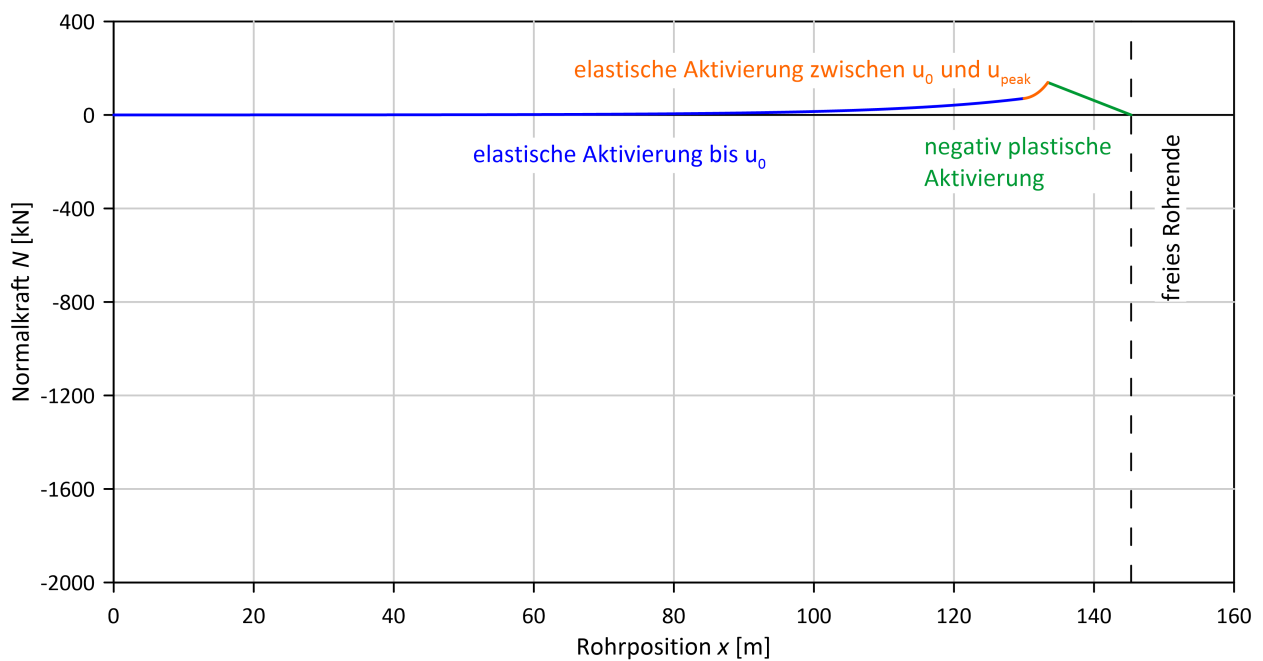
Position	Verschiebung $u$	Normalkraft $N$
$x_{el,cpl} = 0$	0	$-\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p$
$x_{el,cpl} = l_{el,cpl}$ $x_{el2,cpl} = 0$	$u_{0,c}$	
$x_{el2,cpl} = l_{el2,cpl}$ $x_{enf,cpl} = 0$	$u_{peak,c}$	
$x_{enf,cpl} = l_{enf,cpl}$ $x_{pl,cpl} = 0$	$u_{res,c}$	
$x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}$ $x_{npl,cpl} = 0$		
$x_{npl,cpl} = l_{npl,cpl}$		$F_{RE} + F_p$

#### 10.4.5. Berechnungsbeispiel für die Abkühlung

Bei dem Beispiel wird angenommen, dass sich das Rohr wieder auf die Ausgangstemperatur abkühlt ( $\Delta T = 0\text{K}$ ). Die Normalspannung im Ausgangszustand von  $\sigma_{N,0} = 13,1\text{kPa}$  wird aufgrund von plastischen Effekten durch die radiale Ausdehnung bei der Erwärmung, um 15 % abgemindert (siehe Abschnitt 7.7.5). Die Normalspannung an der Kontaktfläche beträgt demnach bei der Abkühlung  $\sigma_{N,c} = 11,1\text{kPa}$ . Die Schubspannungen und Verschiebungen für die KWAI werden mit den Gleichungen in Tabelle 10.2 berechnet und betragen  $\tau_{0,c} = 7,4\text{kPa}$ ,  $\tau_{peak,c} = 36,8\text{kPa}$ ,  $\tau_{res,c} = 6,0\text{kPa}$ ,  $u_{0,c} = 4,0\text{mm}$  und  $u_{peak,c} = 4,6\text{mm}$ .

Folgende Schritte zeigen das Vorgehen zur Berechnung der Verschiebungs- und Normalkraftverläufe für die Abkühlung:

1. Da bei der Erwärmung kein plastischer Bereich vorhanden ist, muss die Schubspannungsumkehr im elastischen oder entfestigenden Bereich beginnen. Es wird angenommen, dass die Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich beginnt. Die Annahme wird im 4. Schritt überprüft.
2. Für die elastische Aktivierungslänge bis  $u_0$  wird der Wert  $l_{el,cel} = l_{el,fh} = 130\text{m}$  übernommen.
3. Die Aktivierungslänge des elastischen Bereichs zwischen  $u_0$  und  $u_{peak}$  beträgt in Anlehnung an Gleichung A.53 bei der Abkühlung 2,5 m.
3. Nach Gleichung A.111 entspricht die Aktivierungslänge des negativ plastischen Bereichs bei der Abkühlung, der Länge des entfestigenden Bereichs bei der Erwärmung:  $l_{npl,cel} = l_{enf,fh} = 11,9\text{m}$
4. Für die Normalkraft am Übergang zwischen dem elastischen und negativ plastischen Bereichs folgt nach Abschnitt A.4:  $N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) = 139,1\text{kN} < N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) = 379,4\text{kN}$ . Daher ist die Annahme korrekt, dass die Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich beginnt. Demzufolge wird die KWAI im elastischen Bereich reduziert, bis die Normalkräfte am Übergang zwischen dem elastischen und negativ plastischen Bereich gleich sind. Der elastische Bereich der KWAI wird variiert, indem die Schubspannung  $\tau_{peak}$  reduziert und mit den Gleichungen 8.22, 8.23 und 8.19 die Werte  $\tau_0$ ,  $u_0$  und  $u_{peak}$  für die KWAI berechnet werden.
5. Für  $\tau_{peak} = 20,8\text{kPa}$  stimmen die Normalkräfte am Übergang zwischen dem elastischen und negativ plastischen Bereich überein ( $N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) = N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) = 139\text{kN}$ ). Daraus folgt für den elastischen Bereich der KWAI:  $\tau_{0,c} = 1,9\text{kPa}$ ,  $u_{0,c} = 1,0\text{mm}$  und  $u_{peak,c} = 1,3\text{mm}$ .
5. Die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe können mit den Gleichungen nach Abschnitt A.4 für den elastischen und negativ plastischen Bereich berechnet werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 10.14 und 10.15 dargestellt. Die Position  $x = 0$  wird mit dem Beginn des elastischen Bereichs gleichgesetzt.

Abbildung 10.14: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ Abbildung 10.15: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ 

Aus der Änderung der Normalkraft  $\Delta N$  entlang der Rohrposition  $x$  wird die Schubspannung  $\tau$  mit dem Rohrumfang  $U$  an der jeweiligen Position berechnet. In Abbildung 10.16 ist die Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition dargestellt.

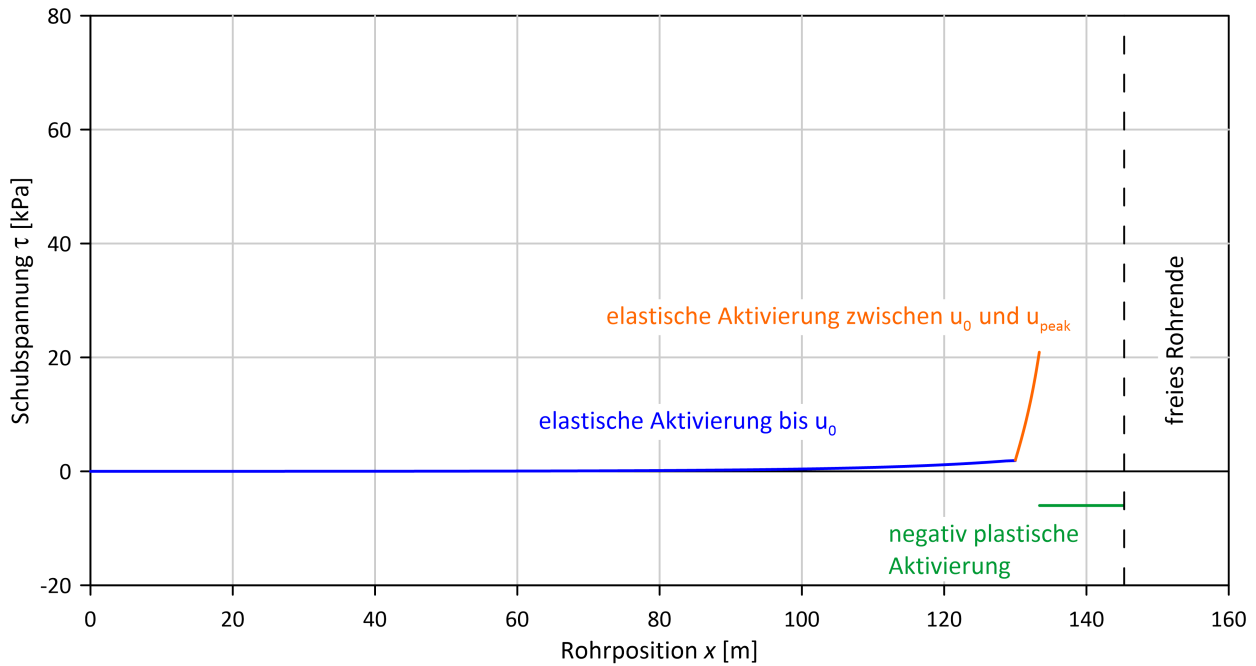


Abbildung 10.16: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

## 10.5. Wiedererwärmung

### 10.5.1. Allgemeines

Wie bereits in Abschnitt 9.1 beschrieben, ist mit Wiedererwärmung die Erwärmung nach mehreren Abkühl- und Wiedererwärmphasen gemeint, ab der weitere Temperaturzyklen keine Auswirkung mehr auf die KWAI haben. Es soll mit dem Lastfall die maximale Rohrverschiebung bestimmt werden. In Abbildung 10.17 ist die KWAI für die Wiedererwärmung dargestellt. Es wird angenommen, dass im Bereich der Entfestigung, die Schubspannungen mit Zunahme der kumulierten Verschiebungen, sich auf das Niveau des plastischen Bereichs abbauen.

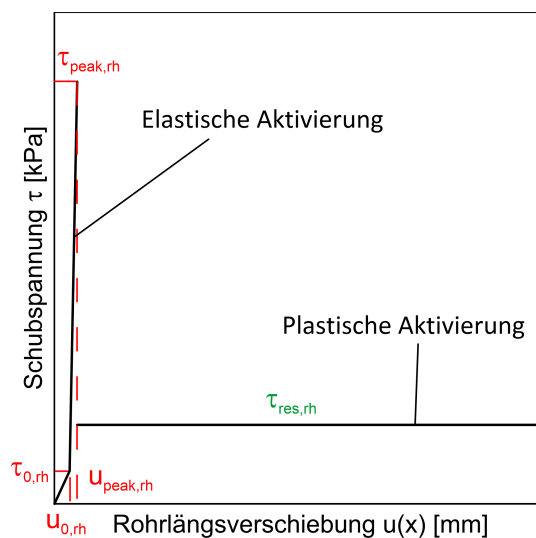


Abbildung 10.17: KWAI für den halbanalytischen Berechnungsansatz für die Wiedererwärmung

Die Gleichungen können aus denen der Ersterwärmung abgeleitet werden. Eine ausführlichere Beschreibung und Darstellung ist im Anhang A.7 aufgeführt.

### 10.5.2. Berechnungsbeispiel

Wie bei der Ersterwärmung wird bei der Wiedererwärmung eine Temperaturzunahme um  $\Delta T = 60\text{K}$  berechnet. Die Normalspannung  $\sigma_N$  kann von der Ersterwärmung übernommen werden. Die Schubspannungen und Verschiebungen für die KWA1 bei der Wiedererwärmung betragen demnach analog zur Ersterwärmung  $\tau_{0,fh} = 13,3\text{ kPa}$ ,  $\tau_{peak,fh} = 56,4\text{ kPa}$ ,  $\tau_{res,fh} = 14,9\text{ kPa}$ ,  $u_{0,fh} = 7,2\text{ mm}$  und  $u_{peak,fh} = 8,8\text{ mm}$ .

Für die Wiedererwärmung sind folgende Berechnungsschritte erforderlich:

1. Aufgrund der gleichen KWA1 im elastischen Bereich für die Erst- und Wiedererwärmung, können die Aktivierungslängen des elastischen Bereichs hier übernommen werden und betragen demzufolge  $l_{el,rh} = 130\text{ m}$  und  $l_{el2,rh} = 3,6\text{ m}$ . Daraus folgt, dass auch der Normalkraftverlauf  $N_{el}(x_{el})$  und  $N_{el2}(x_{el2})$  sowie der Verschiebungsverlauf  $u_{el,rh}(x_{el,rh})$  und  $u_{el2,rh}(x_{el2,rh})$  für die elastischen Bereiche der Wiedererwärmung mit dem Verlauf der Ersterwärmung übereinstimmt. Diese sind in den Abbildungen 10.18 und 10.19 dargestellt.

2. Die Aktivierungslänge des plastischen Bereichs  $l_{pl,rh}$  wird mit Gleichung A.158 im Anhang berechnet und beträgt  $l_{pl,rh} = 40,8\text{ m}$ .

3. Der Normalkraft- und Verschiebungsverlauf im plastischen Bereich wird nach den Beschreibungen im Anhang A.7 berechnet. Die Ergebnisse sind in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  in den Abbildungen 10.18 und 10.19 dargestellt. Die Rohrposition  $x$  ist die Länge der elastischen Bereiche  $l_{el,rh} + l_{el2,rh}$  und der Rohrposition  $x_{pl,rh}$  des plastischen Bereichs.

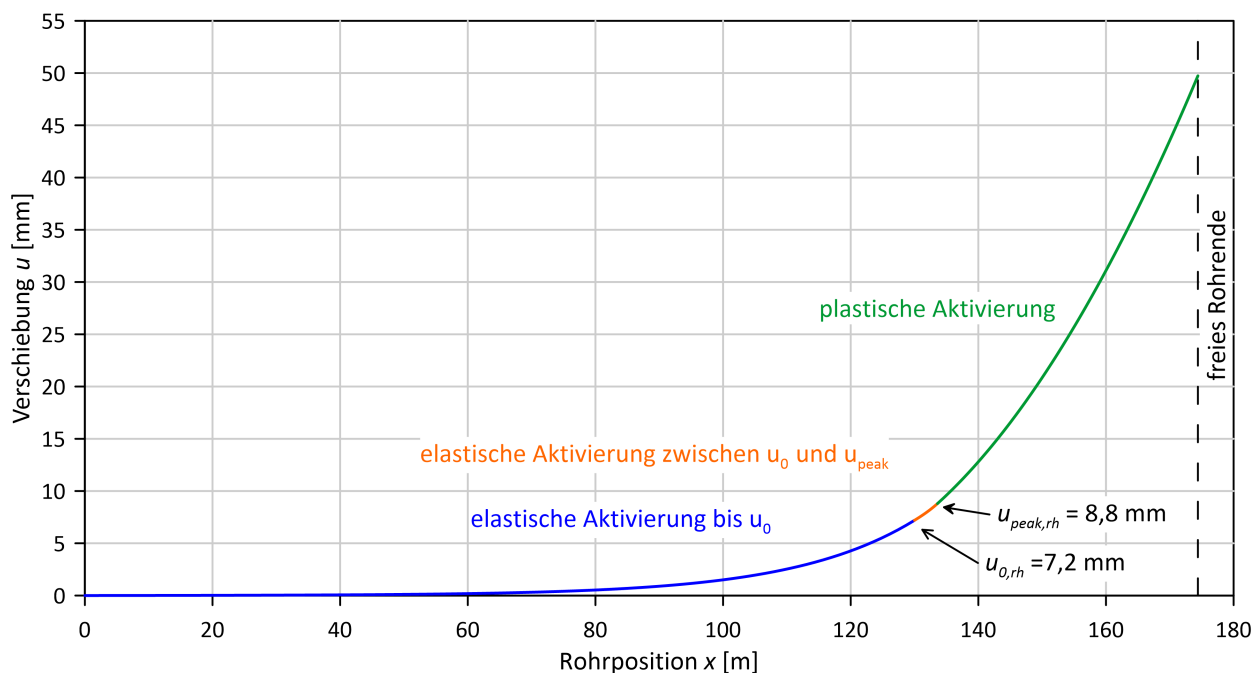
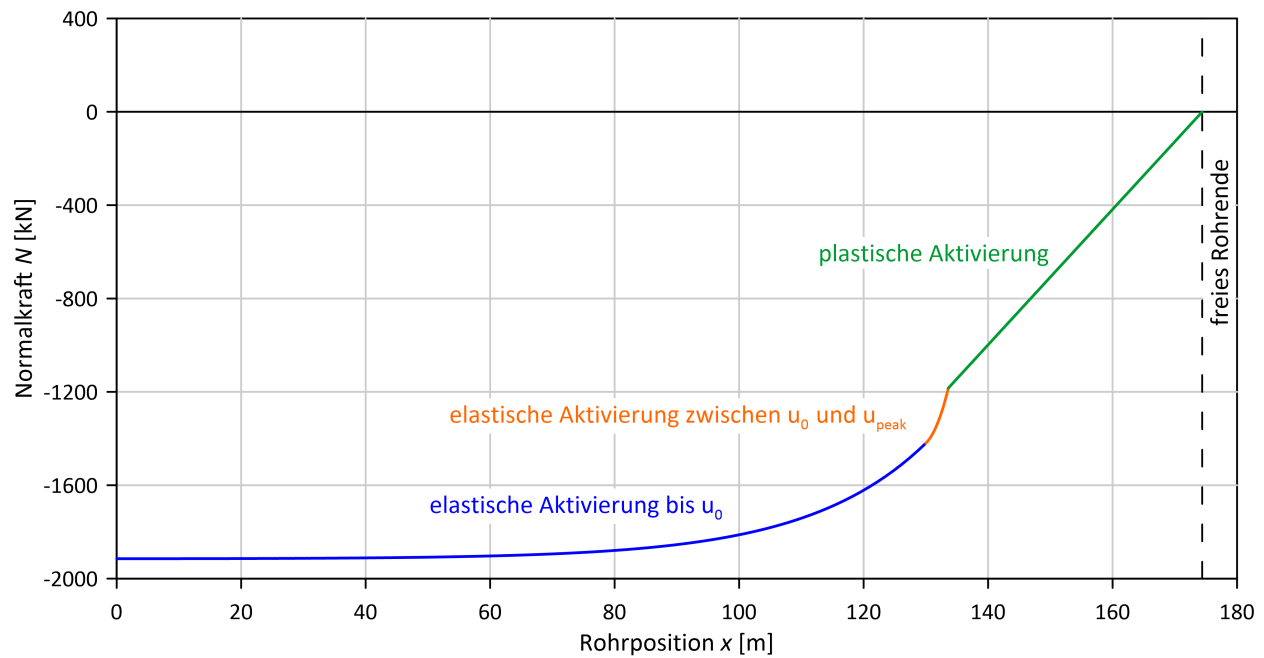
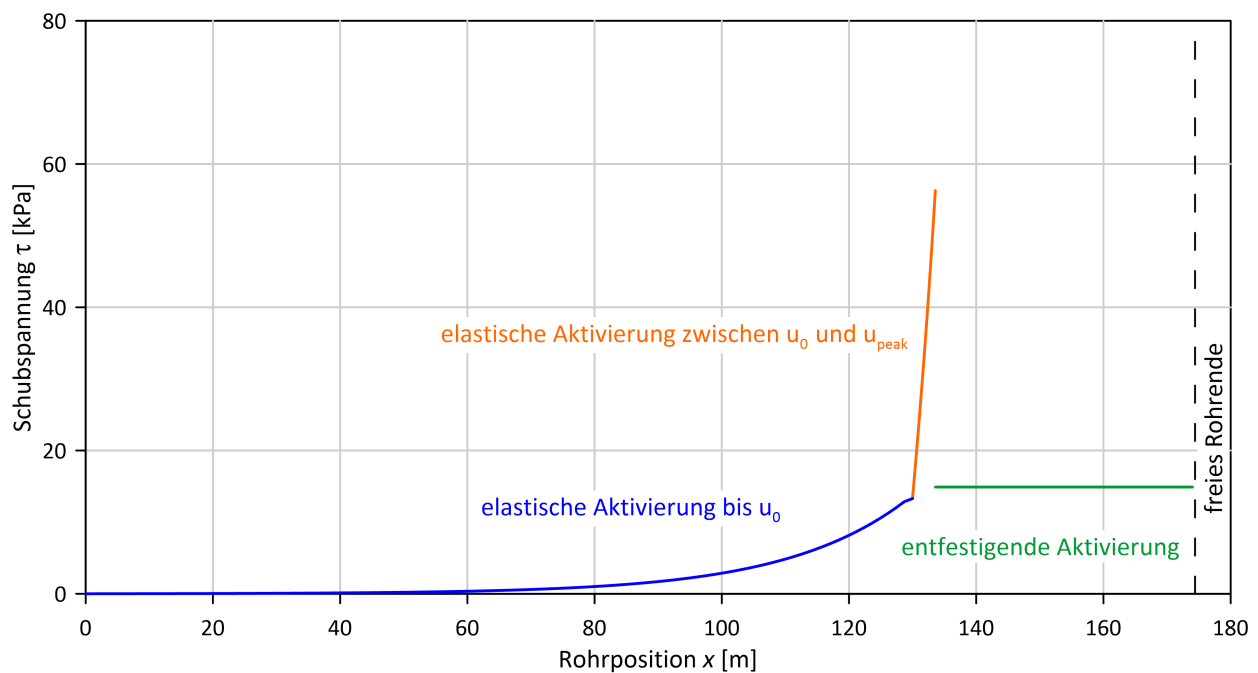


Abbildung 10.18: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

Abbildung 10.19: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ 

Wie bei der Ersterwärmung und Abkühlung wird aus der Normalkraftänderung  $\Delta N$  die mobilisierte Schubspannung entlang der Rohrposition  $x$  berechnet und ist in Abbildung 10.20 aufgezeichnet.

Abbildung 10.20: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

## 10.6. Wiederabkühlung

### 10.6.1. Allgemeines

Bei der Wiederabkühlung handelt es sich analog zur Wiedererwärmung, um den Zustand, ab dem ein weiterer Temperaturzyklus keinen Einfluss auf die Verschiebung und Normalkraft entlang des Rohres hat. Daraus folgt, dass auch bei der Wiederabkühlung kein entfestigender Bereich angesetzt werden darf. Ausgangszustand ist die Wiedererwärmung aus Abschnitt 10.5. Es muss wie bei der erstmaligen Abkühlung zwischen einer Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich und einer Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich unterschieden werden. Mehr Informationen sowie Gleichungen zur Berechnung der Verformungen, Normalkräfte und Aktivierungslängen sind im Anhang A.8 dargestellt.

### 10.6.2. Berechnungsbeispiel

Als Ausgangsbedingung der KWA1 können die Schubspannungen und Verschiebungen aus dem Lastfall der erstmaligen Abkühlung übernommen werden und betragen demnach  $\tau_{0,c} = 7,4 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{peak,c} = 36,8 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{res,c} = 6,0 \text{ kPa}$ ,  $u_{0,c} = 4,0 \text{ mm}$  und  $u_{peak,c} = 4,6 \text{ mm}$ .

Vorgehen zur Berechnung der Wiederabkühlung:

1. Die elastischen Aktivierungslängen bei der Erstabkühlung betragen  $l_{el,cel} = 130 \text{ m}$  und  $l_{el2,cel} = 2,5 \text{ m}$ . Diese können aufgrund der gleichen KWA1 für den elastischen Bereich für die Wiederabkühlung übernommen werden. Die Aktivierungslänge des plastischen Bereich bei der Wiedererwärmung betrug  $l_{pl,rh} = 40,8 \text{ m}$ .
2. Es wird angenommen, dass die Schubspannungsumkehr im elastischen Bereich beginnt und die Annahme wird im nächsten Schritt überprüft. Beginnt die Schubspannung im elastischen Bereich, entspricht die Aktivierungslänge des negativ plastischen Bereichs der Länge des (positiv) plastischen Bereichs bei der Wiedererwärmung ( $l_{npl,rce1} = l_{pl,rh} = 40,8 \text{ m}$ ).
3. Berechnet man die Normalkraft am Übergang zwischen dem elastischen und negativ plastischen Bereich, ergibt das:  $N_{npl,rce1}(x_{npl,rce1} = 0) = 476,8 \text{ kN} > N_{el2,rce1}(x_{el2,rce1} = l_{el2,cel}) = 379,4 \text{ kN}$ . Daraus folgt, dass es im elastischen Bereich zu keiner Schubspannungsreduzierung durch die Abkühlung kommt, sondern die Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich beginnt.
4. Die Aktivierungslängen des positiv und negativ plastischen Bereichs werden iterativ mit den Gleichungen A.163 und A.164 berechnet und betragen demzufolge  $l_{pl,rcepl} = 4,2 \text{ m}$  und  $l_{npl,rcepl} = 36,6 \text{ m}$ .
5. Die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe können nach den Beschreibungen in A.8 für die elastischen, positiv plastischen und negativ plastischen Bereiche berechnet werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 10.21 und 10.22 aufgetragen.



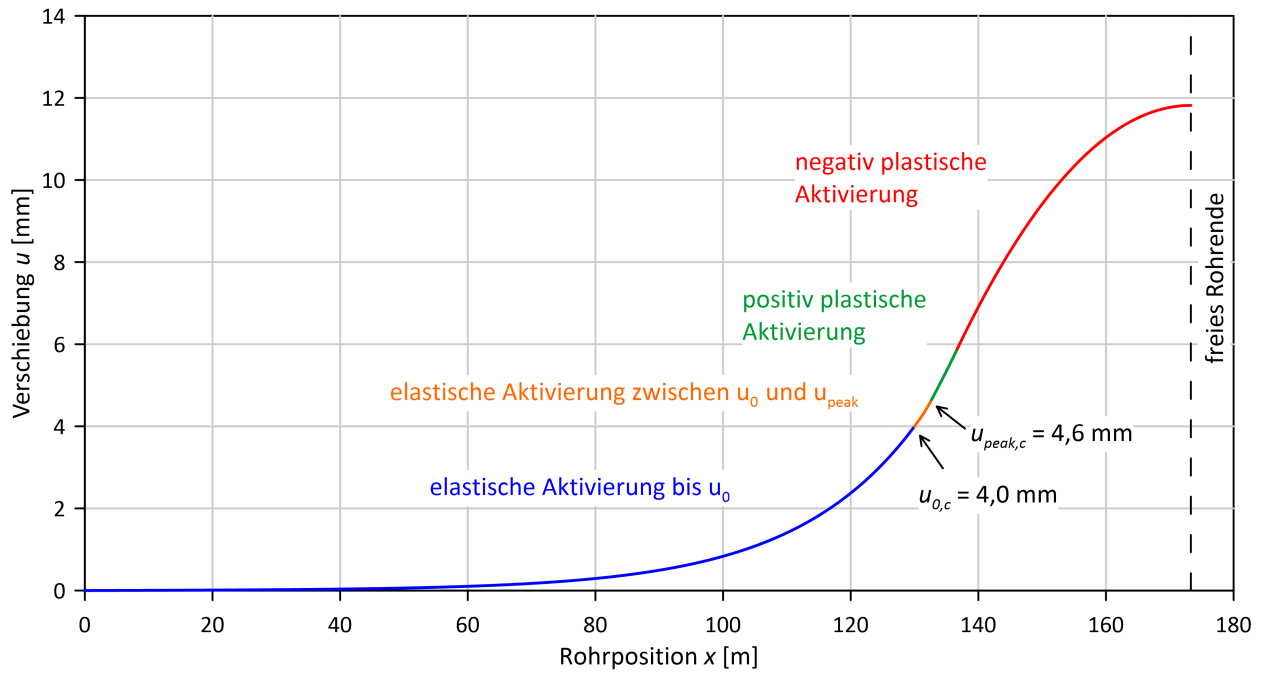


Abbildung 10.21: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Wiederabkühlung

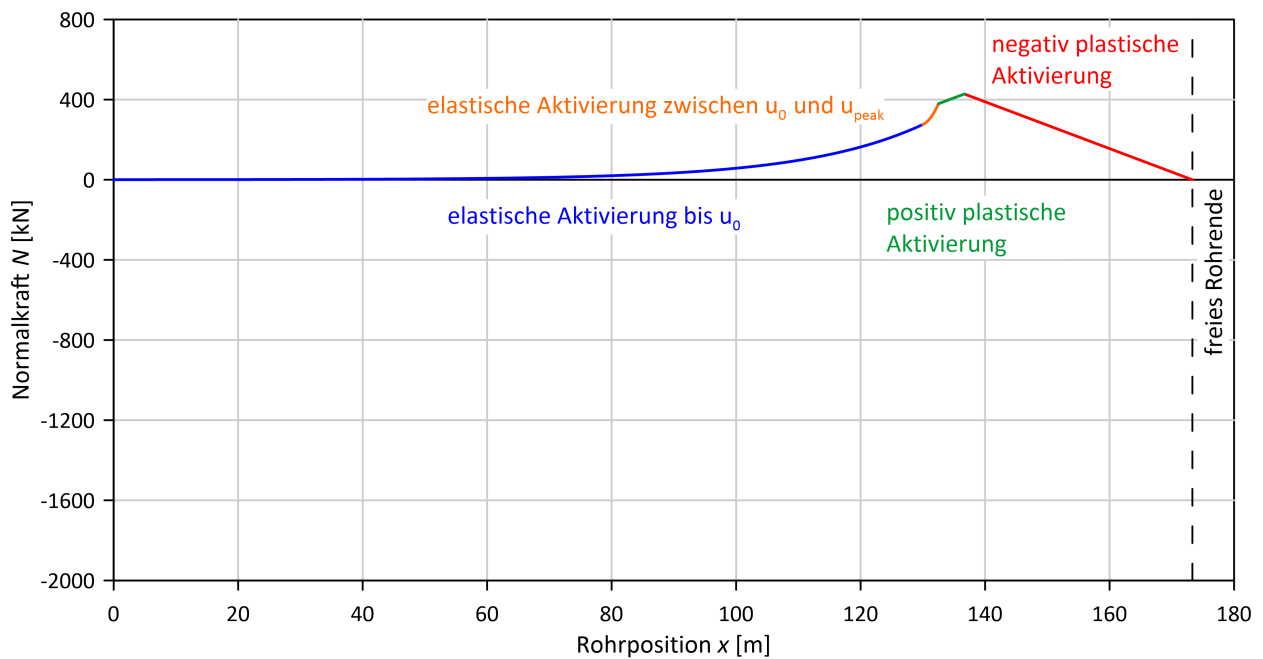
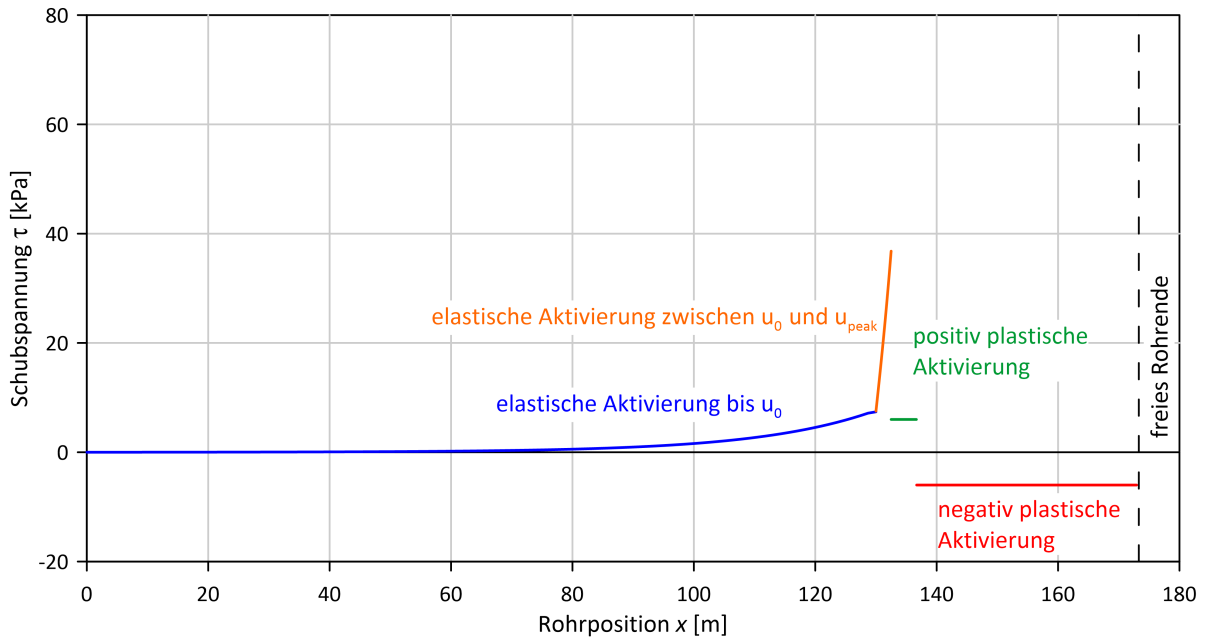


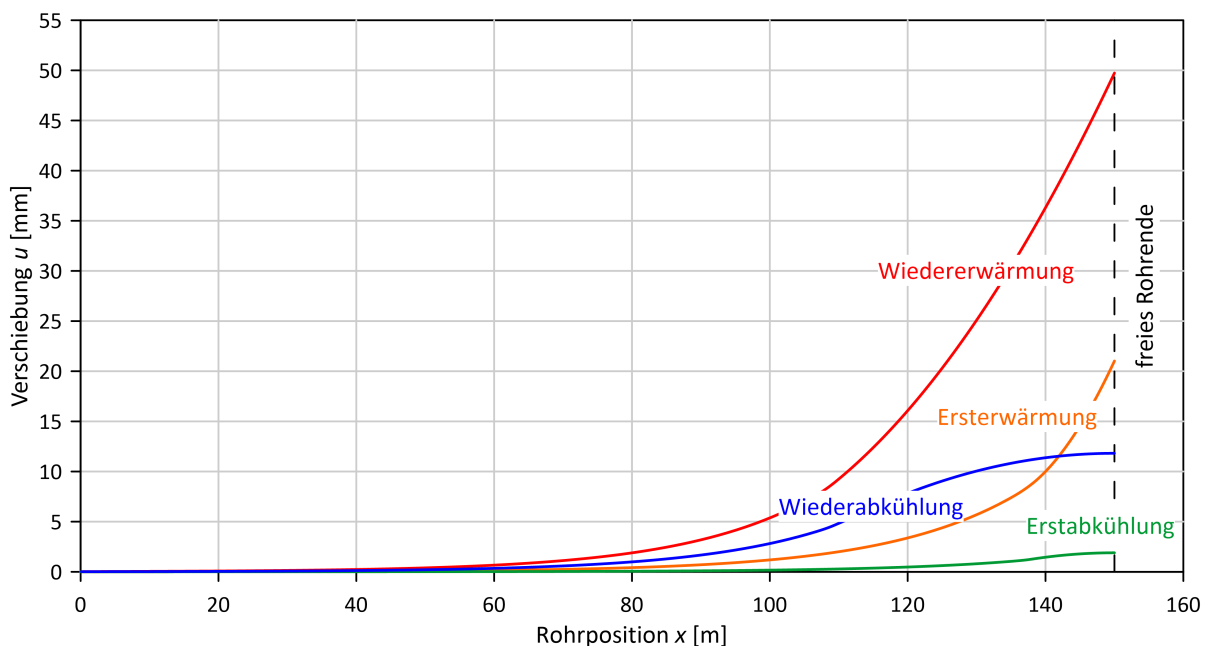
Abbildung 10.22: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Wiederabkühlung

Abbildung 10.23 zeigt die Schubspannungen  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ . Wie bei den vorherigen Abschnitten wurden die Schubspannungen aus der Normalkraftänderung  $\Delta N$  entlang der Rohres und dem Rohrumfang berechnet.

Abbildung 10.23: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Wiederabkühlung

## 10.7. Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse

In den Abbildungen 10.24, 10.25 und 10.26 sind die Normalkräfte, Verschiebungen und Schubspannungen bei der Ersterwärmung, Abkühlung, Wiedererwärmung und Wiederabkühlung in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  dargestellt. Da der Gleitbereich bei den Temperaturlastfällen unterschiedlich lang ist und dementsprechend die Positionen  $x = 0$  m an einer anderen Rohrposition auftreten, werden diese angepasst, sodass die Rohrenden bei allen Lastfällen sich bei der Position  $x = 150$  m befinden.

Abbildung 10.24: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

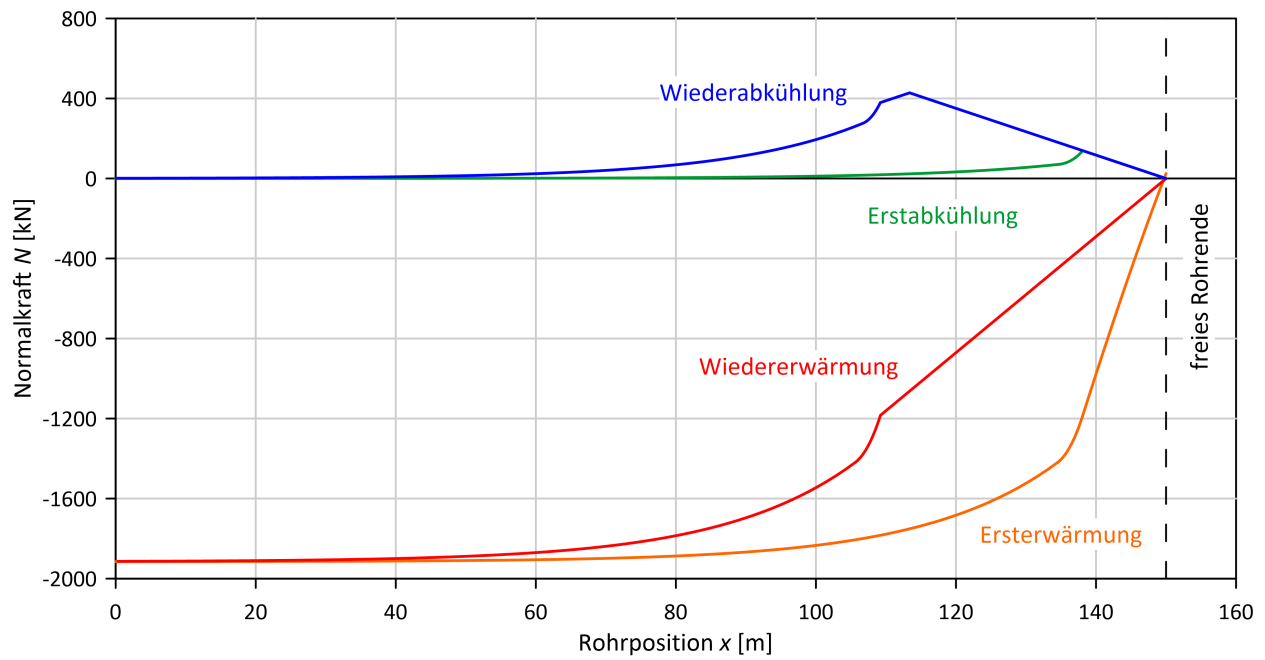


Abbildung 10.25: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

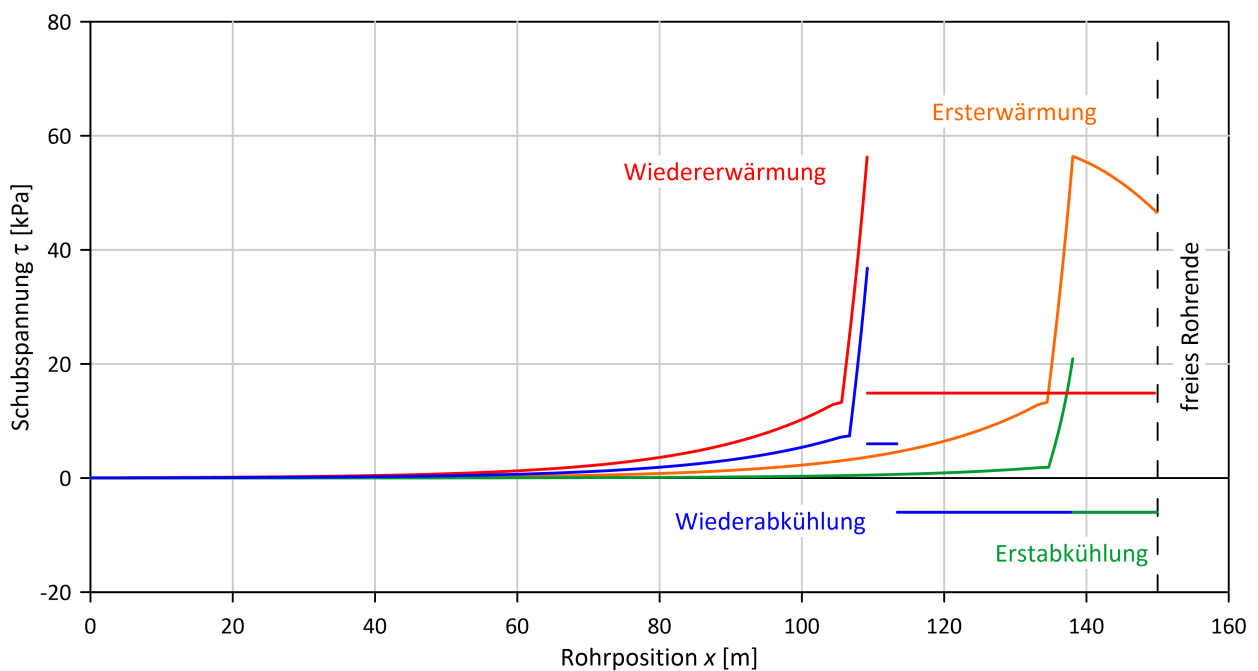


Abbildung 10.26: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$

In Abbildung 10.24 erkennt man, dass die größten Verschiebungen bei der Wiedererwärmung auftreten. Die maximale Verschiebung am beweglichen Rohrende bei der Ersterwärmung beträgt 21,0 mm und nimmt mit den Temperaturzyklen auf bis zu 49,7 mm zu. Da bei der Ersterwärmung die Schubspannungen  $\tau$  hauptsächlich auf die elastische Aktivierung zurückzuführen sind (siehe 10.26), bauen sich die Verschiebungen bei der erstmaligen Abkühlung auf die Ausgangstemperatur nahezu vollständig wieder ab. Bei der Wiedererwärmung wurde in einem längeren Rohrabschnitt

der plastische Bereich aktiviert. Demzufolge sind auch die Verschiebungen bei der Wiederabkühlung größer.

Wie in Abbildung 10.25 zu sehen ist, sind die größten Druckkräfte im Haftbereich bei der Ersterwärmung vorhanden. In diesem Bereich tritt eine vollständige Dehnungsbehinderung auf. Da bei der Ersterwärmung aufgrund des entfestigenden Bereichs, größere Schubspannungen  $\tau$  vom beweglichen Rohrende aus aktiviert werden können, ist die maximale Druckkraft schneller erreicht als bei der Wiedererwärmung ohne den entfestigenden Anteil. Bei den Abkühlungen treten aufgrund der Schubspannungsumkehr Zugkräfte im Rohr auf. Da der Bereich mit negativen Schubspannungen bei der Wiederabkühlung größer ist, als bei der Erstabkühlung, sind die Zugkräfte bei der Wiederabkühlung größer. Demzufolge tritt die größte Spannungsschwingbreite zwischen der Ersterwärmung und der Wiederabkühlung auf.

## 10.8. Vergleichsrechnung mittels Stab-Feder-System

### 10.8.1. Allgemeines

In diesem Abschnitt wird der halbanalytische Berechnungsansatz mit dem Ansatz des Stab-Feder-Systems verglichen. Es wird das in den Abschnitten 10.1 bis 10.7 beschriebene und mit dem halbanalytischen Modell berechnete Beispiel mit dem Stab-Feder-System nachgerechnet, dass im Abschnitt 9 beschrieben wurde. Zwischen den Knotenpaaren mit den Federn für die Erwärmung und Abkühlung wurde eine Stablänge von 1,0m und zwischen einem Festpunkt und frei beweglichen Rohrende eine Gesamtrohrlänge von 150m gewählt.

### 10.8.2. Ersterwärmung

Zur Berechnung der Ersterwärmung mittels Stab-Feder-System können für die KWA1 folgende Werte angesetzt werden (siehe Abschnitt 10.3.2):  $\tau_{0,fh} = 13,3 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{peak,fh} = 56,4 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{res,fh} = 14,9 \text{ kPa}$ ,  $u_{0,fh} = 7,2 \text{ mm}$ ,  $u_{peak,fh} = 8,8 \text{ mm}$  und  $u_{res,fh} = 60 \text{ mm}$  angesetzt.

In den Abbildungen 10.27 und 10.28 sind die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe für die Ersterwärmung um  $\Delta T = 60 \text{ K}$  dargestellt. Da die angesetzten KWA1 für den halbanalytischen Ansatz identisch ist mit dem Ansatz für das Stab-Feder-System, müssen auch die berechneten Ergebnisse übereinstimmen.

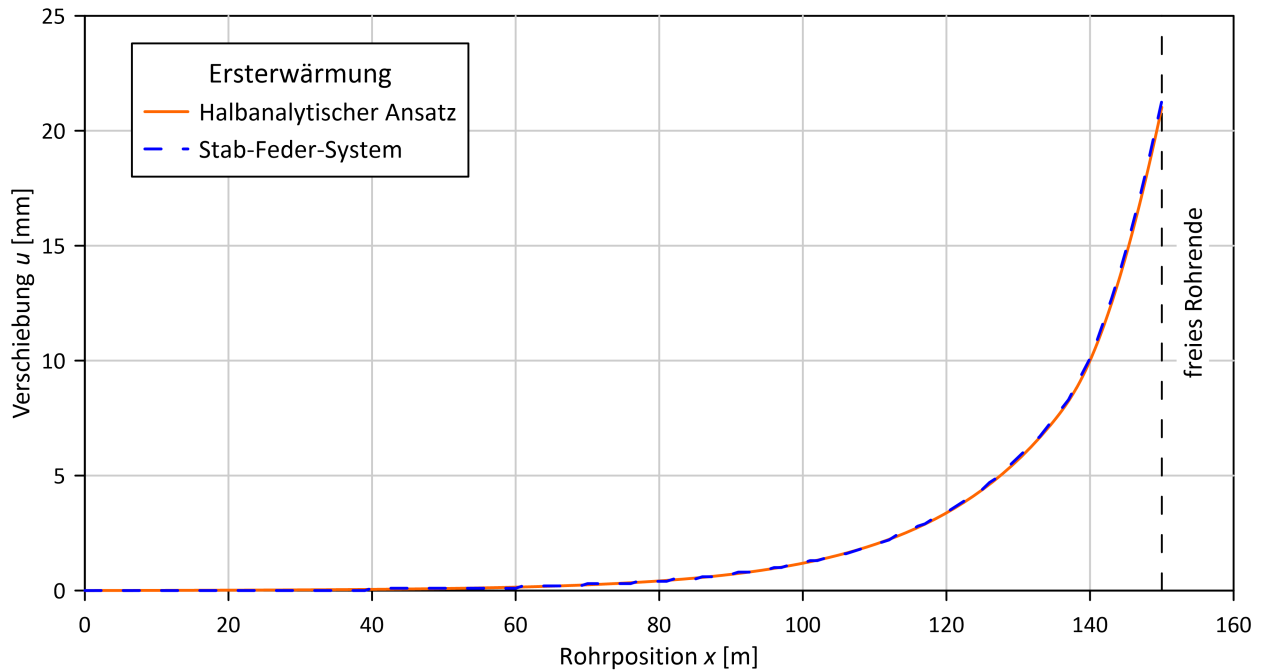


Abbildung 10.27: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ , berechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz

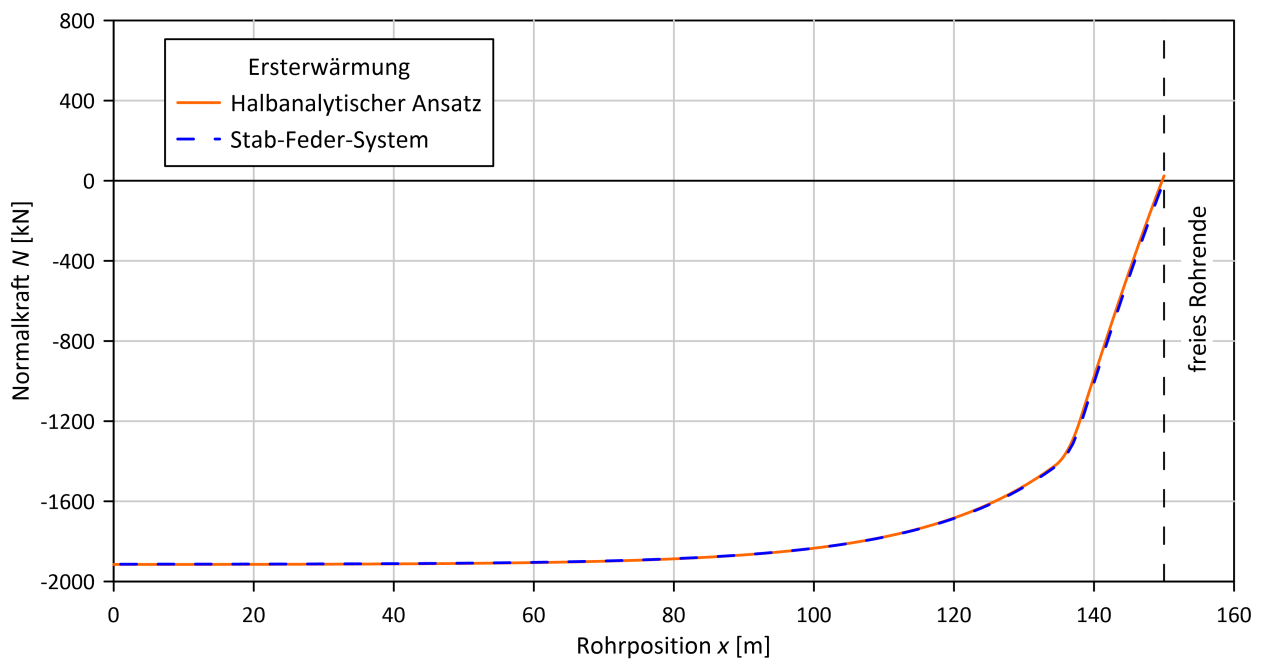


Abbildung 10.28: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$ , berechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz

### 10.8.3. Erstabkühlung

Da die Abkühlung vom Spannungszustand der Ersterwärmung abhängig ist, muss zunächst, wie in Abschnitt 9.4 beschrieben wurden, der Ausgangszustand ermittelt werden. Für die KWAI werden zunächst die Werte angesetzt, die aus dem Kontaktnormalspannungszustand der Abkühlung resultieren. Diese Werte betragen analog zu Abschnitt 10.4.5  $\tau_{0,c} = 7,4 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{peak,c} = 36,8 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{res,c} = 6,0 \text{ kPa}$ ,  $u_{0,c} = 4,0 \text{ mm}$ ,  $u_{peak,c} = 4,6 \text{ mm}$  und  $u_{res,c} = 60 \text{ mm}$ .

Damit die maximale Schubspannung an der gleichen Position, wie bei der Ersterwärmung auftritt, wird die Temperatur im Ausgangszustand reduziert. Bei der Temperatur  $\Delta T = 38 \text{ K}$  stimmen die Positionen überein. Aus diesem Ausgangszustand wird das Rohr auf die Temperatur  $\Delta T = 0 \text{ K}$  abgekühlt. In Abbildung 10.29 ist die Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  für den Ausgangszustand und die Erstabkühlung dargestellt. Man erkennt, dass die maximalen Schubspannungen nicht übereinstimmen ( $\tau_{peak,0,i=0} = 36,8 \text{ kPa} \neq \tau_{max,c,i=0} = 5,2 \text{ kPa}$ ) und daraus folgt, dass eine Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich stattfinden muss.

Es werden die Schubspannungen und Verschiebungen in Abhängigkeit der maximalen Schubspannung  $\tau_{peak}$  mit den Gleichungen 8.22, 8.23 und 8.19 variiert, bis die maximale Schubspannung im Ausgangszustand mit dem Maximalwert der Abkühlung übereinstimmt. Für die KWAI mit  $\tau_{peak} = 20,8 \text{ kPa}$ ,  $\tau_{0,c} = 1,9 \text{ kPa}$ ,  $u_{0,c} = 1,0 \text{ mm}$  und  $u_{peak,c} = 1,3 \text{ mm}$  stimmen die Werte überein, wie in Abbildung 10.29 gezeigt wird ( $\tau_{peak,0,i=0} = 20,8 \text{ kPa} \approx \tau_{max,c,i=0} = 19,2 \text{ kPa}$ ).

Daraus folgen die in den Abbildungen 10.30 und 10.31 dargestellten Verschiebungs- und Normalkraftverläufe. Man erkennt, dass die mit dem Stab-Feder-System berechneten Werte sehr gut mit den Ergebnissen übereinstimmen, die mit dem halbanalytischen Verfahren berechnet wurden.

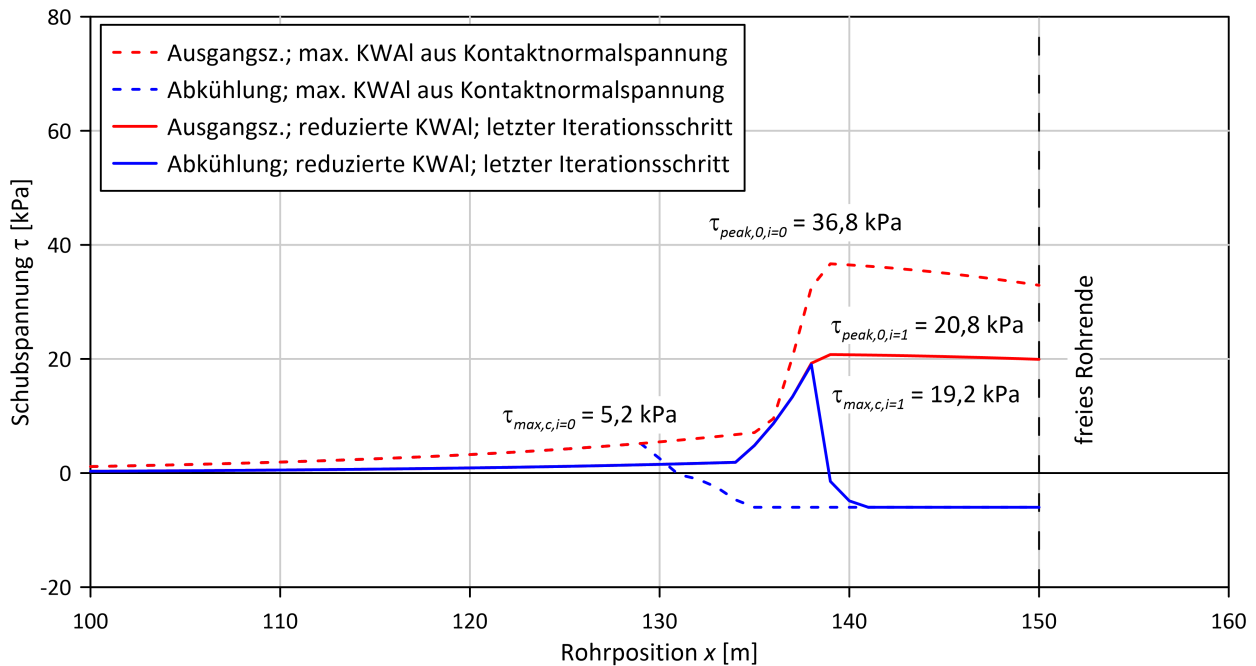


Abbildung 10.29: Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  zur Beurteilung der Iterationsschritte hinsichtlich der KWAI im elastischen Bereich

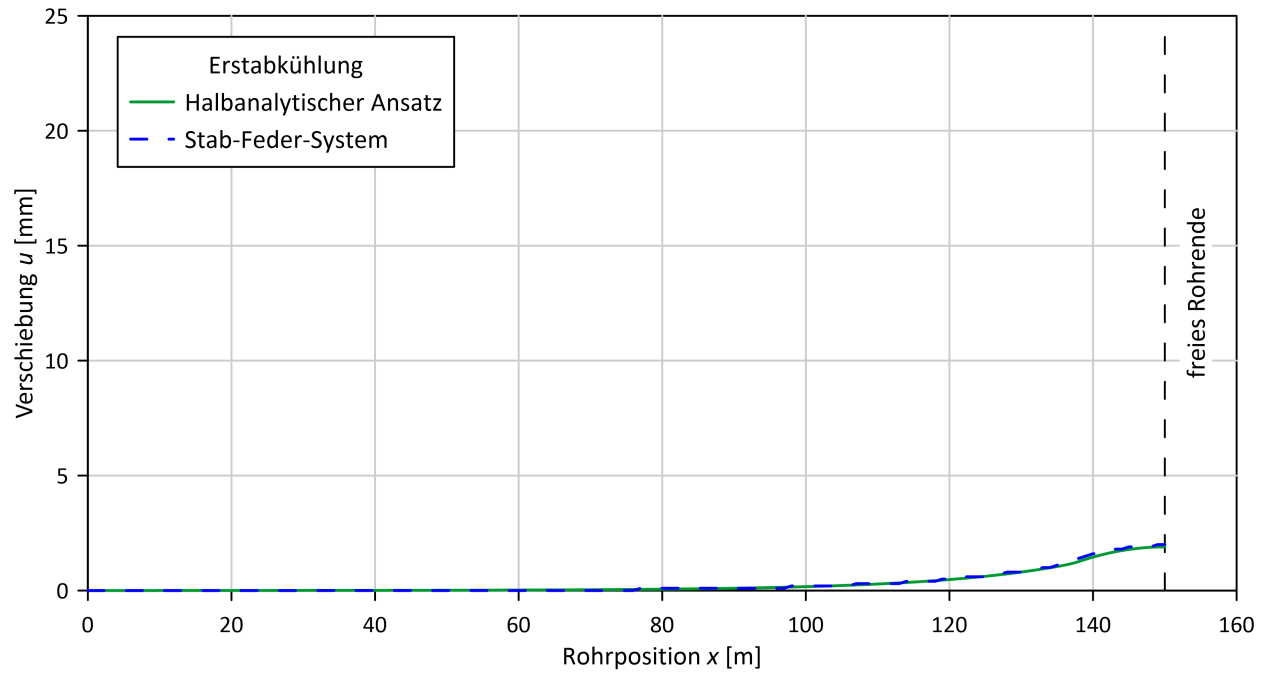


Abbildung 10.30: Verschiebung  $u$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Erstabkühlung, berechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz

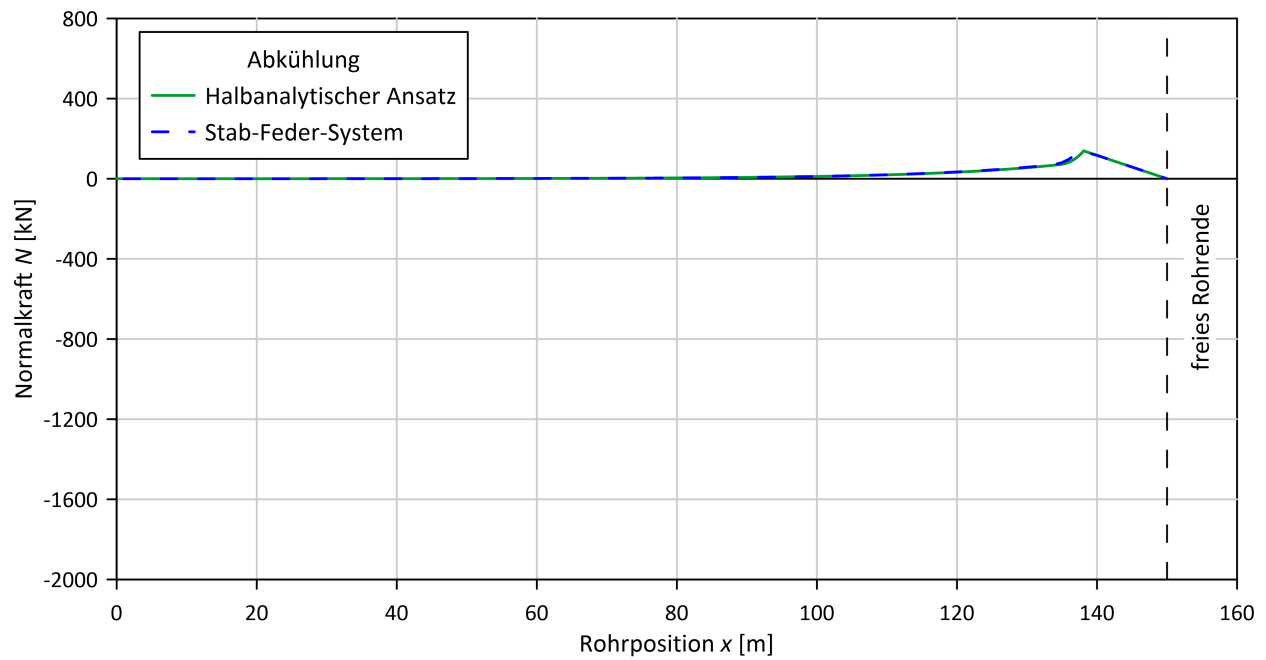


Abbildung 10.31: Normalkraft  $N$  in Abhängigkeit der Rohrposition  $x$  bei der Erstabkühlung, berechnet mit dem Stab-Feder-System und dem halbanalytischen Ansatz

## 10.9. Fazit und Folgerung

Vergleicht man das Stab-Feder-System mit dem halbanalytischen Berechnungsansatz kann folgendes gefolgert werden.

Das halbanalytische Verfahren lässt sich, trotz der umfangreichen Gleichungen, einfach in der Praxis anwenden, indem ein Tabellenkalkulationsprogramm verwendet wird. Die notwendigen Iterationsschritte können schnell durchgeführt werden. Mit diesem Verfahren können jedoch nur gerade Rohrabschnitte berechnet werden, bei denen an dem einen Rohrende sich ein (natürlicher) Festpunkt oder Haftbereich befindet und das bewegliche Rohrende frei verschieblich gelagert ist oder dort ein Rohrbogen oder -knick vorhanden ist, bei dem es ausreichend ist, den Einfluss des abgehenden Rohrschenkels durch eine Kraft am Rohrende in Richtung der Rohrachse zu berücksichtigen. Der Einfluss der temperaturbedingten radialen Rohrausdehnungen ist in dem Ansatz in den Gleichungen hinterlegt und kann bei den jeweiligen Temperaturlaststufen mit der dementsprechenden KWA1 berücksichtigt werden.

Das Stab-Feder-System hat den Vorteil, dass komplexere Rohrtrassen mit Rohrkrümmung oder -biegungen mit größeren Längen berechnet werden können. Es können neben den axialen Federn auch horizontale Federn hinterlegt werden, durch die bei horizontaler Rohrverschiebung zusätzliche Momente in den Stäben auftreten. Zudem ist es möglich unterschiedliche KWA1 in verschiedenen Bereichen entlang des Rohres einzugeben. Mittels programmierbarer Schnittstellen in Stabwerksprogrammen ist eine Automatisierung der Modellerstellungen mit unterschiedlichen Federsteifigkeiten möglich. Nachteil dieses Verfahren ist, dass bei der Abkühlungsberechnung der Ausgangszustand iterativ bestimmt werden muss. Die Ermittlung des Ausgangszustandes kann bei komplexen Rohrtrassen sehr aufwendig und zeitintensiv sein.

Es muss beachtet werden, dass die in dieser Arbeit dargestellten Berechnungsverfahren sich auf die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe eines Rohres bei verschiedenen Temperaturlastfällen beschränkt. Zusätzliche Rohrspannungen, die z.B. infolge des Bodeneigengewichts, einer Verkehrslast auf der Geländeoberfläche, des Rohrrinnendrucks oder infolge von Verschiebungen quer zur Rohrachse resultieren, werden hier nicht aufgeführt.



## 11. Zusammenfassung und Ausblick

### 11.1. Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist es, in ZFSV verlegte Rohrleitungen unter thermischer Beanspruchung bemessen und dimensionieren zu können. ZFSV (zeitweise fließfähige, selbstverdichtende Verfüllbaustoffe) sind Stoffgemische aus Grundmaterial, Zugabewasser, Bindemittel und optional Zusätzen wie z.B. Bentonit. Als Grundmaterial können für den ZFSV Gesteinskörnungen oder Bodenaushub verwendet werden. Die Reaktion des Bindemittels mit dem Zugabewasser führt zu zeitabhängigen Eigenschaften.

Zur Beurteilung der Eigenschaften sowie des zeitlichen Verhaltens des ZFSV wurden Laborversuche an verschiedenen ZFSV durchgeführt. Es wurden Versuche zur Bestimmung der Einaxialen Druckfestigkeit, eindimensionale Kompressionsversuche mit stufenweiser Belastung und mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit, Triaxialversuche und ein Versuch mit anisotroper Konsolidation zur Ermittlung des Seitendruckbeiwerts  $K_0$  durchgeführt. Aus den Versuchsergebnissen konnten die zeitabhängigen Festigkeitsentwicklungen der ZFSV bestimmt werden. Zusätzlich konnte ein „Strukturbruch“ des ZFSV festgestellt werden, bei dem sich das Stoffverhalten ändert. Es wird angenommen, dass ab einer Grenzspannung die durch die Hydratation vorhandenen Kornbrücken zerstört werden und sich das mechanische Verhalten bei Spannungen über der Grenzspannung hin zum Grundmaterial bzw. natürlichen bindigen Boden verändert. Aus den Versuchsergebnissen konnte gefolgert werden, dass der „Strukturbruch“ bei den gleichen ZFSV und ähnlichen Probenaltern, bei nahezu der gleichen deviatorischen Spannung auftrat.

Für die statische Berechnung von erdverlegten, thermisch belasteten Rohren ist das Kontaktverhalten zwischen dem Rohr und dem umgebenden Boden von entscheidender Bedeutung. Hierzu wurden verschiedene Kontaktflächenscherversuche durchgeführt. Da sowohl die erdverlegten Fernwärmerohre (Kunststoffmantelrohre) sowie die für die Stromübertragung verwendeten gasolierten Rohrleitungen mit HDPE ummantelt sind, werden als Kontaktmaterialien HDPE und die unterschiedlichen ZFSV verwendet. Als Kontaktflächenscherversuche wurden Stabscherversuche (Re-SIST bzw. Re-SIST<sup>+</sup>) und Kontaktflächenringscherversuche (RIST) durchgeführt. Bei den kleinmaßstäblichen Stabscherversuchen Re-SIST wurden Rohre mit einem HDPE-Mantel und einem Außendurchmesser von 40 mm in einer Prüfpresse durch einen mit Seitendruck belasteten ZFSV geschoben. Bei den Versuchsergebnissen konnte man einen großen Verschiebewiderstand nach einer geringen Rohrverschiebung feststellen, der nach weiterer Verschiebung deutlich abnahm, bis ein konstanter Residualwert erreicht wurde. Aus dem Zusammenhang zwischen dem Seitendruck und der benötigten Durchschiebekraft konnten die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  und der Residualwert  $\tau_{res}$  in Abhängigkeit der Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$  und des Probenalters festgelegt werden. Ab einem Probenalter von ca. 28 Tagen änderten sich die Werte  $\tau_{peak}$  und  $\tau_{res}$  nur noch geringfügig. Zusätzlich wurden Re-SIST<sup>+</sup>-Versuche (größere Version des Re-SIST mit einem Rohraußendurchmesser von 125 mm) durchgeführt, bei denen zusätzlich die Verschiebungen des ZFSV während des Schervorgangs mit quasi-kontinuierlich messender Glasfasermesstechnik bestimmt wurden. Aus der Rohrverschiebung und der Verschiebung des ZFSV konnte gefolgert werden, dass bis zum Erreichen des maximalen Verschiebewiderstands, Adhäsionskräfte zwischen

Rohr und ZFSV auftreten. Solange Adhäsion wirkt, treten keine Relativverschiebungen zwischen Rohr und ZFSV auf. Nach Überwinden der Adhäsion treten Relativverschiebungen auf und der Verschiebewiderstand reduziert sich auf einen Residualwert.

Mit dem Kontaktflächenringscherversuch RIST wurden HDPE-Ringe mit einem Außendurchmesser von ca. 100mm und Innendurchmesser von ca. 80mm gegen den Boden in einer ringförmigen Probenzelle geschert. Mit diesem Versuch konnte die Normalkraft an der Kontaktfläche direkt über den HDPE-Stempel gemessen und gesteuert werden. Zusätzlicher Vorteil des Versuchs ist, dass der Scherweg unbegrenzt ist. Der Scherwiderstand in Abhängigkeit der Verdrehung verläuft analog zu den Re-SIST-Versuchen mit einem Maximalwert nach einer geringen Verdrehung und einer anschließenden Abnahme auf einen Residualwert und ist von der Normalspannung  $\sigma_N$  und dem Probenalter abhängig. Bei den Versuchen konnte gezeigt werden, dass die Normalspannung an der Kontaktfläche während der ZFSV sich im fließfähigen bzw. frischen Zustand befindet, Einfluss auf das Kontaktverhalten hat. Aus den Versuchen im RIST wurde gefolgert, dass das Schrumpfverhalten oder eine zu geringe Normalspannung während der ersten 24 Stunden nach der ZFSV-Herstellung, die maximal mobilisierbare Schubspannung  $\tau_{peak}$  reduziert. Es wird angenommen, dass eine Mindestnormalspannung erforderlich ist, um einen optimalen Verbund zu gewährleisten und die maximalen Adhäsionsspannungen  $\tau_{peak}$  zu aktivieren. Auf die residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  hatte dies keinen Einfluss. Wurde während der ersten 24 Stunden bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen eine Normalspannung von  $\sigma_{N,24h} = 3,3 \text{ kPa}$  aufgebracht, wiesen die Versuche RIST und Re-SIST die gleichen Ergebnisse auf. Mit dem RIST wurde zusätzlich die tangentielle Adhäsion bei einer Normalspannung von  $\sigma_N = 0 \text{ kPa}$  und die normale Adhäsion aus einem Trennvorgang in Normalrichtung untersucht. Bei dem hierzu verwendeten ZFSV konnte gefolgert werden, dass im Rahmen der Messgenauigkeit die Werte betragsmäßig gleich sind.

Des Weiteren wurden Untersuchungen im Großversuchsstand an der OTH.R im Maßstab 1:1 durchgeführt, bei denen ein Rohr mit HDPE-Mantel, einem Außendurchmesser von 622mm und einer Bettungslänge von 6,36m in einem Versuchskasten eingebaut und mit ZFSV oder Sand verfüllt wurde. Das Rohr wurde auf verschiedene Temperaturen erwärmt bzw. abgekühlt und mit einer hydraulischen Presse zyklisch durch die Bettung gedrückt bzw. gezogen. Während des Versuchs wurden die benötigte Durchschiebekraft, die Rohrverschiebungen, die Rohrtemperatur sowie die radialen und axialen Rohrdehnungen gemessen. Zur Ermittlung der Rohrdehnungen und der Rohrtemperaturen wurde ein quasi-kontinuierlich messendes faseroptisches Messsystem verwendet.

Bei dem Versuch mit Sand als Bettungsmaterial trocknete der Sand bei einer Erwärmung auf  $85^\circ\text{C}$  im Nahbereich der Kontaktfläche aus, wodurch die Wärmeleitfähigkeit des Bodens abfällt. Wird das Rohr nach einer Temperaturerhöhung durch den Sand geschoben, wird nach geringen Verschiebewegen ein maximaler Durchschiebewiderstand erreicht, der mit weiterer Verschiebung auf einen Residualwert abnimmt. Durch die radiale Ausdehnung wird die Kontaktnormalspannung zwischen Rohr und Sand erhöht, wodurch auch der Verschiebewiderstand größer wird. Bei größeren Verschiebungen entsteht eine Gewölbewirkung im Sand und im Bereich um das Rohr wird die kritische Porenzahl und somit ein residualer Zustand erreicht. Der maximale Widerstand nach geringen Verschiebewegen ist von der Temperaturänderung abhängig, wohingegen der residuale Durchschiebewiderstand nahezu unabhängig von der radialen Ausdehnung ist. Durch die temperaturbedingten radialen Dehnungen konnte gezeigt werden, dass bei der Rohraufweitung im Sand

plastische Verformungen auftraten. Bei einer geringen Abkühlung nach der Aufweitung fallen die Verschiebewiderstände bereits deutlich ab. Ab einer bestimmten Temperatur erreicht der Verschiebewiderstand einen Minimalwert und nimmt bei weiterer Abkühlung nicht weiter ab. Daraus kann gefolgert werden, dass ab einer bestimmten Temperaturreduzierung die Normalspannung an der Kontaktfläche aufgrund der Gewölbewirkung im Sand nicht weiter abnimmt.

Bei dem Versuch mit ZFSV als Bettungsmaterial wurde das Rohr bei jeder Temperaturlaststufe solange durch den ZFSV geschoben, bis sich eine nahezu konstante Durchschiebekraft einstellte. Aus der residualen Durchschiebekraft wurde mit dem Zusammenhang zwischen der Normalspannung und der Schubspannung aus den kleinmaßstäblichen Versuchen, auf die Kontaktnormalspannung im Großversuch zurückgeschlossen und mit der dazugehörigen radialen Rohrausdehnung der Aufweitungsmo- $\bar{E}_B$  ermittelt. Im Vergleich zum Versuch mit Sand nahm die Durchschiebekraft bei der Abkühlung nach dem Erwärmen bis zur Ausgangstemperatur weiter ab. Da kein Minimalwert erreicht wurde, kann gefolgert werden, dass es durch die radialen Dehnungen nicht zu plastischen Verformungen kam, durch die beim Abkühlen ein Spalt zwischen Rohr und ZFSV resultierte. Im Allgemeinen waren die benötigten Durchschiebekräfte bei dem Versuch mit ZFSV als Bettungsmaterial deutlich größer als beim Versuch mit Sand. Es muss jedoch beachtet werden, dass diese Aussagen nur für den in dieser Arbeit verwendeten ZFSV und für die gewählten Randbedingungen wie z.B. Versuchsstandaufbau, Abmessungen des Großversuchs sowie die Temperaturlaststufen und für das verwendete Rohr gültig sind.

Aus den kleinmaßstäblichen Versuchen können die normalspannungsabhängigen maximalen Schubspannungen  $\tau_{peak}$  und residualen Schubspannungen  $\tau_{res}$  ermittelt werden. Mit dem aus dem Großversuch gefolgerten Aufweitungsmo- $\bar{E}_B$  kann die Normalspannungsänderung infolge von radialen Rohrdehnungen bestimmt werden. Die Rohrdehnungen können aus einer Innendruckbelastung oder aus Temperaturänderungen resultieren. Aus den Stabscherversuchen Re-SIST<sup>+</sup> mit faseroptischer Dehnungsmessung im ZFSV konnte gezeigt werden, dass bis die Adhäsion überwunden wurde, keine Relativverschiebungen an der Kontaktfläche zwischen ZFSV und HDPE auftreten. Die dabei gemessenen Rohrverschiebungen resultieren aus Verformungen im ZFSV bzw. umgebenden Boden. Da für die in dieser Arbeit entwickelten Berechnungsansätze der ZFSV bzw. umgebende Boden nicht modelliert wird, muss als Kontaktwiderstandsarbeitslinie (KWAI) der Verschiebewiderstand in Abhängigkeit der Rohrverschiebungen angesetzt werden. Zur Bestimmung der Verschiebung  $u_{peak}$ , bei der die maximale Schubspannung  $\tau_{peak}$  auftritt, wurden numerische Untersuchungen durchgeführt. Aus den Berechnungsergebnissen konnte gezeigt werden, dass die Zunahme der Schubspannungen in Abhängigkeit der Rohrverschiebung parabolisch bis zur maximalen Adhäsionsspannung verläuft. Für die Berechnungsansätze wird dieser Bereich bilinear abgebildet. Zudem konnte gefolgert werden, dass die Verschiebungen in den Bereichen, in denen die Adhäsion noch wirkt, von der Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$ , von der am Rohr tatsächlich angreifenden maximalen Schubspannung  $\tau$  und von der Länge des Bereichs, bei dem die Adhäsion bereits überwunden wurde, abhängig ist. Aus den Erkenntnissen konnte die KWAI zur Berechnung von in ZFSV verlegten Rohren unter thermischen Einwirkungen erstellt werden.

Für die Bemessung der erdverlegten Rohre sind die Laststufen Ersterwärmung, Wiedererwärmung sowie Abkühlung und Wiederabkühlung erforderlich. Bei der Ersterwärmung treten die größten Verschiebewiderstände auf und dementsprechend ist der Normalkraftverlauf entlang des Rohres

maximal. Bei der Wiedererwärmung ist der Zustand gemeint, bei dem weitere Aufheiz- und Abkühlzyklen keinen Einfluss mehr auf den Verschiebewiderstand haben. Da der Widerstand nach Überwinden der Adhäsion von den Relativverschiebungen abhängig ist, wird für die KWA1 für den Bereich nach der Adhäsion ein Minimalwert verwendet. Dadurch treten bei der Wiedererwärmung die maximalen Rohrverschiebungen auf. Die Lastfälle Erst- bzw. Wiederabkühlung sind erforderlich, da bei der Erstabkühlung die minimale Verschiebung und bei der Wiederabkühlung die maximalen Zugkräfte entlang des Rohr auftreten. Aus den Minimal- und Maximalwerten können die Spannungs- und Verschiebungsschwingbreiten berechnet werden, die für zyklische Belastungen maßgebend sein können. Eine Herausforderung an die Berechnungsansätze ist, dass für die Abkühlungsberechnungen als Ausgangszustand der Spannungszustand der Erwärmung angesetzt werden muss, der um den Einfluss der radialen Rohrverkleinerung angepasst werden muss.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Berechnung und Dimensionierung von erdverlegten Rohren unter thermischer Belastung ein Stab-Feder-System entwickelt, mit dem auf Grundlage von bestehenden Stabwerksprogrammen komplexere Rohrtrassen mit Längen von mehr als 150 m mit Rohrkrümmungen und -biegungen berechnet werden kann. Zudem wurden auf Grundlage des Gleichgewichts an einem differentiellen Dehnstabelement halbanalytische Gleichungen entwickelt, mit denen für einen geraden Rohrabschnitt die Rohrverschiebungen und Normalkräfte entlang des Rohres für die verschiedenen Temperaturlastfälle berechnet werden können.

Vorteil des Stab-Feder-Systems ist, dass komplexere Rohrtrassen berechnet werden können. Ein Nachteil ist, dass der Ausgangsspannungszustand, bei Berücksichtigung der Kontaktnormalspannungsänderung  $\Delta\sigma_N$  durch die radialen Rohrdehnungen, für Abkühlungsberechnungen iterativ ermittelt werden muss, was bei komplexen Rohrverläufen sehr aufwendig und zeitintensiv ist.

Der Vorteil des halbanalytischen Berechnungsansatzes ist, dass nach einmaligem Programmieren der Gleichungen in ein Tabellenkalkulationsprogramm, die iterativen Berechnungen schnell durchgeführt werden können und die Kontaktnormalspannungsänderungen durch die radialen Temperaturendehnungen in den Gleichungen berücksichtigt sind. Der Nachteil dieses Verfahrens ist, dass nur gerade Rohrabschnitte zwischen einem Haftbereich bzw. (natürlichen) Festpunkt und einem beweglichen Rohrende berechnet werden können. Bewegliche Rohrende stellen frei bewegliche Enden sowie Rohrbögen bzw. -knicke dar, bei denen es ausreichend ist, die aus dem abgehenden Rohrschenkel zusätzlich resultierenden Verschiebewiderstände durch eine Kraft am Rohrende zu berücksichtigen.

Mit diesen beiden Berechnungsansätzen ist es möglich, die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe entlang der in ZFSV verlegten Rohrleitungen unter thermischer Belastung, für die verschiedenen Temperaturlastfälle, zu berechnen. Zur Beurteilung der Spannungen im Rohr müssen zusätzlich zu den aus der Normalkraft resultierenden axialen Rohrspannungen, die radialen und tangentialen Spannungen berücksichtigt werden.

## 11.2. Ausblick

Für die statischen Berechnungen der erdverlegten Rohrleitungen ist die Kontaktnormalspannung im Ausgangszustand eine wichtige Ausgangsgröße. Zudem führt eine ungleichmäßige Spannungsverteilung zu hohen Biegemomenten im Rohrquerschnitt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die mittlere Normalspannung für die Bettungsmaterialien Sand und ZFSV nach dem Regelwerk *AGFW-FW 401-10* [5] bestimmt. Aus den Versuchsergebnissen konnte gefolgert werden, dass die um den Rohrumfang gemittelte Normalspannung mit dem Ansatz für die Großversuche in dieser Arbeit näherungsweise übereinstimmte. Nach dem Ansatz wäre die Spannung am Rohrkämpfer auf Grund des geringen Seitendruckbeiwerts von ZFSV deutlich geringer als am Rohrscheitel bzw. -sohle. In der Arbeit von *Arsic* [12] in Verbindung mit dem Forschungsprojekt von *Triantafyllidis u.a* [131] wurde bei einem Großversuch gezeigt, dass die Normalspannung an der Kontaktfläche als gleichmäßig angesehen werden kann. Zur besseren Beurteilung wären Versuche interessant, mit denen die zeitliche Entwicklung der Größe und Verteilung der Kontaktnormalspannung an der Kontaktfläche gemessen und ein Berechnungsansatz für ZFSV entwickelt werden kann.

Zur Bestätigung der Ergebnisse und Folgerungen aus den Versuchen in dieser Arbeit, wird empfohlen, weitere Kontaktflächenscherversuche und Großversuche mit unterschiedlichen ZFSV durchzuführen.

Zur Quantifizierung der KWA1 und des Einflusses auf die axialen Verschiebungs- und Normalkraftverläufe entlang des Rohres wären weitere numerische Untersuchungen notwendig. Mittels Parameterstudien könnte der Einfluss verschiedener ZFSV-Rezepturen auf die Berechnungsergebnisse ermittelt, die Auswirkungen beurteilt und dementsprechend empirische Gleichungen erstellt werden, mit denen Werte für die KWA1 ermittelt werden können.

Für die Berechnungsansätze wurde die Verschiebung nach Überwinden der Adhäsion bis der residuale Zustand erreicht wird, aus Großversuchen und theoretischen Annahmen abgeleitet und vereinfacht linear angesetzt. Weitere Untersuchungen hierzu könnten den Ansatz der KWA1 weiter verbessern und die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse erhöhen.

## Literatur

- [1] ACHMUS, M. : *Zur Berechnung der Beanspruchungen und Verschiebungen erdverlegter Fernwärmeleitungen*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation, 1995
- [2] ACHMUS, M. : Zur Bemessung von in ZFSV verlegten Rohrleitungen: Einsatz von Flüssigboden. In: *THIS* (2018), Nr. 03, S. 22–28
- [3] ACI COMMITTEE 229: *ACI 229R-99 (Reapproved 2005): Controlled Low Strength Materials*. Farmington Hills, 2005
- [4] ADAM, T. : *Ein Modell zur Beschreibung der Hydratation von Beton in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt*. Darmstadt, Technischen Universität Darmstadt, Dissertation, 28.06.2006
- [5] AGFW: *AGFW-FVGW Regelwerk, FW 401 Teil 10, Verlegung und Statik von Kunststoffmantelrohren (KMR) für Fernwärmenetze - Statische Auslegung; Grundlagen der Spannungsermittlung*. 2007
- [6] AGFW: *EnEff: Wärme - Energieeffiziente Wärmeverteilung Phase I, Grundlagenermittlung: Abschlussbericht*. AGFW, 2010
- [7] AGFW: *FE-Verbundvorhaben "EnEnff: Wärme - Innovative Fernwärmeverteilung - Einsatz fließfähiger Verfüllstoffe zur KMR-Verlegung": Schlussbericht*. 2017
- [8] AL-AZZAWI, A. : *Fiber Optics: Principles and Advanced Practices, Second Edition*. Boca Raton : CRC Press, 2017
- [9] ALOS-SHEPHERD, D. ; KOTAN, E. ; DEHN, F. : *State-of-the-Art Report - Plastic Concrete for Cut-Off Walls*. 2018
- [10] ALPAN, I. : Das Last-Setzungsverhalten des Einzelphahls. In: SCHEER, J. (Hrsg.): *Bauingenieur* Bd. 53. Springer-Verlag, 1978, S. 293–298
- [11] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: *D 4186 - 89 (Reapproved 1998): Test Method for One-Dimensional Consolidation Properties of Saturated Cohesive Soils Using Controlled-Strain Loading*. West Conshohocken, PA, 1998
- [12] ARSIC, I. : *Über die Bettung von Rohrleitungen in Flüssigböden*. Bochum, Dissertation, 2009
- [13] ATV-DVWK, DEUTSCHE VEREINIGUNG FÜR WASSERWIRTSCHAFT, ABWASSER UND ABFALL: *ATV-DVWK-A 127: Statische Berechnung von Abwasserkanälen und -leitungen*. 3. Aufl. Hennef, 2000
- [14] BARGEL, H.-J. H. ; SCHULZE, G. H.: *Werkstoffkunde*. 12., bearbeitete Auflage, korrigierter Nachdruck. Berlin : Springer Vieweg, 2018 (Springer-Lehrbuch)
- [15] BEILKE, O. : *Interaktionsverhalten des Bauwerks "Fernwärmeleitung - Bettungsmaterial"*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation, 1993

- [16] BENEDIX, R. : *Bauchemie: Einführung in die Chemie für Bauingenieure und Architekten*. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2015
- [17] BENTLEY EMEA (HRSG.): *PLAXIS 3D Reference Manual CONNECT Edition V20*. [https://www.plaxis.com/?plaxis\\_download=3D-2-Reference.pdf](https://www.plaxis.com/?plaxis_download=3D-2-Reference.pdf) . Version: 2019; Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [18] BENTLEY EMEA (HRSG.): *PLAXIS Material Models CONNECT Edition V20*. [https://www.plaxis.com/?plaxis\\_download=3D-3-Material-Models.pdf](https://www.plaxis.com/?plaxis_download=3D-3-Material-Models.pdf) . Version: 2019; Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [19] BENTLEY EMEA (HRSG.): *PLAXIS Scientific Manula CONNECT Edition V20*. [https://www.plaxis.com/?plaxis\\_download=3D-4-Scientific.pdf](https://www.plaxis.com/?plaxis_download=3D-4-Scientific.pdf) . Version: 2019; Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [20] BOGUE, R. H. ; LERCH, W. : Hydration of Portland Cement Compounds. In: *Industrial and Engineering Chemistry* (1934), Nr. 26.8, S. 837–847
- [21] BOLEY, C. ; ADAM, D. : *Handbuch Geotechnik: Grundlagen - Anwendungen - Praxiserfahrungen ; mit 185 Tabellen*. 1. Aufl. Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag, 2012
- [22] CZICHOS, H. (Hrsg.) ; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 4., vollst. überarb. u. erw. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2015
- [23] DD COMPOSITE GMBH (HRSG.): *Technisches Merkblatt - Epoxidharz 4305 + Härter 140 F*. <https://www.phd-24.de/layout/downloads/Technisches-Merkblatt-4305-140F.pdf> . Version: 2018; Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [24] DEUTSCHE GESELLSCHAFT FÜR GEOTECHNIK E.V. (HRSG.): *Empfehlungen des Arbeitskreises Numerik in der Geotechnik - EANG*. Berlin : Ernst & Sohn Verlag, 2014
- [25] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18126:1996-11: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Dichte nichtbindiger Böden bei lockerster und dichtester Lagerung*. 1996-11
- [26] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18137-3:2002-09: Bestimmung der Scherfestigkeit - Teil 3: Direkter Scherversuch*. Berlin, 2002-09
- [27] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18128:2002-12: Baugrund; Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung des Glühverlustes*. Berlin, 2002-12
- [28] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 868:2003-10: Kunststoffe und Hartgummi - Bestimmung der Eindruckhärte mit einem Durometer (Shore-Härte)*. Berlin, 2003-10
- [29] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 14679:2005-07: Ausführung von besonderen geotechnischen Arbeiten (Spezialtiefbau) - Tiefreichende Bodenstabilisierung*. Berlin, 2005-07

- [30] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 1045-2:2008-08: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 2: Beton - Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität - Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1*. Berlin, 2008-08
- [31] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 4287:2010-07: Geometrische Produktspezifikation - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin, 2010-07
- [32] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18125-2:2011-03: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Dichte des Bodens - Teil 2: Feldversuche*. Berlin, 2011-03
- [33] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18137-2:2011-04: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Scherfestigkeit - Teil 2: Triaxialversuch*. 2011-04
- [34] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18196:2011-05: Erd- und Grundbau – Bodenklassifikation für bautechnische Zwecke*. Berlin, 2011-05
- [35] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18129:2011-07: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben – Kalkgehaltsbestimmung*. Berlin, 2011-07
- [36] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 197-1:2011-11: Zement- Teil 1: Zusammensetzung, Anforderungen und Konformitätskriterien von Normalzement; Deutsche Fassung EN 197-1:2011*. Berlin, 2011-11
- [37] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18132:2012-04: Baugrund, Versuche und Versuchsgeräte – Bestimmung des Wasseraufnahmevermögens*. Berlin, 2012-04
- [38] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18135:2012-04: Baugrund - Untersuchung von Bodenproben - Eindimensionaler Kompressionsversuch*. Berlin, 2012-04
- [39] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18127:2012-09: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben – Proctorversuch*. Berlin, 2012-09
- [40] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18136:2003-11: Baugrund - Untersuchung von Bodenproben - Einaxialer Druckversuch*. Berlin, 2013-11
- [41] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-1:2015-03, Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 1: Bestimmung des Wassergehalts*
- [42] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-2:2015-03, Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 2: Bestimmung der Dichte des Bodens*. Berlin, 2015-03
- [43] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 1538:2015-10: Ausführung von Arbeiten im Spezialtiefbau - Schlitzwände*. Berlin, 2015-10



- [44] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-5:2017-08: Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 5: Ödometerversuch mit stufenweiser Belastung*
- [45] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 14688-1:2018-05: Geotechnische Erkundung und Untersuchung – Benennung, Beschreibung und Klassifizierung von Boden – Teil 1: Benennung und Beschreibung*. Berlin, 2018-05
- [46] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-7:2018-05: Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 7: Einaxialer Druckversuch*. Berlin, 2018-05
- [47] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-8:2018-07: Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 8: Unkonsolidierter undrännierter Triaxialversuch*. Berlin, 2018-07
- [48] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-9:2018-07: Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 9: Konsolidierte triaxiale Kompressionsversuche an wassergesättigten Böden*. Berlin, 2018-07
- [49] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 18124:2019-02: Baugrund, Untersuchung von Bodenproben – Bestimmung der Korndichte – Weithalsspyknometer*. Berlin, 2019-02
- [50] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 17892-10:2018-07: Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Laborversuche an Bodenproben - Teil 10: Direkte Scherversuche*. Berlin, 2019-04
- [51] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 12350-5:2019-09: Prüfung von Frischbeton - Teil 5: Ausbreitmaß*. Berlin, 2019-09
- [52] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 12350-6:2019-09: Prüfung von Frischbeton - Teil 6: Frischbetonrohndichte*. Berlin, 2019-09
- [53] DOMININGHAUS, H. ; ELSNER, P. ; EYERER, P. ; HIRTH, T. : *Kunststoffe*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2012
- [54] DUNCAN, J. M.: The role of advanced constitutive relations in practical application. In: *13th ICSMFE* (1994), Nr. 5, S. 31–48
- [55] ENGELBRECHT, R. : *Nichtlineare Faseroptik: Grundlagen und Anwendungsbeispiele*. Berlin : Springer Vieweg, 2014
- [56] FENOUX, G. Y.: *Filling materials for watertight cut off walls*. Paris, 1985
- [57] FLOSS, R. : *Zusätzliche technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Erdarbeiten im Straßenbau: ZTV E-StB Ausgabe 2017 : Kommentar und Kompendium*. 5. Auflage. Bonn : Kirschbaum Verlag, 2019

- [58] FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR STRASSEN- UND VERKEHRSWESSEN (HRSG.): *TP BF-StB, Teil B 11.3: Eignungsprüfung bei Bodenverbesserungen mit Bindemitteln*. Ausg. 2010. Köln,
- [59] FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR STRASSEN- UND VERKEHRSWESSEN (HRSG.): *Zusätzliche technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Erdarbeiten im Straßenbau, ZTV E-StB 17*. Köln,
- [60] FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR STRASSEN- UND VERKEHRSWESSEN (HRSG.): *Merkblatt über Bodenverfestigungen und Bodenverbesserungen mit Bindemitteln*. Köln : FGSV Verlag GmbH, 2004
- [61] FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR STRASSEN- UND VERKEHRSWESSEN (HRSG.): *TL BuB E-StB 09: Technische Lieferbedingungen für Böden und Baustoffe im Erdbau des Straßenbaus*. 2009
- [62] FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR STRASSEN- UND VERKEHRSWESSEN (HRSG.): *H ZFSV - Hinweise für die Herstellung und Verwendung von zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen im Erdbau*. 2012
- [63] FROGGATT, M. ; MOORE, J. : High-spatial-resolution distributed strain measurement in optical fiber with rayleigh scatter. In: *Applied optics* 37 (1998), Nr. 10, S. 1735–1740
- [64] GDS INSTRUMENTS (HRSG.): *INTERFACE SHEAR TESTER*. <https://www.gdsinstruments.com/gds-products/interface-shear-tester>. Version: Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [65] GEBERIT VERTRIEBS AG (HRSG.): *Montagehandbuch Rohrleitungssysteme*
- [66] GEBERIT VERTRIEBS GMBH: *GEBERIT MEPLA: In drei Schichten zum Erfolg*. <https://www.geberit.de/produkte/versorgungssysteme/geberit-mepla-mehrschichtverbundrohre/>. Version: Zuletzt geprüft am: 27.06.2019
- [67] GEIL, M. : *Untersuchung der physikalischen und chemischen Eigenschaften von Bentonit-Zement-Suspensionen im frischen und erhärteten Zustand*. Braunschweig, Technische Universität Carolo-Wilhelmina, Dissertation, 01.10.1987
- [68] GEISENHANSLÜKE, C. : *Einfluss der Granulometrie von Feinstoffen auf die Rheologie von Feinstoffleimen*, Universität Kassel, Dissertation, 2008
- [69] GESELLSCHAFT FÜR TRIBOLOGIE E.V. (HRSG.): *Arbeitsblatt 7: Tribologie - Verschleiß, Reibung - Definitionen, Begriffe, Prüfung*. [https://neu.gft-ev.de/wp-content/uploads/2002\\_AB\\_7\\_Tribologie.pdf](https://neu.gft-ev.de/wp-content/uploads/2002_AB_7_Tribologie.pdf). Version: 2002; Zuletzt geprüft am 21.07.2020
- [70] GLEICH ALUMINIUMWERK GMBH & CO. KG (HRSG.): *ENAW 5083 - TECHNISCHES DATENBLATT*. <https://gleich.de/de/wp-content/uploads/sites/2/2016/07/produktdatenblatt-en-aw-5083-aluminium-walzplatte.pdf>. Version: Zuletzt geprüft am: 21.07.2020

- [71] GROSS, D. ; HAUGER, W. ; SCHRÖDER, J. ; WALL, W. A.: *Technische Mechanik 2: Elastostatik*. 13., aktualisierte Auflage. Berlin : Springer Vieweg, 2017
- [72] HABENICHT, G. : *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 6., aktualisierte Aufl. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2009 (VDI-Buch)
- [73] HARS, C. : *Untersuchung der mechanischen Probleme bei erdverlegten vorisolierten Rohren (unveröffentlicht)*. Technische Universität Berlin, Diss., 10.05.1969
- [74] HE, C. ; MAKOVICKY, E. ; OSBAECK, B. : Thermal treatment and pozzolanic activity of Na- and Ca-montmorillonite. In: *Applied Clay Science* 10 (1996), Nr. 5, S. 351–368
- [75] HEIM, D. : *Tone und Tonminerale: Grundlagen der Sedimentologie und Mineralogie*. Stuttgart : Enke Verlag, 1990
- [76] HERING, E. ; MARTIN, R. ; STOHRER, M. : *Physik für Ingenieure*. 10., vollständig neu bearbeitete Auflage. Berlin and Heidelberg : Springer, 2007 (Springer Lehrbuch)
- [77] HUSS, A. : *Mischungsentwurf und Fließigenschaften von Selbstverdichtendem Beton (SVB) vom Mehlkorntyp unter Berücksichtigung der granulometrischen Eigenschaften der Gesteinskörnung*. Stuttgart, Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Dissertation, 2010
- [78] IMS DEUTSCHLAND GMBH (HRSG.): *Datenblatt - EN AW-5083*. <https://www.ims-deutschland.de/files/Datenblätter/IMSsbdis-fichetech-enaw-5083.pdf>. Version: Zuletzt geprüft am: 21.07.2020
- [79] ISOPLUS AG: *Starre Verbundsysteme*. [http://www.isoplus.de/fileadmin/data/downloads/documents/germany/Catalogue\\_German/Kapitel\\_2\\_Starre\\_Verbundsysteme.pdf](http://www.isoplus.de/fileadmin/data/downloads/documents/germany/Catalogue_German/Kapitel_2_Starre_Verbundsysteme.pdf). Version: 2011; Zuletzt geprüft am: 26.06.2019
- [80] JASMUND, K. (Hrsg.) ; LAGALY, G. (Hrsg.): *Tonminerale und Tone: Struktur, Eigenschaften, Anwendungen und Einsatz in Industrie und Umwelt*. Heidelberg : Steinkopff, 1993
- [81] KATZENBACH, R. : *Umdruck zur Vorlesung - Anwendung der FEM in der Geotechnik*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Vorlesungsskript, 2012
- [82] KI KERMAIK-INSTITUT GMBH: *Prüfprotokoll: Pr. C TS (unveröffentlicht)*. Meißen, 10.08.2015
- [83] KISHIDA, H. ; UESUGI, M. : Tests of interface between sand and steel in the simple shear apparatus. In: *Géotechnique* (1987), Nr. 37.1, S. 45–52
- [84] KNOBLAUCH, H. ; SCHNEIDER, U. : *Bauchemie*. 7. Aufl. Köln : Werner, 2013 (Werner-Ingenieur-Texte WIT)
- [85] KOCH, H. : *Gas-insulated transmission lines (GIL)*. Chichester, West Sussex, United Kingdom : Wiley / IEEE Press, 2012
- [86] KOLYMBAS, D. : *Constitutive Modelling of Granular Materials*. Berlin and Heidelberg : Springer, 2000

- [87] KONDNER, R. L. ; ZELASKO, J. S.: hyperbolic stress strain formulation for sand. In: *Proc. 2nd Pan. Am. Int. Conf. on Soil Mech. Found. Eng.* (1963), Nr. 1, S. 289–394
- [88] KÖNIG GMBH KUNSTSTOFFPRODUKTE (HRSG.): *Technisches Datenblatt - PE HD - Polyethylen.* <https://www.koenig-kunststoffe.de/produkte/pe/technisches-datenblatt-pe-hd.pdf>. Version: 2016; Zuletzt geprüft am: 21.07.2020
- [89] KREGER, S. T. ; GIFFORD, D. K. ; FROGGATT, M. E. ; SOLLER, B. J. ; WOLFE, M. S.: High Resolution Distributed Strain or Temperature Measurements in Single- and Multi-Mode Fiber Using Swept-Wavelength Interferometry. In: *Optical Fiber Sensors.* Washington, D.C. : OSA, 2006
- [90] KRIEG, S. ; GOLDSCHIEDER, M. : Bodenviskosität und ihr Einfluß auf das Tragverhalten von Pfählen. In: *Bautechnik* (1998), Nr. 10, S. 806–820
- [91] LEONARDS, G. A.: *Experimental study of static and dynamic friction between soil and typical construction materials.* Techn. Ber. Purdue University Lafayette : Indiana, 1965
- [92] LEONHARDT, G. : Einfluß der Bettungssteifigkeit auf die Tragfähigkeit und die Verformungen von flexiblen Rohren. In: *Strasse, Brücke, Tunnel* (1972), Nr. 3, S. 63–68
- [93] LEONHARDT, G. : *Die Belastung von starren Rohrleitungen unter Dämmen.* Hannover, Technische Universität Hannover, Diss., 1973
- [94] LUNA INNOVATIONS (HRSG.): *Optical distributed sensor interrogator (Model ODiSI-B).* [https://lunainc.com/wp-content/uploads/2012/11/LT\\_CD\\_ODiSIB10\\_Data-Sheet\\_Rev-09.pdf](https://lunainc.com/wp-content/uploads/2012/11/LT_CD_ODiSIB10_Data-Sheet_Rev-09.pdf). Version: 2014; Zuletzt geprüft am: 24.10.2019
- [95] LUNA INNOVATIONS (HRSG.): *Distributed Fiber Optic Sensing: Temperature Compensation of Strain Measurement.* [https://lunainc.com/wp-content/uploads/2014/04/LT\\_TD\\_EN-FY1402\\_TempComp1.pdf](https://lunainc.com/wp-content/uploads/2014/04/LT_TD_EN-FY1402_TempComp1.pdf). Version: 2014; Zuletzt geprüft am 27.01.2020
- [96] LUNA INNOVATIONS (HRSG.): *Luna - High-Definition Fiber Optic Strain Sensors.* [https://lunainc.com/wp-content/uploads/2016/10/Sensors\\_DataSheet\\_Template\\_final\\_092216.pdf](https://lunainc.com/wp-content/uploads/2016/10/Sensors_DataSheet_Template_final_092216.pdf). Version: 2016; Zuletzt geprüft am: 21.08.2019
- [97] LUNA INNOVATIONS (HRSG.): *Optical Distributed Sensor Interrogator Model ODiSI-B: User's Guide: Version 5.2.1.* 2017
- [98] MOONEY, D. T.: *Experimental and numerical study of the rod shear test for determining steel-sand interface behavior.* University of Arizona, 1998
- [99] MOSER, U. ; WIELAND, M. : *Statische Probleme bei erdverlegten Fernheizleitungen.* Zürich, Eidgenössische Hochschule Zürich, Mitteilung, 1972
- [100] MVV ENERGIE AG MANNHEIM: *EnEff: Wärme - Kostengünstiger Fernwärmetransport für den effektiven Ausbau der Kraft-Wärme-Kopplung - Schlussbericht Band 2 - Bau von Fernwärme-Transportleitungen - Bautechnische Entwicklungen.* AGFW, 2014
- [101] NBG SYSTEMS GMBH: *Technical Datasheet SST 12012-N02 (unveröffentlicht).* Gmünd, Österreich, 05.09.2018

- [102] OHDE, J. : Zur Theorie zur Druckverteilung im Baugrund. In: *Bauingenieur* (1939), Nr. 20, S. 451–459
- [103] O'ROUKE ; DRUSCHEL ; NETRAVALI: Shear Strength Characteristics of Sand-Polymer Interfaces. In: *Journal of geotechnical engineering* (1990), Nr. 116, S. 451–469
- [104] OSTERMANN, F. : *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin/Heidelberg : Springer Vieweg, 2014
- [105] PECHER, K. H. ; QUARG-VONSCHIEDT, J. ; SOSINKA, K. ; BAUKLOH, M. ; GROPEGIESSER, A. J.: *Abschlussbericht: Entwicklung kostengünstiger Sanierungsverfahren insbesondere zur Grundstücksentwässerung*. Ministerium für Klimaschutz, Umwelt, Landwirtschaft, Natur- und Verbraucherschutz des Landes NRW, 2010
- [106] POLYTEC GMBH: *LUNA Sensorfaser (Datenblatt, unveröffentlicht)*. Waldbronn, 2016
- [107] POPOV, V. : *Kontaktmechanik und Reibung: Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik*. 3rd ed. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2016
- [108] RAUPACH, M. ; ORLOWSKY, J. : *Erhaltung von Betonbauwerken: Baustoffe und ihre Eigenschaften*. 1. Aufl. Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2008 (Bauwesen)
- [109] REINDL, M. : *Weiterentwicklung einer Versuchsapparatur zur Ermittlung des Kontaktwiderstands zwischen Böden und Kunststoffmantelrohren im Labor*. Masterprojektarbeit (unveröffentlicht), OTH Regensburg, 2015
- [110] RUMPEL, G. : Erdverlegte Verbundrohre für Fernwärme. Berechnungsgrundlagen und natürliche Kompensation. In: *Rohrleitungstechnik. Jahrbuch* (1982), S. 420–434
- [111] SAMIEC, D. : Verteilte faseroptische Temperatur- und Dehnungsmessung mit sehr hoher Ortsauflösung. In: *Photonik* (2011), Nr. 6, S. 34–37
- [112] SANDIG, F. : *Strukturbedingte geotechnische Eigenschaften von Controlled Low Strength Material für Dichtungen in Deichen*, Dissertation, 2014
- [113] SCHANZ, T. : *Zur Modellierung des mechanischen Verhaltens von Reibmaterialien*. Stuttgart, Universität Stuttgart, Habilitation, 1998
- [114] SCHANZ, T. ; VERMEER, P. A. ; BONNIER, P. G.: The hardening-soil model: Formulation and verification. In: BRINKGREVE, R. B. J. (Hrsg.): *Beyond 2000 in Computational Geotechnics*. Rotterdam, 1999
- [115] SCHMITT, F. ; CASPAR, J. ; HOLLER, S. : *Forschung und Entwicklung / AGFW*. Bd. 32: *Bautechnische Entwicklungen von Fernwärme-Transportleitungen*. Frankfurt am Main : AGFW, 2015
- [116] SCHNEIDER, K.-J. (Hrsg.) ; GORIS, A. (Hrsg.) ; ALBERT, A. (Hrsg.): *Bautabellen für Ingenieure: Mit Berechnungshinweisen und Beispielen*. 23. Auflage. Köln : Bundesanzeiger Verlag, 2018

- [117] SCHULTZE, E. ; MUHS, H. : *Bodenuntersuchungen für Ingenieurbauten*. Springer Berlin Heidelberg <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-11264-9>
- [118] SCHULZE, D. : *Pulver und Schüttgüter: Fließigenschaften und Handhabung*. 3., erg. Aufl. 2014. Berlin : Springer Vieweg, 2014 (VDI-Buch)
- [119] SCHUSTER, M. : *Verformungsmessung des Versuchsbodens mit einem Glasfasermesssystem bei Stabscherversuchen*. Masterprojektarbeit (unveröffentlicht), OTH Regensburg, 2019
- [120] SCHWARZ, P. : *Beitrag zum Tragverhalten von Verpreßpfählen mit kleinem Durchmesser unter axialer zyklischer Belastung*. München, 2002
- [121] SIEMENS AG (HRSG.): *Gas-insulated transmission lines*. <https://new.siemens.com/br/en/products/energy/high-voltage/power-transmission-lines/gas-insulated-lines.html>. Version: Zuletzt geprüft am: 21.07.2020
- [122] SIMON, J. ; FELDE, V. ; PETH, S. ; KIMM-FRIEDENBERG, S. ; MIDDENDORF, B. : *Entwicklung selbstverdichtender Verfüllbaustoffe mit hohem Durchwurzelungswiderstand unter bevorzugter Verwendung des entnommenen Bodenaushubs: zum Schutz von Baumwurzeln und unterirdischer Infrastruktur in urbanen Räumen*. DBU Deutsche Bundesstiftung Umwelt, 2016
- [123] SIMONA AG (HRSG.): *PE 100 Druckrohre - (Datenblatt)*. <https://www.simona.de/?id=206&L=0&productType=Druckrohr>. Version: 29.01.2018; Zuletzt geprüft am: 21.07.2020
- [124] SOLLER, B. ; GIFFORD, D. ; WOLFE, M. ; FROGGATT, M. : High resolution optical frequency domain reflectometry for characterization of components and assemblies. In: *Optics express* 13 (2005), Nr. 2, S. 666–674
- [125] SPECK, K. ; VOGDT, F. ; CURBACH, M. ; PETRYNA, Y. : Faseroptische Sensoren zur kontinuierlichen Dehnungsmessung in Beton. In: *10. Symposium; Experimentelle Untersuchungen; Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden von Baukonstruktionen* (2019), Nr. 48
- [126] STARK, J. ; WICHT, B. : *Zement und Kalk: Der Baustoff als Werkstoff*. Basel : Birkhäuser Verlag, 2000
- [127] STROBEL, O. ; EBACH, T. : *Lichtwellenleiter-Übertragungs- und Sensortechnik*. 3., aktualisierte und erw. Aufl. Berlin : VDE-Verl., 2014
- [128] TEJCHMAN, J. ; WU, W. : Experimental and numerical study of sand-steel interfaces. In: *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 19 (1995), Nr. 8, S. 513–536
- [129] THEWES, M. : *Adhäsion von Tonböden beim Tunnelvortrieb mit Flüssigkeitsschilden*, Bergische Universität Wuppertal, Dissertation, 1999
- [130] THIENEL, K.-C. : *Werkstoffe des Bauwesens Frischbeton*. München, Universität der Bundeswehr München, Skript, 2018

- [131] TRIANTAFYLIDIS U.A., T. : *Einsatz von Bettungs- und Verfüllmaterialien im Rohrleitungsbau: Laboruntersuchungen und Versuche im Maßstab 1:1*. Techn. Ber. Ruhr-Universität Bochum und Institut für unterirdische Infrastruktur (IKT), 2006
- [132] VAN LANGEN, H. ; VERMEER, P. A.: Interface elements for singular plasticity points. In: *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 15 (1991), Nr. 5, S. 301–315
- [133] VDI/VDE: *VDI/VDE 2616 Blatt 2: Härteprüfung an Kunststoffen und Elastomeren*. Berlin, 2014-07
- [134] VEREIN DEUTSCHER ZEMENTWERKE E.V., HRSG.: *Zement-Taschenbuch 2002*. Düsseldorf : Bau+Technik GmbH, 2002
- [135] VERMEER, P. A.: A double hardening model for sand. In: *Géotechnique* 28 (1978), Nr. 4, S. 413–433
- [136] VERRUIJT, A. : *Offshore Soil Mechanics*. [https://www.researchgate.net/profile/Arnold\\_Verruijt/publication/268002934\\_OFFSHORE\\_SOIL\\_MECHANICS/links/549c29130cf2fedbc30fd953.pdf](https://www.researchgate.net/profile/Arnold_Verruijt/publication/268002934_OFFSHORE_SOIL_MECHANICS/links/549c29130cf2fedbc30fd953.pdf). Version: 2006; Zuletzt geprüft am 06.03.2020
- [137] VISMANN, U. (Hrsg.): *Wendehorst Bautechnische Zahlentafeln*. 36. Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2018
- [138] WAGNER, B. : *Ein Beitrag zur axialen Bettung von Kunststoffmantelrohren der Fernwärme in Zeitweise fließfähigen, selbstverdichtenden Verfüllbaustoffen (ZFSV)*. Regensburg, OTH Regensburg, Dissertation, 2017
- [139] WAGNER, B. ; NEIDHART, T. : A new backfill material enhancing axial bedding of district heating pipes. In: WUTTKE, F. (Hrsg.) ; BAUER, S. (Hrsg.) ; SANCHEZ, M. (Hrsg.): *Energy Geotechnics* Bd. 1. London : CRC Press, 2016, S. 105–112
- [140] WEIDLICH, I. : *Untersuchung zur Reibung an zyklisch axial verschobenen erdverlegten Rohren*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation, 2008
- [141] WITT, K. J.: Wirkmechanismen und Effekte bei der Bodenstabilisierung mit Bindemitteln. In: *Vorträge zur 8. Erdbaufachtagung Leipzig, Bauakademie Sachsen* (2012), S. 181–194
- [142] WITT, K. J.: *Grundbau-Taschenbuch, Teil 1: Geotechnische Grundlagen*. Berlin : Wilhelm Ernst & Sohn Verlag, 2017
- [143] WOLFF, T. : *Ein methodischer Bemessungsansatz zur Abschätzung des Tragverhalten von Pfahlgründungen in weichem kalkigem Sedimentgestein*. Weimar, Bauhaus-Universität Weimar, Dissertation, 2009
- [144] WOLFRUM, D. ; NEIDHART, T. : District heating pipes buried in Temporarily Flowable Backfill Materials. In: *Energy Procedia* 149 (2018), S. 170–178. <http://dx.doi.org/10.1016/j.egypro.2018.08.181>. – DOI 10.1016/j.egypro.2018.08.181
- [145] WOSSOG, G. (Hrsg.): *Handbuch Rohrleitungsbau*. 3. Aufl. Essen : Vulkan-Verl., 2014

- [146] YOSHIMI, Y. ; KISHIDA, T. : A Ring Torsion Apparatus for Evaluating Friction Between Soil and Metal Surfaces. In: *Geotechnical Testing Journal* (1981), Nr. 4, S. 145–152



## Anhang

### A. Halbanalytisches Berechnungsmodell für die behinderte Temperatureausdehnung

#### A.1. Grundlagen

In diesem Abschnitt werden die halbanalytischen Gleichungen zur Berechnung von Rohrverschiebungen und Normalkräften entlang des Rohres für die behinderte Temperatureausdehnung hergeleitet. Grundlagen sowie die Berechnungsansätze mit den Randbedingungen für die Differentialgleichungen sind im Abschnitt 10 beschrieben. Aus diesen Ansätzen resultieren in den folgenden Abschnitten Gleichungen für die Verschiebungs- und Normalkraftverläufe entlang des Rohres. Es werden Gleichungen für den Lastfall Ersterwärmung und Erstabkühlung entwickelt. Die Lastfälle Wiedererwärmung sowie die Wiederabkühlung können aus der Ersterwärmung bzw. Erstabkühlung abgeleitet werden. Der Berechnungsansatz für die Ersterwärmung sowie die Definitionen von Parametern, beruhen teilweise auf den Ansatz von *Wagner* ([138], [139]). Die Beschreibung der Parameter kann im Symbolverzeichnis nachgelesen werden.

Gleichgewicht am Dehnstabelement (Gl. 10.3):

$$E \cdot A_s \cdot u'' - \tau \cdot U = 0 \quad (\text{A.1})$$

Normalkraft im Rohr (Gl. 10.2):

$$N(x) = E \cdot A_s \cdot (u'(x) - \alpha_T \cdot \Delta T) + F_p \quad (\text{A.2})$$

Die KWA1 wird in folgende Teilbereiche unterteilt (siehe Abbildung 10.3 und 10.9):

- Elastische Aktivierung bis  $u_0$
- Elastische Aktivierung zwischen  $u_0$  bis  $u_{peak}$
- Entfestigende Aktivierung
- (Positiv) plastische Aktivierung
- Negative plastische Aktivierung bei der Abkühlung

Die Kenntnis über die jeweilige Aktivierungslänge ist erforderlich, um die Gleichungen zur Berechnung der Verschiebung und Normalkraft lösen zu können. Es werden für jeden Teilbereich und Temperaturlastfall Gleichungen hergeleitet, mit denen die Aktivierungslängen ermittelt werden können.

Die Kräfte  $F_{RE}$  und  $F_p$  resultieren aus dem Innendruck bzw. einer Kraft am beweglichen Rohrende z.B. aufgrund der Bettung des abgehenden Rohrschenkels bei einem Rohrknick oder -bogen. Diese können je nach Lastfall unterschiedliche Werte annehmen. Bei der Parameterbezeichnung der Kräfte  $F_{RE}$  und  $F_p$  wird in dieser Arbeit nicht zwischen den Lastfällen unterschieden.

## A.2. Ersterwärmung

### A.2.1. Allgemeines

Für die Berechnung der Verschiebungs- und Normalkraftverläufe werden die Schubspannungen  $\tau_{0,fh}$ ,  $\tau_{peak,fh}$  und  $\tau_{res,fh}$  sowie die Verschiebungen  $u_{0,fh}$ ,  $u_{peak,fh}$  und  $u_{res,fh}$  aus dem Normalspannungszustand an der Kontaktfläche im erwärmten Zustand bestimmt. Der Gleitbereich wird in die Teilbereiche mit elastischer, entfestigender und plastischer Aktivierung eingeteilt und die Gleichungen dazu in den folgenden Abschnitten hergeleitet. Der elastische Bereich wird weiter in die Bereiche bis zur Verschiebung  $u_{0,fh}$  und zwischen  $u_{0,fh}$  und  $u_{peak,fh}$  unterteilt. Je nach Temperaturänderung kann nur der elastische oder nur der elastische und entfestigende Bereich teilweise oder vollständig aktiviert werden. Die maximale Gleitbereichslänge ist erreicht, wenn für die Normalkraft am beweglichen Rohrende gilt:

$$N_{max} = F_{RE} + F_p \quad (\text{A.3})$$

Für den Fall das die Temperaturänderung nicht alle drei Bereiche aktiviert, wird auf eine Herleitung von Gleichungen verzichtet, sondern die maximale Gleitbereichslänge iterativ mit Gleichung A.3 bestimmt. Es muss beachtet werden, dass die Verschiebungen  $u_{0,fh}$  und  $u_{peak,fh}$  von der Kontaktnormalspannung und der maximalen Schubspannung des elastischen Bereichs abhängig ist (siehe Abschnitt 8). Muss die maximale Schubspannungen reduziert werden, da nur der elastische Bereich ausgebildet wird, wird die maximal auftretende Schubspannung mit  $\tau_{peak}$  bezeichnet. Es wird der Index  $fh$  zur Kennzeichnung der Ersterwärmung eingeführt.

### A.2.2. Elastische Aktivierung bis $u_0$

Für das Gleichgewicht am Dehnstabelement im elastischen Bereich bis  $u_{0,fh}$  gilt (vgl. Gl. A.1):

$$E \cdot A_s \cdot u''_{el,fh} - \tau_{el,fh}(u_{el,fh}) \cdot U = 0 \quad (\text{A.4})$$

Die Schubspannung  $\tau_{el,fh}$  in Abhängigkeit der Verschiebung  $u_{el,fh}$  wird mit Hilfe der Federkonstanten  $c_{el,fh}$  beschrieben werden:

$$c_{el,fh} = \frac{\tau_{0,fh}}{u_{0,fh}} \quad (\text{A.5})$$

$$\tau_{el,fh}(u_{el,fh}) = c_{el,fh} \cdot u_{el,fh} \quad (\text{A.6})$$

Daraus folgt für die Gl. A.4:

$$E \cdot A_s \cdot u''_{el,fh} - c_{el,fh} \cdot u_{el,fh} \cdot U = 0 \quad (\text{A.7})$$

Umstellen:

$$u''_{el,fh} - \frac{c_{el,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \cdot u_{el,fh} = 0 \quad (\text{A.8})$$

Mit

$$\beta_{tm,fh}^2 = \frac{c_{el,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.9})$$

folgt aus Gl. A.8:

$$u''_{el,fh} - \beta_{tm,fh}^2 \cdot u_{el,fh} = 0 \quad (\text{A.10})$$

Die Lösung der Differentialgleichung ergibt für  $u_{el,fh}(x_{el,fh})$ :

$$u_{el,fh}(x_{el,fh}) = F_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} + F_{2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} \quad (\text{A.11})$$

Abgeleitet ergibt dies:

$$u'_{el,fh}(x_{el,fh}) = \beta_{tm,fh} \cdot (F_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} - F_{2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}}) \quad (\text{A.12})$$

Aus Gl. A.2 und A.12 folgt für die Normalkraft:

$$N_{el,fh}(x_{el,fh}) = E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \cdot (F_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} - F_{2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}}) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] + F_p \quad (\text{A.13})$$

Randbedingungen für den Bereich der elastischen Aktivierung bis  $u_0$  (siehe Tabelle 10.3):

RB1,el:

$$u_{el,fh}(x_{el,fh} = 0) = 0 \quad (\text{A.14})$$

RB2,el:

$$u_{el,fh}(x_{el,fh} = l_{el,fh}) = u_{0,fh} \quad (\text{A.15})$$

RB3,el:

$$N_{el,fh}(x_{el,fh} = 0) = -\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p \quad (\text{A.16})$$

RB4,el:

$$N_{el,fh}(x_{el,fh} = l_{el,fh}) = N_{el2,fh}(x_{el2,fh} = 0) \quad (\text{A.17})$$

Bestimmung der Integrationskonstanten  $F_{1,fh}$  und  $F_{2,fh}$ :

Aus RB1,el (Gl. A.14) und Gl. A.11 folgt:

$$u_{el,fh}(x_{el,fh} = 0) = 0 = F_{1,fh} + F_{2,fh} \quad (\text{A.18})$$

$$F_{2,fh} = -F_{1,fh} \quad (\text{A.19})$$

Aus RB2,el (Gl. A.15) und Gl. A.11 folgt:

$$u_{el,fh}(x_{el,fh} = l_{el,fh}) = u_{0,fh} = F_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh}} - F_{1,fh} \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh}} \quad (\text{A.20})$$

$$F_{1,fh} = \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \quad (\text{A.21})$$

Mit den Integrationskonstanten  $F_{1,fh}$  und  $F_{2,fh}$  und der Gl. A.11 ergibt die Verschiebung:

$$\begin{aligned} u_{el,fh}(x_{el,fh}) &= \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} - \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} \\ &= \frac{u_{0,fh}}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} - e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} \right) \end{aligned} \quad (\text{A.22})$$

$$u_{el,fh}(x_{el,fh}) = \frac{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh})}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{0,fh} \quad (\text{A.23})$$

Für die Normalkraftverteilung resultiert aus  $F_{1,fh}$ ,  $F_{2,fh}$  und Gl. A.13:

$$\begin{aligned} N_{el,fh}(x_{el,fh}) &= E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \cdot \left( \left( \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \right) \cdot e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} + \right. \right. \\ &+ \left. \left. \left( \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \right) \cdot e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} \right) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] + F_p = \\ &= E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \cdot \left( \frac{u_{0,fh}}{2 \cdot \sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot \left( e^{\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} + e^{-\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh}} \right) \right) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] + F_p \end{aligned} \quad (\text{A.24})$$

$$N_{el,fh}(x_{el,fh}) = E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \cdot \left( \frac{\cosh(\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh})}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{0,fh} \right) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] + F_p \quad (\text{A.25})$$

Die Länge der elastischen Aktivierung  $l_{el,fh}$  wird mit der Randbedingung RB3,el (Gl. A.16) und Gl. A.25 bestimmt:

$$N_{el,fh}(x_{el,fh} = 0) = -\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p \quad (\text{A.26})$$

$$E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \cdot \left( \frac{\cosh(\beta_{tm,fh} \cdot x_{el,fh})}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{0,fh} \right) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] = -\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p \quad (\text{A.27})$$

$$\beta_{tm,fh} \cdot \left( \frac{1}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{0,fh} \right) - \alpha_T \cdot \Delta T = -\alpha_T \cdot \Delta T + \frac{F_p}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.28})$$

$$\beta_{tm,fh} \cdot \left( \frac{1}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{0,fh} \right) = \frac{F_p \cdot \beta_{tm,fh}}{E \cdot A_s \cdot u_{0,fh}} \quad (\text{A.29})$$

$$\frac{1}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} - \frac{F_p \cdot \beta_{tm,fh}}{E \cdot A_s \cdot u_{0,fh}} = 0 \quad (\text{A.30})$$

**Die Gleichung A.30 ist nur erfüllt, wenn für die elastische Aktivierungslänge gilt:**  $l_{el,fh} = \infty$   
D.h. die Länge der elastischen Aktivierung bis zur Verschiebung  $u_0$  muss iterativ berechnet werden. Die Länge muss solange erhöht werden, bis sich die Normalkraft nur noch geringfügig ändert bzw. die Normalkraft am Punkt  $x_{el,fh} = 0$  mit der Normalkraft bei vollständiger Dehnungsbehinderung ( $N_{\vartheta} = -E \cdot A_s \cdot \alpha_T \cdot \Delta T + F_p$ ) nur noch geringfügig unterscheidet. Voraussetzung ist, dass die vorhandene Rohrlänge zwischen einem Haftbereich und dem beweglichen Rohrende, Rohrknick oder -bogen größer ist, als die Summe aus den Längen der elastischen Aktivierung, entfestigenden Aktivierung und der plastischen Aktivierung. Ist die vorhandene Rohrlänge geringer, sodass ein (natürlicher) Festpunkt die maximale Gleitbereichslänge begrenzt, müssen die Anmerkungen im Abschnitt A.9 beachtet werden.

### A.2.3. Elastische Aktivierung zwischen $u_0$ und $u_{peak}$

Aus der Geradengleichung

$$f(x) = m \cdot x + b \quad (\text{A.31})$$

kann folgende Funktion für die Schubspannung  $\tau_{el2,fh}$  in Abhängigkeit der Verschiebung  $u_{el2,fh}$  ermittelt werden:

$$\tau_{el2,fh}(u_{el2,fh}) = \frac{\tau_{peak,fh} - \tau_{0,fh}}{u_{peak,fh} - u_{0,fh}} \cdot (u_{0,fh} + u_{el2,fh}) + \tau_{0,fh} \quad (\text{A.32})$$

Mit der Federkonstanten

$$c_{el2,fh} = \frac{\tau_{peak,fh} - \tau_{0,fh}}{u_{peak,fh} - u_{0,fh}} \quad (\text{A.33})$$

folgt für die Schubspannung::

$$\tau_{el2,fh}(u_{el2,fh}) = \tau_{0,fh} + c_{el2,fh} \cdot (u_{el2,fh} - u_{0,fh}) \quad (\text{A.34})$$

Eingesetzt in Gleichung A.1 mit  $\tau_{el2,fh}(u_{el2,fh})$  für  $\tau$ :

$$E \cdot A_s \cdot u''_{el2,fh} - (\tau_{0,fh} - c_{el2,fh} \cdot (u_{el2,fh} - u_{0,fh})) \cdot U = 0 \quad (\text{A.35})$$

Umstellen:

$$u''_{el2,fh} - \frac{U}{E \cdot A_s} \cdot (\tau_{0,fh} + c_{el2,fh} \cdot u_{0,fh}) - \frac{c_{el2,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \cdot u_{el2,fh} = 0 \quad (\text{A.36})$$

Mit den Parameter  $\beta_{tm2, fh}$  und  $b_{el2, fh}$ :

$$\beta_{tm2, fh}^2 = \frac{c_{el2, fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.37})$$

$$b_{el2, fh} = \frac{U}{E \cdot A_s} \cdot (\tau_{0, fh} - c_{el2, fh} \cdot u_{0, fh}) \quad (\text{A.38})$$

Aus Gl. A.36, A.37 und A.38 folgt:

$$u''_{el2, fh} - b_{el2, fh} - \beta_{tm2, fh}^2 \cdot u_{el2, fh} = 0 \quad (\text{A.39})$$

Die Integration der Differentialgleichung A.39 ergibt:

$$u_{el2, fh}(x_{el2, fh}) = -\frac{b_{el2, fh}}{\beta_{tm2, fh}^2} + I_{1, fh} \cdot e^{\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} + I_{2, fh} \cdot e^{-\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} \quad (\text{A.40})$$

Und die erste Ableitung dazu:

$$u'_{el2, fh}(x_{el2, fh}) = I_{1, fh} \cdot \beta_{tm2, fh} \cdot e^{\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} - I_{2, fh} \cdot \beta_{tm2, fh} \cdot e^{-\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} \quad (\text{A.41})$$

Die Gleichung für die Normalkraft ergibt aus Gl. A.2 und A.41:

$$N_{el2, fh}(x_{el2, fh}) = E \cdot A_s \cdot [I_{1, fh} \cdot \beta_{tm2, fh} \cdot e^{\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} + I_{2, fh} \cdot \beta_{tm2, fh} \cdot e^{-\beta_{tm2, fh} \cdot x_{el2, fh}} - \alpha_T \cdot \Delta T] + F_p \quad (\text{A.42})$$

Randbedingungen für den Bereich der elastischen Aktivierung zwischen  $u_{0, fh}$  und  $u_{peak, fh}$  (siehe Tabelle 10.3):

RB1,el2:

$$u_{el2, fh}(x_{el2, fh} = 0) = u_{0, fh} \quad (\text{A.43})$$

RB2,el2:

$$u_{el2, fh}(x_{el2, fh} = l_{el2, fh}) = u_{peak, fh} \quad (\text{A.44})$$

RB3,el2:

$$N_{el, fh}(x_{el, fh} = l_{el, fh}) = N_{el2, fh}(x_{el2, fh} = 0) \quad (\text{A.45})$$

RB4,el2:

$$N_{el2, fh}(x_{el2, fh} = l_{el2, fh}) = N_{enf, fh}(x_{enf, fh} = 0) \quad (\text{A.46})$$

Bestimmung der Integrationskonstanten  $I_{1,fh}$  und  $I_{2,fh}$ :

Aus RB1,el2 (Gl. A.43) und Gl. A.40 folgt:

$$u_{el2,fh}(x_{el2,fh} = 0) = u_{0,fh} = -\frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} + I_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm2,fh} \cdot 0} + I_{2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm2,fh} \cdot 0} \quad (\text{A.47})$$

$$u_{0,fh} = -\frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} + I_{1,fh} + I_{2,fh} \quad (\text{A.48})$$

$$I_{1,fh} = u_{0,fh} + \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} - I_{2,fh} \quad (\text{A.49})$$

Aus der Randbedingung RB3,el2 und den Gleichungen A.25, A.42 und A.49 folgt:

$$\begin{aligned} E \cdot A_s \cdot \left[ \beta_{tm,fh} \left( \frac{\cosh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})}{\sinh(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh})} \cdot u_{peak,fh} \right) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] = \\ = E \cdot A_s \cdot \left[ \left( u_{0,fh} + \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} - I_{2,fh} \right) \cdot \beta_{tm2,fh} - I_{2,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} - \alpha_T \cdot \Delta T \right] \end{aligned} \quad (\text{A.50})$$

$$I_{2,fh} = \frac{\beta_{tm,fh} \cdot \coth(\beta_{tm,fh} \cdot l_{el,fh}) \cdot u_{0,fh} - u_{0,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} + \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2}}{-2 \cdot \beta_{tm2,fh}} \quad (\text{A.51})$$

Auf das Einsetzen der Integrationskonstanten  $I_{1,fh}$  und  $I_{2,fh}$  in die Gleichungen A.40 und A.42, zur Berechnung der Verschiebungen und Normalkräfte, wird hier verzichtet. Die Aktivierungslänge des elastischen Bereichs zwischen  $u_{0,fh}$  und  $u_{peak,fh}$  bei der Ersterwärmung wird mit der Randbedingung RB2,el2 ermittelt. Aus den Gleichungen A.44 und A.40 folgt:

$$\begin{aligned} u_{el2,fh}(x_{el2,fh} = l_{el2,fh}) = u_{peak,fh} = \\ = -\frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} + I_{1,fh} \cdot e^{\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}} + I_{2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}} \end{aligned} \quad (\text{A.52})$$

Wird Gleichung A.52 nach  $l_{el2,fh}$  aufgelöst, sind mehrere Lösungen möglich. Aufgrund der Randbedingungen des Systems bezüglich der Vorzeichen der eingesetzten Werte bzw. des Ergebnisses, wird hier nur die maßgebende Lösung mit der folgenden Gleichung dargestellt.

$$l_{el2,fh} = \frac{\ln \left( \frac{\sqrt{\left( \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} \right)^2 + 2 \cdot \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} \cdot u_{peak,fh} - 4 \cdot I_{1,fh} \cdot I_{2,fh} + u_{peak,fh}^2} + \frac{b_{el2,fh}}{\beta_{tm2,fh}^2} + u_{peak,fh}}{2 \cdot I_{1,fh}} \right)}{\beta_{tm2,fh}} \quad (\text{A.53})$$

Ist die Normalkraft bei  $x_{el2,fh} = l_{el2,fh}$  bereits größer als  $F_{RE} + F_p$ , tritt der entfestigende und plastische Bereich nicht auf. Die Verschiebungen  $u_{0,fh}$  und  $u_{peak,fh}$  sowie die Schubspannungen  $\tau_{0,fh}$  und  $\tau_{peak,fh}$  müssen, wie in Abschnitt 8 beschrieben wurde, angepasst werden, bis die maximale Schubspannung am beweglichen Ende des Gleitbereichs mit der angesetzten Schubspannung  $\tau_{peak,fh}$  übereinstimmt.

$$\tau(x_{el2,fh} = l_{el2,fh}) = \tau_{peak,fh} \quad (\text{A.54})$$

#### A.2.4. Entfestigende Aktivierung

Für die Schubspannung  $\tau_{enf,fh}$  in Abhängigkeit der Verschiebung  $u_{enf,fh}$  kann aus der Geradengleichung A.31 folgende Funktion ermittelt werden:

$$\tau_{enf,fh}(u_{enf,fh}) = \frac{\tau_{res,fh} - \tau_{peak,fh}}{u_{res,fh} - u_{peak,fh}} \cdot (u_{enf,fh} - u_{peak,fh}) + \tau_{peak,fh} \quad (\text{A.55})$$

Mit der Federkonstanten

$$c_{enf,fh} = \frac{\tau_{peak,fh} - \tau_{res,fh}}{u_{res,fh} - u_{peak,fh}} \quad (\text{A.56})$$

folgt für die Schubspannung:

$$\tau_{enf,fh}(u_{enf,fh}) = \tau_{peak,fh} - c_{enf,fh} \cdot (u_{enf,fh} - u_{peak,fh}) \quad (\text{A.57})$$

Eingesetzt in Gleichung A.1 mit  $\tau_{enf,fh}(u_{enf,fh})$  für  $\tau$ :

$$E \cdot A_s \cdot u''_{enf,fh} - (\tau_{peak,fh} - c_{enf,fh} \cdot (u_{enf,fh} - u_{peak,fh})) \cdot U = 0 \quad (\text{A.58})$$

Umstellen:

$$u''_{enf,fh} - \frac{U}{E \cdot A_s} \cdot (\tau_{peak,fh} + c_{enf,fh} \cdot u_{peak,fh}) + \frac{c_{enf,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \cdot u_{enf,fh} = 0 \quad (\text{A.59})$$

Mit  $\beta_{tm,enf,fh}$  und  $b_{fh}$ :

$$\beta_{tm,enf,fh}^2 = \frac{c_{enf,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.60})$$

$$b_{fh} = \frac{U}{E \cdot A_s} \cdot (\tau_{peak,fh} + c_{enf,fh} \cdot u_{peak,fh}) \quad (\text{A.61})$$

Aus Gl. A.59, A.60 und A.61 folgt:

$$u''_{enf,fh} - b_{fh} + \beta_{tm,enf,fh}^2 \cdot u_{enf,fh} = 0 \quad (\text{A.62})$$



Die Integration der Differentialgleichung A.62 ergibt:

$$u_{enf, fh}(x_{enf, fh}) = \frac{b_{fh}}{\beta_{tm, enf, fh}^2} + G_{1, fh} \cdot \sin(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) + G_{2, fh} \cdot \cos(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) \quad (\text{A.63})$$

Und die erste Ableitung dazu:

$$u'_{enf, fh}(x_{enf, fh}) = G_{1, fh} \cdot \beta_{tm, enf, fh} \cdot \cos(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) - G_{2, fh} \cdot \beta_{tm, enf, fh} \cdot \sin(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) \quad (\text{A.64})$$

Für den Normalkraftverlauf folgt aus Gl. A.2 und A.41:

$$N_{enf, fh}(x_{enf, fh}) = E \cdot A_s \cdot [G_{1, fh} \cdot \beta_{tm, enf, fh} \cdot \cos(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) - G_{2, fh} \cdot \beta_{tm, enf, fh} \cdot \sin(\beta_{tm, enf, fh} \cdot x_{enf, fh}) - \alpha_T \cdot \Delta T] + F_p \quad (\text{A.65})$$

Randbedingungen für den Bereich der entfestigenden Aktivierung (siehe Tabelle 10.3):

RB1,enf:

$$u_{enf, fh}(x_{enf, fh} = 0) = u_{peak, fh} \quad (\text{A.66})$$

RB2,enf:

$$u_{enf, fh}(x_{enf, fh} = l_{enf, fh}) = u_{res, fh} \quad (\text{A.67})$$

RB3,enf:

$$N_{el2, fh}(x_{el2, fh} = l_{el2, fh}) = N_{enf, fh}(x_{enf, fh} = 0) \quad (\text{A.68})$$

RB4,enf:

$$N_{enf, fh}(x_{enf, fh} = l_{enf, fh}) = N_{pl, fh}(x_{pl, fh} = 0) \quad (\text{A.69})$$

Bestimmung der Integrationskonstanten  $G_{1, fh}$  und  $G_{2, fh}$ :

Aus RB1,enf (Gl. A.66) und Gl. A.63 folgt:

$$u_{enf, fh}(x_{enf, fh} = 0) = u_{peak, fh} = \frac{b_{fh}}{\beta_{tm, enf, fh}^2} + G_{1, fh} \cdot \sin(\beta_{tm, enf, fh} \cdot 0) + G_{2, fh} \cdot \cos(\beta_{tm, enf, fh} \cdot 0) \quad (\text{A.70})$$

$$u_{peak, fh} = \frac{b_{fh}}{\beta_{tm, enf, fh}^2} + G_{2, fh} \quad (\text{A.71})$$

$$G_{2, fh} = u_{peak, fh} - \frac{b_{fh}}{\beta_{tm, enf, fh}^2} \quad (\text{A.72})$$

Aus der Randbedingung RB3,enf und den Gleichungen A.42 und A.65 folgt:

$$\begin{aligned} E \cdot A_s \cdot [I_{1,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} \cdot e^{\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}} - I_{2,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}} - \alpha_T \cdot \Delta T] = \\ = E \cdot A_s \cdot [G_{1,fh} \cdot \beta_{tm,enf,fh} - \alpha_T \cdot \Delta T] \end{aligned} \quad (\text{A.73})$$

$$G_{1,fh} = \frac{I_{1,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} \cdot e^{\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}} - I_{2,fh} \cdot \beta_{tm2,fh} \cdot e^{-\beta_{tm2,fh} \cdot l_{el2,fh}}}{\beta_{tm,enf,fh}} \quad (\text{A.74})$$

Die Aktivierungslänge des entfestigenden Bereichs bei der Ersterwärmung wird mit der Randbedingung RB2,enf ermittelt. Aus den Gleichungen A.67 und A.63 folgt:

$$\begin{aligned} u_{enf,fh}(x_{enf,fh} = l_{enf,fh}) = u_{res,fh} = \\ = \frac{b_{fh}}{\beta_{tm,enf,fh}^2} + G_{1,fh} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,fh} \cdot l_{enf,fh}) + G_{2,fh} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,fh} \cdot l_{enf,fh}) \end{aligned} \quad (\text{A.75})$$

Wird Gleichung A.75 nach  $l_{enf,fh}$  umgestellt, sind mehrere Lösungen möglich. Es wird hier nur die maßgebende Gleichung dargestellt, die aufgrund der Randbedingungen des Berechnungsansatzes zu einer Lösung des Systems führt.

$$l_{enf,fh} = \frac{\arccos \left( \frac{\sqrt{-(k^2) \cdot G_{1,fh}^2 + 2 \cdot k \cdot G_{1,fh}^2 \cdot u_{res,fh} + G_{1,fh}^4 + G_{1,fh}^2 \cdot G_{2,fh}^2 - G_{1,fh}^2 \cdot u_{res}^2 - k \cdot G_{2,fh} + G_{2,fh} \cdot u_{res}}}{G_{1,fh}^2 + G_{2,fh}^2} \right)}{\beta_{tm,enf,fh}} \quad (\text{A.76})$$

Mit:

$$k = \frac{b_{fh}}{\beta_{tm,enf,fh}^2} \quad (\text{A.77})$$

Wie für den elastischen Bereich, gilt auch für den entfestigenden Bereich:

$$N_{enf,fh}(x_{enf,fh}) \leq F_{RE} + F_p \quad (\text{A.78})$$

Die maximale Aktivierungslänge  $l_{enf,fh}$  ist die Länge, in der die Bedingung in Gleichung A.78 erfüllt ist. Ist dies in der gesamten Aktivierungslänge erfüllt, wird diese Länge angesetzt, falls nicht, muss die Aktivierungslänge reduziert werden bis Gleichung A.78 für den gesamten entfestigenden Bereich gilt. Wird die Aktivierungslänge reduziert, entspricht dies der Länge  $l_{enf,fh}$  für die weiteren Berechnungen und es wird kein plastischer Bereich bei der Ersterwärmung aktiviert.

### A.2.5. Plastische Aktivierung

Für die plastische Aktivierung kann nach Gl. A.1 folgender Zusammenhang für das Gleichgewicht am Dehnstabelement hergestellt werden.

$$E \cdot A_s \cdot u''_{pl,fh} - \tau_{res,fh} \cdot U = 0 \quad (\text{A.79})$$

In diesem Bereich ist die Schubspannung  $\tau_{res,fh}$  konstant und nicht von der Rohrverschiebung  $u$  abhängig.

Für den Parameter  $\beta_{tm,pl,fh}$  gilt:

$$\beta_{tm,pl,fh}^2 = \frac{\tau_{res,fh} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.80})$$

Somit ergibt Gl. A.79 mit Gl. A.80:

$$u''_{pl,fh} - \beta_{tm,pl,fh}^2 = 0 \quad (\text{A.81})$$

Integriert ergibt Gleichung A.81:

$$u_{pl,fh}(x_{pl,fh}) = \frac{\beta_{tm,pl,fh}^2}{2} \cdot x_{pl,fh}^2 + H_{1,fh} \cdot x_{pl,fh} + H_{2,fh} \quad (\text{A.82})$$

Einfach abgeleitet folgt aus Gleichung A.82:

$$u'_{pl,fh}(x_{pl,fh}) = \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot x_{pl,fh} + H_{1,fh} \quad (\text{A.83})$$

Die Gleichung für die Normalkraft ergibt dann aus Gl. A.83 und A.2:

$$N_{pl,fh}(x_{pl,fh}) = E \cdot A_s \cdot \left( \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot x_{pl,fh} + H_{1,fh} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p \quad (\text{A.84})$$

Randbedingungen für den Bereich der plastischen Aktivierung (siehe Tabelle 10.3):

RB1,pl:

$$u_{pl,fh}(x_{pl,fh} = 0) = u_{res,fh} \quad (\text{A.85})$$

RB2,pl:

$$N_{pl,fh}(x_{pl,fh} = l_{pl,fh}) = F_{RE} + F_p \quad (\text{A.86})$$

RB3,pl:

$$N_{enf,fh}(x_{enf,fh} = l_{enf,fh}) = N_{pl,fh}(x_{pl,fh} = 0) \quad (\text{A.87})$$

Bestimmung der Integrationskonstanten  $H_{1,fh}$  und  $H_{2,fh}$

Aus RB1,pl (Gl. A.85) und Gl. A.82 folgt:

$$u_{pl,fh}(x_{pl,fh} = 0) = u_{res,fh} = \frac{\beta_{tm,pl,fh}^2}{2} \cdot 0^2 + H_{1,fh} \cdot 0 + H_{2,fh} \quad (\text{A.88})$$

$$H_{2,fh} = u_{res,fh} \quad (\text{A.89})$$

Aus RB2,pl (Gl. A.86) und Gl. A.84 folgt:

$$N_{pl,fh}(x_{pl,fh} = l_{pl,fh}) = F_{RE} + F_p \quad (\text{A.90})$$

$$\begin{aligned} N_{pl,fh}(x_{pl,fh} = l_{pl,fh}) &= E \cdot A_s \cdot \left( \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot l_{pl,fh} + H_{1,fh} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p = \\ &= F_{RE} + F_p \end{aligned} \quad (\text{A.91})$$

$$H_{1,fh} = \alpha_T \cdot \Delta T - \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot l_{pl,fh} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.92})$$

$H_{1,fh}$  und  $H_{2,fh}$  in Gleichung A.82 eingefügt ergibt für die Verschiebung  $u_{pl}(x_{pl})$ :

$$\begin{aligned} u_{pl,fh}(x_{pl,fh}) &= \frac{\beta_{tm,pl,fh}^2}{2} \cdot x_{pl,fh}^2 + \\ &+ \left( \alpha_T \cdot \Delta T - \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot l_{pl,fh} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \right) \cdot x_{pl,fh} + u_{res,fh} \end{aligned} \quad (\text{A.93})$$

Gleichung A.84 ergibt mit  $H_{1,fh}$  für den Normalkraftverlauf  $N_{pl,fh}(x_{pl,fh})$ :

$$N_{pl,fh}(x_{pl,fh}) = E \cdot A_s \cdot \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot (x_{pl,fh} - l_{pl,fh}) + F_{RE} + F_p \quad (\text{A.94})$$

Die Länge der plastischen Aktivierung  $l_{pl,fh}$  wird aus der RB3,pl berechnet. Aus den Gleichungen A.65, A.87 und A.94 folgt:

$$\begin{aligned} E \cdot A_s \cdot \left[ G_{1,fh} \cdot \beta_{tm,enf,fh} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,fh} \cdot l_{enf,fh}) + \right. \\ \left. - G_{2,fh} \cdot \beta_{tm,enf,fh} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,fh} \cdot l_{enf,fh}) - \alpha_T \cdot \Delta T \right] = \\ = E \cdot A_s \cdot \beta_{tm,pl,fh}^2 \cdot (-l_{pl,fh}) + F_{RE} \end{aligned} \quad (\text{A.95})$$

Umgestellt nach der plastischen Aktivierungslänge  $l_{pl,fh}$ :

$$l_{pl,fh} = \left[ -G_{1,fh} \cdot \beta_{tm,enf,fh} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,fh} \cdot x_{enf,fh}) + G_{2,fh} \cdot \beta_{tm,enf,fh} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,fh} \cdot x_{enf,fh}) + \alpha_T \cdot \Delta T + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \right] / \beta_{tm,pl,fh}^2 \quad (\text{A.96})$$

### A.3. Erstabkühlung - Allgemein

Grundlagen der Abkühlungsberechnung sind im Abschnitt 10.4.1 beschrieben. Ausgangszustand für die Berechnung der Erstabkühlung ist der Normalkraft- und Verschiebungsverlauf des Rohres bei der Ersterwärmung sowie die dazugehörigen Aktivierungslängen der unterschiedlichen Bereiche. Die Schubspannungen  $\tau_{0,c}$ ,  $\tau_{peak,c}$ ,  $\tau_{res,c}$  sowie die Verschiebung  $u_{0,c}$ ,  $u_{peak,c}$  und  $u_{res,c}$  werden aus dem Normalspannungszustand bei der Abkühlung bestimmt.

Die Gleichungen der Ersterwärmung können teilweise für die Abkühlung übernommen werden. Bei den Gleichungen, die aus den Abschnitt A.2 der Ersterwärmung übernommen werden, werden die Indizes der Parameter für die Abkühlung angepasst. In der folgenden Aufzählung werden die Indizes für die Abkühlung erläutert:

- $c$  := Abkühlung
- $cel$  := Abkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich
- $cenf$  := Abkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich
- $cpl$  := Abkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich
- $npl$  := Negativ plastische Aktivierung

### A.4. Erstabkühlung mit Schubspannungsreduzierung ab dem elastischen Bereich

#### A.4.1. Elastischer Bereich

Für den elastischen Bereich gelten die Gleichungen der Ersterwärmung. Auf eine erneute Darstellung mit angepassten Indizes wird hier verzichtet. Es müssen die Schubspannungen  $\tau_{peak,c}$ ,  $\tau_{0,c}$  sowie die Verschiebungen  $u_{peak,c}$ ,  $u_{0,c}$  für die KWA1 iterativ reduziert werden, bis für den Übergang von dem elastischen Bereich zum negativ plastischen Bereich gilt:

$$N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) = N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) \quad (\text{A.97})$$

Die Anpassung der Schubspannungen und Verschiebungen der KWA1 bis zur Verschiebung  $u_{peak}$  ist im Abschnitt 8 beschrieben.

### A.4.2. Negativ plastischer Bereich

Für den negativ plastischen Bereich bei der Abkühlung mit der Schubspannungsumkehr im elastischen Bereich gilt:

$$E \cdot A_s \cdot u''_{npl,cel} + \tau_{res,c} \cdot U = 0 \quad (\text{A.98})$$

Für den Parameter  $\beta_{tm,pl,c}$  gilt:

$$\beta_{tm,pl,c}^2 = \frac{\tau_{res,c} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.99})$$

Somit ergibt Gl. A.98 mit Gl. A.99:

$$u''_{npl,cel} + \beta_{tm,pl,c}^2 = 0 \quad (\text{A.100})$$

Integriert ergibt Gleichung A.100:

$$u_{npl,cpl}(x_{npl,cpl}) = \frac{-\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{npl,cel}^2 + H_{1,cel} \cdot x_{npl,cel} + H_{2,cel} \quad (\text{A.101})$$

Einfach abgeleitet folgt aus Gleichung A.101:

$$u'_{npl,cel}(x_{npl,cel}) = -\beta_{tm,pl,c}^2 \cdot x_{npl,cel} + H_{1,cel} \quad (\text{A.102})$$

Die Gleichung für die Normalkraft ergibt dann aus Gl. A.102 und A.2:

$$N_{npl,cel}(x_{npl,cel}) = E \cdot A_s \cdot \left( -\beta_{tm,pl,c}^2 \cdot x_{npl,cel} + H_{1,cel} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p \quad (\text{A.103})$$

Randbedingungen (siehe Tabelle 10.4):

RB1,pl,c:

$$u_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) = u_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) \quad (\text{A.104})$$

RB2,pl,c:

$$N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = l_{npl,cel}) = F_{RE} + F_p \quad (\text{A.105})$$

RB3,pl,c:

$$N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) = N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) \quad (\text{A.106})$$

$H_{1,cel}$  ergibt mit der Randbedingung RB2,pl,c (vgl. Abschnitt A.2.5 Gl. A.92):

$$H_{1,cel} = \alpha_T \cdot \Delta T + \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cel} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \quad (\text{A.107})$$

Mit  $H_{1,cel}$  und Gleichung A.103 folgt für die Normalkraft (nur abhängig von  $H_{1,cel}$ ):

$$N_{npl,cel}(x_{npl,cel}) = -E \cdot A_s \cdot \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot (x_{npl,cel} - l_{npl,cel}) + F_{RE} + F_p \quad (A.108)$$

Mit der Randbedingung RB1,pl,c, Gleichung A.40 und A.101 folgt:

$$H_{2,cel} = -\frac{b_{el2,cel}}{\beta_{tm,el2,cel}^2} + I_{1,cel} \cdot e^{\beta_{tm,el2,cel} \cdot l_{el2,cel}} + I_{2,cel} \cdot e^{-\beta_{tm,el2,cel} \cdot l_{el2,cel}} \quad (A.109)$$

Mit den Integrationskonstanten  $H_{1,cel}$  und  $H_{2,cel}$  und Gleichung A.101 kann die Verschiebung in Abhängigkeit der Position  $x_{npl,cel}$  folgendermaßen bestimmt werden:

$$\begin{aligned} u_{npl,cel}(x_{npl,cel}) = & \frac{-\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{npl,cel}^2 + \\ & + \left( \alpha_T \cdot \Delta T + \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cel} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \right) \cdot x_{npl,cel} + \\ & - \frac{b_{el2,cel}}{\beta_{tm,el2,cel}^2} + I_{1,cel} \cdot e^{\beta_{tm,el2,cel} \cdot l_{el2,cel}} + I_{2,cel} \cdot e^{-\beta_{tm,el2,cel} \cdot l_{el2,cel}} \end{aligned} \quad (A.110)$$

#### A.4.3. Aktivierungslänge und Voraussetzung

Die elastischen Aktivierungslängen  $l_{el,cel}$  und  $l_{el2,cel}$  können analog zu den Abschnitten A.2.2 und A.2.3 ermittelt werden.

Die Aktivierungslänge des negativ plastischen Bereichs  $l_{npl,cel}$  muss genauso lang sein, wie die entfestigende und plastische Länge bei der Ersterwärmung.

$$l_{npl,cel} = l_{pl,fh} + l_{enf,fh} \quad (A.111)$$

Für die Normalkraft am Übergang zwischen dem elastischen und negativ plastischen Bereich muss gelten:

$$N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) = N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel}) \quad (A.112)$$

Für den Fall  $N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) > N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel})$  muss die KWA1 im elastischen Bereich nach Abschnitt 8 reduziert werden bis Gleichung A.112 erfüllt ist.

Für den Fall  $N_{npl,cel}(x_{npl,cel} = 0) < N_{el2,cel}(x_{el2,cel} = l_{el2,cel})$  und mit der aus der Kontaktnormalspannung resultierenden maximalen KWA1, die im elastischen Bereich angesetzt wurde, folgt, dass die Schubspannungsreduzierung nicht im elastischen Bereich beginnt, sondern die Schubspannungsumkehr im entfestigenden oder plastischen Bereich stattfindet.

## A.5. Erstabkühlung mit Schubspannungsumkehr ab dem entfestigenden Bereich

### A.5.1. Elastischer Bereich

Da die elastischen Bereiche vollständig ausgebildet werden, können diese Rohrabschnitte mit den Gleichungen aus den Abschnitten A.2.2 und A.2.3 mit angepassten Indizes (*cenf*) berechnet werden.

### A.5.2. Entfestigender Bereich

Es gelten die Gleichungen A.55 bis A.65 analog des entfestigenden Bereichs bei der Ersterwärmung.

Randbedingungen (siehe Tabelle 10.5):

RB1,enf,c:

$$u_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = 0) = u_{peak,c} \quad (A.113)$$

RB2,enf,c:

$$u_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}) = u_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = 0) \quad (A.114)$$

RB3,enf,c:

$$N_{el2,cenf}(x_{el2,cenf} = l_{el2,cenf}) = N_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = 0) \quad (A.115)$$

RB4,enf,c:

$$N_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}) = N_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = 0) \quad (A.116)$$

Aus RB1,enf,c folgt analog zu Gleichung A.72 im Abschnitt A.2.4:

$$G_{2,cenf} = u_{peak,c} - \frac{b_c}{\beta_{tm,enf,c}^2} \quad (A.117)$$

Aus RB3,enf,c folgt analog zu Gleichung A.74:

$$G_{1,cenf} = \frac{I_{1,cenf} \cdot \beta_{tm2,c} \cdot e^{\beta_{tm2,c} \cdot l_{el2,cenf}} - I_{2,cenf} \cdot \beta_{tm2,c} \cdot e^{-\beta_{tm2,c} \cdot l_{el2,cenf}}}{\beta_{tm,enf,c}} \quad (A.118)$$

$I_{1,cenf}$  und  $I_{2,cenf}$  werden mit den Gleichungen A.49 und A.51 mit angepassten Indizes berechnet.

Für die Parameter  $\beta_{tm,enf,c}$ ,  $c_{enf,c}$  und  $b_c$  gilt:

$$\beta_{tm,enf,c}^2 = \frac{c_{enf,c} \cdot U}{E \cdot A_s} \quad (A.119)$$



$$c_{enf,c} = \frac{\tau_{peak,c} - \tau_{res,c}}{u_{res,c} - u_{peak,c}} \quad (A.120)$$

$$b_c = \frac{U}{E \cdot A_s} \cdot (\tau_{peak,c} + c_{enf,c} \cdot u_{peak,c}) \quad (A.121)$$

Dementsprechend folgen für den Normalkraft- und Verschiebungsverlauf die Gleichungen A.122 und A.123.

$$u_{enf,cenf}(x_{enf,cenf}) = \frac{b_c}{\beta_{tm,enf,c}^2} + G_{1,cenf} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot x_{enf,cenf}) + G_{2,cenf} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot x_{enf,cenf}) \quad (A.122)$$

$$N_{enf,cenf}(x_{enf,cenf}) = E \cdot A_s \cdot [G_{1,cenf} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot x_{enf,cenf}) + G_{2,cenf} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot x_{enf,cenf}) - \alpha_T \cdot \Delta T] + F_p \quad (A.123)$$

### A.5.3. Negativ plastischer Bereich

Es gelten Gleichungen A.98 bis A.103 analog des negativ plastischen Bereichs bei der Abkühlung mit der Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich.

Randbedingungen (siehe Tabelle 10.5):

RB1,pl,c2:

$$u_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = 0) = u_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}) \quad (A.124)$$

RB2,pl,c2:

$$N_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = l_{npl,cenf}) = F_{RE} + F_p \quad (A.125)$$

RB3,pl,c2:

$$N_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = 0) = N_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}) \quad (A.126)$$

Die Integrationskonstante  $H_{1,cenf}$  wird mit der Randbedingung RB2,pl,c2 bestimmt:

$$H_{1,cenf} = \alpha_T \cdot \Delta T + \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cenf} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \quad (A.127)$$

Da die Normalkraft nach Gleichung A.103 nur von der Integrationskonstante  $H_{1,cenf}$  abhängig ist, kann die Gleichung A.108 übernommen werden (Indizes angepasst).

$$N_{npl,cenf}(x_{npl,cenf}) = -E \cdot A_s \cdot \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot (x_{npl,cenf} - l_{npl,cenf}) + F_{RE} + F_p \quad (A.128)$$

Mit der Randbedingung RB1,pl,c2 und den Gleichungen A.101 und A.122 wird die Integrationskonstante  $H_{2,cenf}$  ermittelt:

$$H_{2,cenf} = \frac{b_c}{\beta_{tm,enf,c}^2} + G_{1,cenf} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) + G_{2,cenf} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) \quad (A.129)$$

Mit Gleichung A.101,  $H_{1,cenf}$  und  $H_{2,cenf}$  folgt für den Verschiebungsverlauf:

$$u_{npl,cenf}(x_{npl,cenf}) = \frac{-\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{npl,cenf}^2 + \left( \alpha_T \cdot \Delta T + \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cenf} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \right) \cdot x_{npl,cenf} + H_{2,cenf} \quad (A.130)$$

#### A.5.4. Aktivierungslängen und Voraussetzungen

Die Aktivierungslängen  $l_{el,cenf}$  und  $l_{el2,cenf}$  der elastischen Bereiche werden analog zur Ersterwärmung in den Abschnitten A.2.2 und A.2.3 berechnet.

Die Aktivierungslänge  $l_{npl,cenf}$  wird mit der Randbedingung RB4,enf,c ermittelt.

RB4,enf,c aus Abschnitt A.5.2 Gl. A.116:

$$N_{enf,cenf}(x_{enf,cenf} = l_{enf,cenf}) = N_{npl,cenf}(x_{npl,cenf} = 0) \quad (A.131)$$

$$\begin{aligned} E \cdot A_s \cdot [G_{1,c} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) + \\ - G_{2,c} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) - \alpha_T \cdot \Delta T] + F_p = \\ = E \cdot A_s \cdot \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cenf} + F_{RE} + F_p \end{aligned} \quad (A.132)$$

Umgestellt, folgt für  $l_{npl,cenf}$ :

$$\begin{aligned} l_{npl,cenf} = \\ = \frac{G_{1,c} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) - G_{2,c} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,c}) - \alpha_T \cdot \Delta T - \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s}}{\beta_{tm,pl,c}^2} \end{aligned} \quad (A.133)$$

Zudem muss die Aktivierungslänge bei der Erwärmung  $l_{enf,fh} + l_{pl,fh}$  genauso groß sein wie  $l_{npl,cenf} + l_{enf,cenf}$  bei der Abkühlung:

$$l_{enf,cenf} = l_{enf,fh} + l_{pl,fh} - l_{npl,cenf} \quad (A.134)$$

Mit den Gleichungen A.133 und A.134 können iterativ die Aktivierungslängen  $l_{npl,cenf}$  und  $l_{enf,cenf}$  ermittelt werden.

Mit den folgenden Gleichungen wird überprüft, ob die Schubspannungsumkehr im entfestigenden Bereich beginnt und dementsprechend die Gleichungen in diesem Abschnitt verwendet werden dürfen:

$$l_{npl,cenf} > 0 \quad (\text{A.135})$$

$$l_{enf,cenf} > 0 \quad (\text{A.136})$$

$$l_{enf,cenf} \leq l_{enf,fh} \quad (\text{A.137})$$

## A.6. Erstabkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich

### A.6.1. Elastischer und entfestigender Bereich

Da die Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich beginnt, wird der elastische und entfestigende Bereich vollständig ausgebildet. Es können die Gleichungen aus Abschnitt A.2.2, A.2.3 und A.2.4 mit angepassten Indizes (*cpl*) verwendet werden.

### A.6.2. Positiv plastischer Bereich

Es gelten die Gleichungen A.79 bis A.84 des plastischen Bereichs bei der Ersterwärmung.

Randbedingungen (siehe Tabelle 10.6):

RB1,pl,2:

$$u_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = 0) = u_{res,c} \quad (\text{A.138})$$

RB2,pl,2:

$$u_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}) = u_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = 0) \quad (\text{A.139})$$

RB3,pl,2:

$$N_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = 0) = N_{enf,cpl}(x_{enf,cpl} = l_{enf,cpl}) \quad (\text{A.140})$$

RB4,pl,2:

$$N_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}) = N_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = 0) \quad (\text{A.141})$$

Die Integrationskonstante  $H_{2,cpl}$  wird analog der Ersterwärmung mit der Randbedingung RB1,pl,2 bestimmt (vgl. Gl. A.89):

$$H_{2,cpl} = u_{res,c} \quad (\text{A.142})$$

Mit der Randbedingung RB3,pl,2 folgt:

$$\begin{aligned}
 E \cdot A_s \cdot (H_{1,cpl} - \alpha_T \cdot \Delta T) + F_p &= \\
 = E \cdot A_s \cdot [G_{1,cpl} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,cpl}) + & \quad (A.143) \\
 - G_{2,cpl} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,cpl}) - \alpha_T \cdot \Delta T] + F_p &
 \end{aligned}$$

Umgestellt nach  $H_{1,cpl}$ :

$$H_{1,cpl} = G_{1,cpl} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \cos(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,cpl}) - G_{2,cpl} \cdot \beta_{tm,enf,c} \cdot \sin(\beta_{tm,enf,c} \cdot l_{enf,cpl}) \quad (A.144)$$

Für den Normalkraft- und Verschiebungsverlauf folgt:

$$u_{pl,cpl}(x_{pl,cpl}) = \frac{\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{pl,cpl}^2 + H_{1,cpl} \cdot x_{pl,cpl} + H_{2,cpl} \quad (A.145)$$

$$N_{pl,cpl}(x_{pl,cpl}) = E \cdot A_s \cdot \left( \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot x_{pl,cpl} + H_{1,cpl} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p \quad (A.146)$$

### A.6.3. Negativ plastischer Bereich

Gleichungen A.98 bis A.103 sind mit den angepassten Indizes gültig.

Randbedingungen (siehe Tabelle 10.6):

RB1,pl,c3:

$$u_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = 0) = u_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}) \quad (A.147)$$

RB2,pl,c3:

$$N_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = l_{npl,cpl}) = F_{RE} + F_p \quad (A.148)$$

RB3,pl,c3:

$$N_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = 0) = N_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}) \quad (A.149)$$

Aufgrund der gleichen Randbedingung RB2,pl,c3 und RB2,pl,c2 kann Gleichung A.127 für Integrationskonstante  $H_{1,cnpl}$  mit angepassten Indizes übernommen werden:

$$H_{1,cnpl} = \alpha_T \cdot \Delta T + \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot l_{npl,cpl} + \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s} \quad (A.150)$$

Mit der Randbedingung RB1,pl,c3 wird  $H_{2,cnpl}$  bestimmt:

$$H_{2,cnpl} = \frac{\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot l_{pl,c}^2 + H_{1,cpl} \cdot l_{pl,c} + H_{2,cpl} \quad (\text{A.151})$$

Für den Verschiebungs- und Normalkraftverlauf folgt:

$$u_{npl,c}(x_{npl,c}) = \frac{-\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{npl,c}^2 + H_{1,cnpl} \cdot x_{npl,c} + H_{2,cnpl} \quad (\text{A.152})$$

$$N_{npl,c}(x_{npl,c}) = E \cdot A_s \cdot \left( -\beta_{tm,pl,c}^2 \cdot x_{npl,c} + H_{1,cnpl} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p \quad (\text{A.153})$$

#### A.6.4. Aktivierungslängen und Voraussetzungen

Die Aktivierungslängen  $l_{el,cpl}$ ,  $l_{el2,cpl}$  und  $l_{enf,cpl}$  können analog der Ersterwärmung bestimmt werden (siehe Abschnitt A.2).

Mit der Randbedingung RB4,pl,2 bzw. RB3,pl,c3 und den Gleichungen A.146 und A.153 kann die Aktivierungslänge des plastischen Bereiches  $l_{pl,cpl}$  gefolgert werden.

$$N_{pl,cpl}(x_{pl,cpl} = l_{pl,cpl}) = N_{npl,cpl}(x_{npl,cpl} = 0) \quad (\text{A.154})$$

$$l_{pl,cpl} = \frac{H_{1,cnpl} - H_{1,cpl}}{\beta_{tm,pl,c}^2} \quad (\text{A.155})$$

Zudem gilt, dass die Aktivierungslängen  $l_{npl,cpl}$  des negativ plastischen Bereichs und die Länge  $l_{pl,cpl}$  des positiv plastischen Bereichs bei der Abkühlung genauso lang sein müssen wie die Aktivierungslänge  $l_{pl,fh}$  des plastischen Bereichs bei der Erwärmung:

$$l_{pl,fh} = l_{npl,cpl} + l_{pl,cpl} \quad (\text{A.156})$$

Da  $H_{1,cnpl}$  von  $l_{npl,cpl}$  abhängig ist, können die Aktivierungslängen  $l_{npl,cpl}$  und  $l_{pl,cpl}$  mit den Gleichungen A.155 und A.156 iterativ bestimmt werden.

Voraussetzung, dass die Gleichungen in diesem Abschnitt verwendet werden können ist, dass die Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich beginnt. Dies ist der Fall, wenn  $l_{pl,cpl} \geq 0$  und  $l_{npl,cpl} \leq l_{pl,fh}$ .

## A.7. Wiedererwärmung ohne entfestigenden Bereich

Die Grundlagen des Berechnungsansatzes sind im Abschnitt 10.5.1 beschrieben. Wie dort beschrieben, wird angenommen, dass sich der entfestigende Bereich mit kumulierter Verschiebung auf das plastische Niveau abgebaut hat und somit kein linear entfestigender Bereich mehr vorhanden ist. Der Wert  $u_{res,rh}$  entspricht demzufolge  $u_{peak,rh}$ . Außerdem wird angenommen, dass die Rohrtemperaturen bei der Erst- und Wiedererwärmung identisch sind und somit die Werte  $\tau_{0, fh}$ ,  $\tau_{peak, fh}$ ,  $\tau_{res, fh}$ ,  $u_{0, fh}$  und  $u_{peak, fh}$  übernommen werden können. Die Normalkraft- und Verschiebungsverläufe können mit den Gleichungen der Ersterwärmung berechnet werden. Die Gleichung zur Berechnung der plastischen Aktivierungslänge muss jedoch angepasst werden. Die Gleichungen, bei denen nur die Indizes angepasst werden müssen, werden hier nicht erneut aufgeführt. Als Index für die Wiedererwärmung wird  $rh$  eingeführt.

Die Bereiche der **elastischen Aktivierung und plastischen Aktivierung** können nach den Gleichungen der Ersterwärmung berechnet werden (Abschnitte A.2.2, A.2.3 und A.2.5).

$$u_{res,rh} = u_{peak,rh} = u_{peak, fh} \quad (\text{A.157})$$

### Aktivierungslängen:

Die elastischen Aktivierungslängen werden analog der Ersterwärmung im Abschnitt A.2.2 und A.2.3 iterativ bestimmt.

Die Aktivierungslänge  $l_{pl, rh}$  für den plastischen Bereich wird mit der Randbedingung  $N_{pl, rh}(x_{pl, rh} = 0) = N_{el2, rh}(x_{el2, rh} = l_{el2, rh})$  folgendermaßen angepasst:

$$l_{pl, rh} = \frac{I_{1, rh} \cdot \beta_{tm2, rh} \cdot e^{\beta_{tm2, rh} \cdot l_{el2, rh}} - I_{2, rh} \cdot \beta_{tm2, rh} \cdot e^{-\beta_{tm2, rh} \cdot l_{el2, rh}} - \alpha_T \cdot \Delta T - \frac{F_{RE}}{E \cdot A_s}}{-\beta_{tm, pl, rh}^2} \quad (\text{A.158})$$

## A.8. Wiederabkühlung ohne entfestigenden Bereich

Bei einer Wiederabkühlung wird analog zur Wiedererwärmung kein entfestigender Bereich aktiviert. Es wird angenommen, dass auf die gleiche Temperatur abgekühlt wird, wie bei der ersten Abkühlung. Für den Fall, dass bei der Wiederabkühlung die **Schubspannungsreduzierung im elastischen Bereich** beginnt, können die Gleichungen aus Abschnitt A.4 verwendet werden. Als Index wird die Bezeichnung *rcel* für diesen Fall empfohlen. Auf eine erneute Darstellung der Gleichungen wird hier verzichtet.

Für den Fall, dass die **Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich** beginnt, müssen Gleichungen angepasst werden. Als Index wird für die Wiederabkühlung *rcpl* eingeführt. Demzufolge lauten die Gleichungen für die Wiederabkühlung mit Schubspannungsumkehr im plastischen Bereich folgendermaßen:

Für den **elastischen Bereich** treten keine Änderungen auf. Es können die Gleichungen der Ersterwärmung aus den Abschnitten A.2.2 und A.2.3 übernommen werden.

### Positiv plastischer Bereich:

Für den Normalkraft- und Verschiebungsverlauf gelten die Gleichungen A.145 und A.146:

$$u_{pl,rcpl}(x_{pl,rcpl}) = \frac{\beta_{tm,pl,c}^2}{2} \cdot x_{pl,rcpl}^2 + H_{1,rcpl} \cdot x_{pl,rcpl} + H_{2,rcpl} \quad (\text{A.159})$$

$$N_{pl,rcpl}(x_{pl,rcpl}) = E \cdot A_s \cdot \left( \beta_{tm,pl,c}^2 \cdot x_{pl,rcpl} + H_{1,rcpl} - \alpha_T \cdot \Delta T \right) + F_p \quad (\text{A.160})$$

Mit:

$$H_{1,rcpl} = I_{1,rcpl} \cdot e^{\beta_{tm,el2,rcpl} \cdot l_{el2,rcpl}} + I_{2,rcpl} \cdot e^{-\beta_{tm,el2,cel} \cdot l_{el2,rcpl}} \quad (\text{A.161})$$

$$H_{2,rcpl} = u_{res,c} = u_{peak,c} \quad (\text{A.162})$$

Für den **negativ plastischen Bereich** können die Gleichungen der Wiederabkühlung in Abschnitt A.6.3 übernommen werden.

Analog zur Gleichung A.155 folgt für die Aktivierungslänge  $l_{pl,rcpl}$ :

$$l_{pl,rcpl} = \frac{H_{1,rcnpl} - H_{1,rcpl}}{\beta_{tm,pl,c}^2} \quad (\text{A.163})$$

Weiterhin gilt nach Gl. A.156:

$$l_{pl,rh} = l_{npl,rcpl} + l_{pl,rcpl} \quad (\text{A.164})$$

Die Aktivierungslängen können iterativ mit den Gleichungen A.163 und A.164 bestimmt werden.

## A.9. Berechnung mit Festpunkt (ohne Haftbereich)

Ist die maximale Gleitbereichslänge durch einen Festpunkt festgelegt, müssen die Berechnungsschritte angepasst werden. Die Randbedingung  $N_{el, fh}(x_{el, fh} = 0) = N_{el, rh}(x_{el, rh} = 0) = -\alpha_T \cdot \Delta T \cdot E \cdot A_s + F_p$  ist nicht mehr gültig, da die Normalkraft im Rohr von den entlang der Rohroberfläche aufintegrierten Schubspannungen zwischen Rohroberfläche und Bettungsmaterial abhängig ist und somit von der Gleitbereichslänge. Mit dieser Randbedingung wurde die Länge mit elastischer Aktivierung berechnet. Da die Aktivierungslänge des elastischen Bereichs zwischen  $u_0$  und  $u_{peak}$  sowie des entfestigenden und plastischen Bereichs von der Aktivierungslänge bis  $u_0$  abhängig ist, werden die Längen bestimmt, indem  $l_{el, fh}$  variiert wird, bis die Summe der elastischen, entfestigenden und plastischen Längen mit der tatsächlichen Rohrlänge zwischen dem (natürlichen) Festpunkt und dem beweglichen Rohrende übereinstimmt.

Zur Berechnung der Verschiebungs- und Normalkraftverläufe bei der Ersterwärmung mit (natürlichen) Festpunkt können die dargestellten Gleichungen weiterhin verwendet werden.



## **Lebenslauf**

Name: Dominik Wolfrum

Geboren: 16.08.1988 in Kösching

Familienstand: Verheiratet, ein Kind

Eltern: Erhard Wolfrum  
Luise Wolfrum, geb. Baumann

Schulbildung: 1994 - 1998 Grundschule Berching  
1998 - 2004 Willibald-Gluck-Gymnasium Neumarkt  
2004 - 2006 Fachoberschule (Maximilian-Kolbe-Schule) Neumarkt

Studium: 2010 -2015 Bauingenieurwesen an der OTH Regensburg  
März 2014 Abschluss Bachelor-Studium  
September 2015 Abschluss Master-Studium

Berufstätigkeit: 2006 - 2009 Ausbildung zum Baustoffprüfer bei der Firma Max Bögl,  
Sengenthal  
2009 - 2010 Baustoffprüfer im Fachgebiet Geotechnik bei der Firma  
Max Bögl, Sengenthal  
2015 - 2020 Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachbereich Geotechnik  
an der OTH Regensburg  
Seit 2016 Freiberuflicher Dozent im Fach Geotechnik an den Dr. Robert  
Eckert Schulen AG, Regenstauf

Regensburg, September 2020