



BGE TECHNOLOGY GmbH

UVERSTOFF

Untersuchungen zur Vervollständigung von Stoffmodellen für Salz- oder Sorelbeton sowie spezieller low-ph und hochdichter bzw. hochfester Betone zum rechnerischen Nachweis der Rissbeschränkung für Bauwerke

BGE TEC 2021-18

UVERSTOFF

Untersuchungen zur Vervollständigung von Stoffmodellen für Salz- oder Sorelbeton sowie spezieller low-ph und hochdichter bzw. hochfester Betone zum rechnerischen Nachweis der Rissbeschränkung für Bauwerke

BGE TEC 2021-18

Autor(en) Nina Müller-Hoeppe
Christian Lerch

Datum 31.12.2021

Auftraggeber BMWi

Förderkennzeichen 02 E 11678

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Arbeiten wurden im Auftrag des BMWi vertreten durch den Projektträger Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) von der BGE TECHNOLOGY GmbH durchgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

BETREUT VOM



PTKA
Projektträger Karlsruhe

Karlsruher Institut für Technologie

Abstract

In Germany, rock salt formations are considered as potential host rocks for the disposal of heat-generating radioactive waste. After waste emplacement in a repository mine, the residual cavities are backfilled with crushed salt, which, after its almost complete compaction, again exhibits the barrier properties of rock salt. Until this salt barrier is restored, a redundant and diverse geotechnical barrier system is to ensure the safe containment of the radioactive waste. Salt and Sorel concretes, which have already been used on a large scale, are being considered as construction materials for sealing elements of the geotechnical barrier system. These types of concretes are characterised by their inherent crushed salt aggregate.

In order to demonstrate the functionality of concrete sealing elements, verification that crack evolution remains negligible is necessary. For sealing elements positioned close to heat-generating waste, varying and increased temperatures must be taken into account. On the one hand, the increased temperatures can induce crack-inducing restraint stresses; on the other hand, the viscous behaviour of concrete and salt reduces this type of stress. The focus of the investigations carried out in this project was thus the viscous deformation behaviour of salt and Sorel concretes with salt aggregates and its modelling at different temperatures. The investigation of viscous behaviour in this project was carried out in three main steps.

First, existing material model approaches for describing the viscous behaviour of concrete and rock salt were analysed and, based on this, a synthetic material model was derived that is in principle capable of representing the viscous behaviour of both concrete and salt.

Then, the synthetic material model was checked and further developed based on four triaxial creep tests with mechanical and thermal load levels. In carrying out the experiments and their evaluation, a newly developed experimental concept was systematically implemented for the first time, which comprises selecting experimental designs that enable a deviatoric/isotropic separation and thus allow a partially decoupled verification of the two mathematically orthogonal material model components. As a first result, the further development of the material model confirmed that the deformation behaviour of concretes with salt aggregate can be described by the three components – thermoelasticity, thermoviscoplasticity, thermoviscoelasticity.

Finally, a successive parameter identification showed that in the case of the thermoelastic component, with the exception of the thermal expansion coefficient, the elastic constants are below the values determined in standard experiments. For the viscoplastic component, at least two long-term processes with different influence on the stresses and with different temperature sensitivity were identified. Progress has been made for the viscoelastic component. Nevertheless, its approximation quality is not yet satisfactory. Further work is still required here.

Zusammenfassung

Steinsalzformationen werden in Deutschland für die Endlagerung hochradioaktiver wärmeentwickelnder Abfälle als Wirtsgestein in Betracht gezogen. Dabei ist vorgesehen, nach Einlagerung der Abfälle in einem Endlagerbergwerk, die Resthohlräume mit Salzgrus zu versetzen, der nach seiner nahezu vollständigen Kompaktion wieder die Barriereigenschaften von Steinsalz aufweist. Bis zur Wiederherstellung dieser Salzbarriere soll ein redundant und diversitär aufgebautes geotechnisches Barriersystem den sicheren Einschluss der radioaktiven Abfälle gewährleisten. Als Baustoffe für Abdichtelemente des geotechnischen Barriersystems kommen Salz- und Sorelbetone in Frage, die bereits großtechnisch eingesetzt wurden. Diese Betone zeichnen sich dadurch aus, dass sie Salzzuschlag als arteigene Gesteinskörnung enthalten.

Um die Funktionsfähigkeit von Abdichtelementen aus Beton zu zeigen, ist der Nachweis der Rissbeschränkung zu führen. Dabei sind bei Abdichtelementen, die in der Nähe der Abfälle positioniert sind, erhöhte Temperaturen zu berücksichtigen. Die erhöhten Temperaturen können einerseits Zwangsspannungen induzieren; andererseits führt das viskose Verhalten von Beton und Salz zum Spannungsabbau. Schwerpunkt der hier durchgeführten Untersuchungen war deshalb das viskose Deformationsverhalten von Beton mit Salzzuschlag und seine Modellierung bei unterschiedlichen Temperaturen. Die Untersuchung des viskosen Verhaltens in diesem Projekt erfolgte in drei wesentlichen Schritten.

Zuerst wurden vorhandene Stoffmodellansätze zur Beschreibung des viskosen Verhaltens von Beton und Steinsalz analysiert und darauf basierend ein synthetisches Stoffmodell abgeleitet, das prinzipiell in der Lage ist, sowohl viskoses Verhalten von Beton als auch von Salz abzubilden.

Dann wurde das synthetische Stoffmodell auf Grundlage von vier triaxialen Kriechversuchen mit mechanischen und thermischen Laststufen überprüft und weiterentwickelt. Bei Durchführung der Versuche und ihrer Auswertung wurde erstmalig das neu entwickelte Versuchskonzept systematisch umgesetzt, Versuchsführungen zu wählen, die eine deviatorisch/isotrope Separation ermöglichen und so eine teilweise entkoppelte Überprüfung der beiden mathematisch orthogonalen Stoffmodellanteile zulassen. Im Ergebnis der Weiterentwicklung des Stoffmodells zeigte sich, dass das Deformationsverhalten durch die drei Anteile – Thermoelastizität, Thermoviskoplastizität, Thermoviskoelastizität – beschrieben werden kann.

Abschließend ergab die sukzessive Parameteridentifikation, dass im Falle des thermoelastischen Anteils, mit Ausnahme des thermischen Expansionskoeffizienten, die elastischen Konstanten unterhalb der Werte liegen, die in Normversuchen ermittelt werden. Für den viskoplastischen Anteil wurden mindestens zwei langzeitwirksame Prozesse mit unterschiedlichem Einfluss auf die Spannungen und mit unterschiedlicher Temperatursensitivität ermittelt. Für den viskoelastischen Anteil wurden Fortschritte erzielt. Dennoch ist seine Approximationsgüte noch nicht zufriedenstellend. Hier sind noch weiterführende Arbeiten erforderlich.

Danksagung

Für die finanzielle Unterstützung des FuE-Vorhabens durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie, vertreten durch den Projektträger Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), möchten wir uns an dieser Stelle sehr herzlich bedanken.

Unser Dank gilt auch der GRS gGmbH, Braunschweig, insbesondere Frau Dr. Kyra Jantschik und Herrn Dr. Oliver Czaikowski, für die Bereitstellung der Versuchsdaten dieser sehr präzise durchgeführten Laborversuche.

Inhaltsverzeichnis

Abstract	i
Zusammenfassung	iii
Danksagung	iv
Inhaltsverzeichnis	v
Abbildungsverzeichnis	vii
Tabellenverzeichnis	xiii
1 Einleitung und Motivation	1
2 Beschreibung der einzelnen Teilstoffmodelle anhand ihrer historischen Entwicklung	9
2.1 Konstruktionsbeton	9
2.1.1 Stahlbeton	9
2.1.2 Spannbeton	10
2.2 Abhängigkeit der Betoneigenschaften vom wirksamen Betonalter	13
2.3 Einfluss der Temperatur auf die Erhärtung und Abbindewärme beim Betonieren	13
3 Spezialfall Massenbeton - Junger Normalbeton	17
4 Das viskose Verhalten von Beton	23
4.1 Rheologische Grundkörper	23
4.2 Wesentliche Einflussfaktoren für das Kriechen von Beton	25
5 Rezepturen ausgewählter Betone	27
6 Synthetischer Stoffmodellansatz	29
6.1 Modelltest: Fiktive Versuchsführung	31
6.2 Thermische Aktivierung und thermische Expansion	34
7 Experimentelle Datenbasis	35
7.1 Verfügbares Probenmaterial	35
7.2 Experimentelle Datenbasis Sorelbeton A1	37
7.3 Erweiterung und Neuaufbereitung der experimentellen Datenbasis	44
7.4 Diskussion der Versuchsergebnisse	55

8	Weiterentwicklung des Stoffmodells	65
8.1	Anpassung der Stoffmodellparameter für das zeitunabhängige Materialverhalten	65
8.2	Zeitabhängiges Materialverhalten	74
8.2.1	Spannungsabhängigkeit des Basiskriechens – Varianten ohne thermische Aktivierung	75
8.2.2	Thermische Aktivierung	79
8.2.3	Spannungsabhängigkeit des Basiskriechens – Varianten mit thermischer Aktivierung	81
8.2.4	Übergangskriechen	87
8.3	Zusammenfassung des Ergebnisses der Parameteridentifikation für den Sorelbeton A1 und Diskussion	98
9	Darstellung ausgewählter Untersuchungsergebnisse zum Salzbeton TYP ASSE	101
9.1	Experimentelle Datenbasis Salzbeton TYP ASSE	101
9.2	Modellierung	105
9.3	Verwendetes Stoffmodell	105
9.4	Numerische Simulation der uniaxialen und triaxialen Druckversuche	105
9.5	Diskussion der Ergebnisse zum Salzbeton TYP Asse	108
10	Fraktionales Modell – Salzbeton M2	109
10.1	Mathematische Beschreibung einfacher fraktionaler Stoffmodelle	109
10.2	Vergleich mit experimentellen Werten	113
10.2.1	Kriechversuche	113
10.2.2	Relaxationsversuch	117
10.3	Diskussion der Ergebnisse zum Salzbeton M2	118
11	Bewertung der Ergebnisse in Bezug auf Betone mit silikatischen Zuschlägen	121
12	Zusammenfassung der erzielten Ergebnisse und Ausblick	125
	Literaturverzeichnis	129

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Zeitverlauf der Temperaturerhöhung an den Lokationen der Streckenverschlüsse [GRS 2012a], Streckenlagerung (links) und Bohrlochlagerung (rechts)	3
Abbildung 2:	Bilineare Spannungsdehnungslinie (links) und Parabel - Rechteckdiagramm (rechts) [SCH 2004] S. 5.35	9
Abbildung 3:	Schematische Darstellung von Kriechen (a) und Schwinden (b) nach [EMP 2018]	11
Abbildung 4:	Verlauf der Kriech- und Schwindverformungen im Laufe der Zeit [LEO 1980]	12
Abbildung 5:	Beispielhafte Temperatur- und Eigenspannungsverteilungen infolge eines Temperaturunterschieds ΔT zwischen Betonbauteilinnerem, Bauteiloberfläche und angrenzenden Bauteilen mit anderen Werkstoffeigenschaften [IBG 2014]	17
Abbildung 6:	Rissbildung nach Überschreitung der Zugfestigkeitsgrenze infolge eines Temperaturunterschieds und der daraus resultierenden Eigen- und Zwangsspannungsverteilungen [RÖH 2009]	18
Abbildung 7:	Zu den Maßnahmen und zur Berechnung von Zwangsspannungen während der Hydratation von Betonbauteilen [GUT 1999]	19
Abbildung 8:	Entwicklung von zentrischer Zugfestigkeit, Druckfestigkeit und Zug-Elastizitätsmodul [GUT 1999], exemplarisch dargestellt für die Exponenten 1/2 (Zugelastizitätsmodul) und 3/2 (Druckfestigkeit). Mit α_0 wird der Mindesthydratationsgrad bezeichnet, der den Übergang von Suspensionseigenschaften zu Festkörpereigenschaften kennzeichnet	20
Abbildung 9:	Rheologische Grundkörper [GUT 1999]	24
Abbildung 10:	Relevante Einflussfaktoren für das Kriechen von Beton [BYF 1980]	26
Abbildung 11:	Reihenschaltung rheologischer Grundkörper zur Beschreibung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Salzgestein	29
Abbildung 12:	Exemplarische Darstellung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Salzgestein bei deviatorischer Belastung für die Reihenschaltung der rheologischen Grundkörper [GÜN 2009]	30
Abbildung 13:	Aus rheologischen Grundkörpern zusammengesetztes Stoffmodell zur Beschreibung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Beton – Beispiel für einen Ansatz für verzögert elastische Verformung und Fließen	30
Abbildung 14:	Parallelschaltung rheologischer Grundkörper zur Beschreibung eines Stoffmodells für das viskoelastische Verhaltens von Beton (Maxwellkettenmodell) [BFS 2007]	31
Abbildung 15:	Fiktive Versuchsführung und Systemantwort – lastgesteuerte und verformungsgesteuerte Versuchsphasen	32

Abbildung 16:	Erweiterung des Stoffmodells für das bruchlose Verformungsverhaltens von Beton zur Erfassung thermischer Einflüsse	34
Abbildung 17:	Beispiele für Laborproben aus Sorelbeton A1	35
Abbildung 18:	Beispiele für Probekörper aus Bohrkern B4 - Salzbeton TYP ASSE [GRS 2016]	36
Abbildung 19:	Bohrkernmaterial Salzbeton M2 – in situ Freifallversuch [PRE 2002]	36
Abbildung 20:	Laborversuche 1071 und 1072 - Axialverschiebung u_1 und Umfangsänderung u_3 als Funktion der auf den Temperatursprung bezogenen Zeit zusammen mit den mechanischen und thermischen Beanspruchungsstufen (σ_1 : Axialspannung, σ_2 : Radialspannung)	38
Abbildung 21:	Laborversuche 1071 und 1072 - Dehnrate in axialer Richtung ϵ_1 und in Umfangsrichtung ϵ_3 als Funktion der auf den Temperatursprung bezogenen Zeit zusammen mit den mechanischen und thermischen Beanspruchungsstufen (σ_1 : Axialspannung, σ_2 : Radialspannung)	38
Abbildung 22:	Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte axiale Dehnungsrate und Umfangsdehnungsrate a.) als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase, b.) als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase in logarithmischer Darstellung	40
Abbildung 23:	Laborversuch 1071 - Gemessene Axialdehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11	42
Abbildung 24:	Laborversuch 1071 - Gemessene Umfangsdehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11	43
Abbildung 25:	Laborversuch 1071 - Gemessene Volumendehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11	43
Abbildung 26:	Laborversuche 190704 und 200108 – Axiale und radiale Dehnung als Funktion der Zeit	45
Abbildung 27:	Laborversuche 190704 und 200108 – Axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit	45
Abbildung 28:	Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte axiale Dehnungsrate (a.), c.)) sowie Umfangsdehnungsrate (b.), d.)) als Funktion der Zeit in der Kriechphase (c.), d.)) und als Funktion der Zeit in der Kriechphase in logarithmischer Darstellung (a.), b.))	48
Abbildung 29:	Laborversuche 190704 und 200108 – Verhältnis von axialer zu radialer Dehnungsrate als Funktion der Zeit	49
Abbildung 30:	Laborversuche 1071 und 1072 – Volumetrische Dehnung und deviatorische Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	51
Abbildung 31:	Laborversuche 1071 und 1072 – Volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	52

Abbildung 32:	Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit	52
Abbildung 33:	Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	53
Abbildung 34:	Laborversuche 190704 und 200108 – Volumetrische Dehnung und deviatorische Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	53
Abbildung 35:	Laborversuche 190704 und 200108 – Volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	54
Abbildung 36:	Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit	54
Abbildung 37:	Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit	55
Abbildung 38:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate als Funktion der Zeitdauer der Kriechphase im logarithmischen Maßstab	56
Abbildung 39:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate als Funktion der transformierten Zeitdauer im logarithmischen Maßstab	57
Abbildung 40:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Vergleichsdehnungsrate als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase im logarithmischen Maßstab	57
Abbildung 41:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Vergleichsdehnungsrate als Funktion der transformierten Zeit im logarithmischen Maßstab	58
Abbildung 42:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate (a.) und c.) und Rate der Vergleichsdehnung (b.) und d.) als Funktion der logarithmierten Vergleichsdehnung (a.) und b.) bzw. der volumetrischen Dehnung (c.) und d.)	60
Abbildung 43:	Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Rate der Vergleichsdehnung in Abhängigkeit der volumetrische Dehnungsrate	61
Abbildung 44:	GRS-Laborversuche – Berücksichtigte Kriechphasen gleicher mechanischer Belastung ($\sigma_0 = -8,7 \text{ MPa}$, $\sigma_{vM} = 20 \text{ MPa}$) bei unterschiedlicher Temperatur: Logarithmierte Rate der volumetrischen Dehnungsrate und der Vergleichsdehnungsrate in Abhängigkeit der Zeitdauer in der Kriechphase	62
Abbildung 45:	GRS-Laborversuche – Berücksichtigte Kriechphasen gleicher mechanischer Belastung ($\sigma_0 = -14,3 \text{ MPa}$, $\sigma_{vM} = 1 \text{ MPa}$) bei unterschiedlicher Temperatur: Logarithmierte Rate der volumetrischen Dehnungsrate und der	

- Vergleichsdehnungsrate in Abhängigkeit der Zeitdauer in der Kriechphase 62
- Abbildung 46: Laborversuche 190704 und 200108 – Spannungsänderung: a.) und c.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) und d.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit 68
- Abbildung 47: Laborversuch 1072 – 1. Störung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit 69
- Abbildung 48: Laborversuch 1071 – Anfangsphase: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit 69
- Abbildung 49: Laborversuch 190704 – mechanische und thermische Entlastung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit; c.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3 , Volumendehnung ϵ_{vol}) als Funktion der gemittelten Spannung σ_{vol} ; d.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3 , Volumendehnung ϵ_{vol}) als Funktion der Temperatur 70
- Abbildung 50: GRS-Laborversuche – Spannungsänderung: a.) Gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ϵ_{vol} als Funktion der gemittelten Spannung σ_0 ; b.) gemessene und berechnete Axialdehnung ϵ_1 als Funktion der Axialspannung σ_1 71
- Abbildung 51: Laborversuch 1071 – Temperaturänderung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit; c.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Temperatur; d.) gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ϵ_{vol} als Funktion der Temperatur 72
- Abbildung 52: GRS-Laborversuche – Temperaturänderung: Gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ϵ_{vol} als Funktion der Temperatur 73
- Abbildung 53: Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellanteil ohne thermische Aktivierung 76
- Abbildung 54: GRS-Laborversuche – Berechnete Kriechraten des thermisch inaktiven Maxwelllements (in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und

	effektiv) gegenüber der jeweiligen gemessenen Kriechrate im doppeltlogarithmischen Maßstab, Var. 1.1	78
Abbildung 55:	Volumetrische und effektive Dehnungsrate in logarithmischer Darstellung in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur – Zeitpunkt in Kriechphase d – und deren Approximation unter Verwendung einer Arrheniusfunktion	28 81
Abbildung 56:	Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellanteil mit thermische Aktivierung	81
Abbildung 57:	Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellanteil mit erweiterter Spannungsfunktion und thermischer Aktivierung	82
Abbildung 58:	GRS-Laborversuche – Berechnete Kriechraten in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements gegenüber der jeweiligen gemessenen Kriechrate im doppeltlogarithmischen Maßstab, Var. 2.1	85
Abbildung 59:	GRS-Laborversuche – Logarithmiertes Verhältnis von berechneter zu gemessener Kriechrate in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements, Var. 2.1	86
Abbildung 60:	GRS-Laborversuche – Logarithmiertes Verhältnis von berechneter zu gemessener Kriechrate in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements, Var. 2.5	86
Abbildung 61:	Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator – mit erweitertem Maxwellanteil und mit Kelvinanteil	88
Abbildung 62:	Laborversuch 1071 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung	93
Abbildung 63:	Laborversuch 1072 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung	94
Abbildung 64:	Laborversuch 190704 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung	95
Abbildung 65:	Laborversuch 200108 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung	96
Abbildung 66:	GRS-Laborversuche – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung	97
Abbildung 67:	Stationäre Kriechrate von Salz in Abhängigkeit der effektiven Spannungen (Spannungsdeviator) bei verschiedenen Temperaturen [HAN 2017]	99

Abbildung 68:	Volumetrische und effektive Dehnungsrate in logarithmischer Darstellung in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur – Zeitpunkt in Kriechphase $t_{cr} = 0,1 d$	100
Abbildung 69:	Laborversuche 1048 bis 1052 – Axiale und radiale Dehnung als Funktion der Zeit [GRS 2016]	102
Abbildung 70:	Laborversuch 1052 – Axiale Dehnung und Dehnungsrate als Funktion der Zeit [GRS 2016]	102
Abbildung 71:	Laborversuch – Axiale Dehnung des intakten Probekörpers Salzbeton TYP ASSE als Funktion der Zeit [GRS 2016]	103
Abbildung 72:	Laborversuch – Axiale Dehnungsraten des intakten Probekörpers Salzbeton TYP ASSE als Funktion der Zeit [GRS 2016]	104
Abbildung 73:	Parametervariationen - Vergleich der Messergebnisse der uniaxialen Laborversuche und der Modellierungsergebnisse unter Nutzung der Teilstoffmodelle für Elastizität und Versetzungskriechen [GRS 2016]	106
Abbildung 74:	Parametervariationen - Vergleich der Messergebnisse der uniaxialen Laborversuche und der Modellierungsergebnisse unter Nutzung der Teilstoffmodelle für Elastizität und Viskoplastizität [GRS 2016]	107
Abbildung 75:	Ergebnis der Parameteranpassung mit unterschiedlichen Parametersätzen in Phase 1 und 2. Es kamen die Teilstoffmodelle für Elastizität, Viskoplastizität (Dilatanz) und Versetzungskriechen zur Anwendung [GRS 2016]	107
Abbildung 76:	Gewählter fraktionaler Modellansatz für Beton [Hin 2016 a, b, c]	111
Abbildung 77:	Dehnung (oben) und Dehnungsgeschwindigkeit (unten links TCC 3, unten rechts TCC 5) über der Zeit für experimentelle Ergebnisse aus den Versuchen IFG-M2-TCC 3 (rot) und 5 (blau) sowie der Mittelwert aus beiden Versuchen (schwarz gepunktete Linie) und der Parameteranpassung des fraktionalen Modells für $E1 = 3,5 GPa$ (schwarz durchgezogene Linie), [HIN 2016b] und [HIN 2016c]	114
Abbildung 78:	Dehnung (oben) und Dehnungsgeschwindigkeit (unten) über der Zeit für experimentelle Ergebnisse aus dem Versuch BGR 05019 (gepunktete Linie) und der Parameteranpassung des fraktionalen Modells für $E1 = 6,35 GPa$ (durchgezogene Linie), [HIN 2016b] und [HIN 2016c]	116
Abbildung 79:	Vergleich der Ergebnisse der Methoden zur numerischen Lösung. Grünwald-Letnikov-Methode ($h = 0,2d$ gelb), Prädiktor-Korrektor-Verfahren ($h = 0,5d$ grün), Faltungsquadratur ($h = 0,5d$ rot) mit dem Modellergebnis (schwarz) sowie den experimentellen Werten (gepunktet) des Versuchs BGR05020, [HIN 2016b] und [HIN 2016c]	117
Abbildung 80:	Allgemeines Rezeptur-Eigenschafts-„Bild“ der Magnesiabaustoffe [FRE 2015]	123

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Zusammensetzung der Rezeptur Sorelbeton A1 in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m^3) bezogen auf eine Dichte von 1.940 kg/m^3 ohne Berücksichtigung eines Luftporenanteils	27
Tabelle 2:	Zusammensetzung der Rezeptur Salzbeton Typ Asse in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m^3)	27
Tabelle 3:	Zusammensetzung der Rezeptur Salzbeton M2 in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m^3)	28
Tabelle 4:	Vergleich der Daten zur Versuchsführung für die Laborversuche 1071 und 1072	39
Tabelle 5:	Verwendete Parametersätze für die Berechnungsvarianten V0.0 Bis V11	42
Tabelle 6:	Vergleich der Daten zur Versuchsführung für die Laborversuche 190704 und 200108	46
Tabelle 7:	GRS-Laborversuche - Nominalwerte und abgeleitete Vergleichsgrößen der mechanischen Beanspruchung	50
Tabelle 8:	Unberücksichtigte Sequenzen der Kriechversuche	55
Tabelle 9:	Kennwerte des thermoelastischen Verhaltens - Referenzwerte und Versuchsanpassung	66
Tabelle 10:	Berücksichtigte Phasen zur Identifikation des zeitunabhängigen Materialverhaltens	67
Tabelle 11:	Berücksichtigte Phasen zur Identifikation des zeitabhängigen Materialverhaltens	75
Tabelle 12:	Temperaturunabhängige Anpassung des Maxwellelementes im Endbereich der einzelnen Kriechphasen	78
Tabelle 13:	Berücksichtigte Laststufen zur thermischen Aktivierung	80
Tabelle 14:	Temperaturabhängige Anpassung des Maxwellelementes im Endbereich der einzelnen Kriechphasen	84
Tabelle 15:	Ausgewählte Varianten zur Anpassung des Kelvinelementes mit Angabe des Schubmoduls GK , der Scherviskosität ηK_{dev} , der Retardationszeit τK , der Aktivierungsenergie QK und der Querkontraktion νK	90
Tabelle 16:	Fraktionales Modell - zur Parameteridentifikation genutzte Kriechversuche	113
Tabelle 17:	Kriechversuche - wirksames Betonalter und nachkalibrierter Parameter $E1$	114
Tabelle 18:	Fraktionales Modell – zum Vergleich genutzter Relaxationsversuch	117

1 Einleitung und Motivation

Seit Mitte der 1980er Jahre existiert in Deutschland ein Referenzkonzept für die Endlagerung Wärme entwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente in einer Salzformation. Es sieht die Einlagerung von ausgedienten Brennelementen in selbstabschirmenden POLLUX-Behältern auf der Sohle von Einlagerungsstrecken eines Bergwerkes in einem Salzstock in rund 900 m Teufe vor und die Einlagerung von Wiederaufarbeitungsabfällen in Kokillen in tiefen vertikalen Bohrlöchern von der Sohle der Beschickungsstrecken für die Bohrlöcher aus. Dieses Referenzkonzept wurde letztmalig im Rahmen der Arbeiten zur VSG (Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben) [GRS 2013] aktualisiert. Grundlage sind die „Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle“ [BMU 2010]. In diesen Sicherheitsanforderungen ist das sogenannte „ewG-Konzept“ verankert, das besagt, dass ein einschlusswirksamer Gebirgsbereich (ewG) ausgewiesen werden muss, der im Zusammenwirken mit den geotechnischen Barrieren (Versatz, Strecken- und Schachtverschlüsse) den Einschluss der Abfälle sicherstellt. Das Einschlussvermögen des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs (Integrität) im Zusammenwirken mit den geotechnischen Barrieren muss über den Nachweiszeitraum von einer Million Jahre sichergestellt werden. Im Rahmen der VSG wurde ein Verfüll- und Verschlusskonzept entwickelt, das auf bereits in-situ im Maßstab 1:1 erprobten Verschlusselementen u. a. aus Salz- und Sorelbeton beruht, die z. B. im Endlager Asse erstellt wurden. Die Konzeption, die Auslegung und der Verschluss des Endlagers sind in den VSG-Berichten ausführlich beschrieben. Für die spezifischen thermischen Einwirkungen auf die Verschlusselemente aus Salz- und Sorelbeton, die aus einem HAW-Endlager für wärmeentwickelnde Abfälle resultieren, wurden mangels Daten Plausibilitätsbetrachtungen durchgeführt [GRS 2012b].

Mit Abschluss der Arbeiten der Kommission zur Lagerung hochradioaktiver Abfallstoffe wurde auch der Einbezug anderer Wirtsgesteine in die Standortauswahl empfohlen. Dies betrifft z. B. den Einbezug von Kristallingesteinen wie z. B. Granit, für den in den skandinavischen Ländern Schweden und Finnland weit entwickelte Endlagerkonzepte vorliegen. Die Hauptbarriere stellen in dem schwedisch/finnischen Konzept die kupferummantelten Endlagerbehälter und der sie umgebende Bentonitpuffer dar (vgl. z. B. [EBE 2009]), die ausgehend von Beschickungsstrecken in vertikale Bohrlöcher eingebracht werden, wobei allerdings ausschließlich ausgediente Brennelemente endgelagert werden. Im schwedisch/finnischen Endlagerkonzept wird der Einschluss der radioaktiven Abfälle in Behälter und Puffer für 100.000 Jahre angenommen, wobei davon ausgegangen wird, dass die Behälter eingebettet in den Puffer auch eine Standzeit von einer Million Jahre erreichen [RAI 2012], S. 107. In [TEC 2016] wurde gezeigt, dass dieses Endlagerkonzept prinzipiell auch in Deutschland umgesetzt werden kann, obwohl zusätzlich MOX-Abfälle und HAW-Kokillen zu berücksichtigen sind. Obwohl die Endlagerbehälter und die sie umgebenden Bentonitpuffer die Hauptbarrieren darstellen, wurde in Schweden und Finnland für das Endlagerbergwerk ein weitergehendes Verfüll- und Verschlusskonzept entwickelt. So bestehen z. B. auch für die Verfüllung der Beschickungsstrecken für die Einlagerungsbohrlöcher mit Bentonit erhöhte Anforderungen. Ein Herausquellen des Bentonits aus den Beschickungsstrecken ist zu verhindern sowie der Austrag von Wässern aus den Beschickungs- zu den Zugangsstrecken der Bau von Verschlüssen geplant. In Schweden wird das Konzept des Dome Plug verfolgt, [GRA 2015], in Finnland ein alternatives Konzept - der

Posiva Plug - erprobt. Sowohl der Dome Plug (DOMPLU) als auch der Posiva Plug (POPLU) wird derzeit im Maßstab 1:1 in situ erprobt. Erste Ergebnisse liegen vor, siehe z. B. [RÜB 2016]. Beiden skandinavischen Konzepten ist gemeinsam, dass maßgebliche Teile der beiden Verschlüsse aus low-ph-Beton hergestellt werden, weil dieser die Eigenschaften des Bentonits nicht beeinträchtigt, mit dem z. B. die angrenzenden Einlagerungstrecken verfüllt werden. So wurde für die Erstellung des DOMPLU ein sehr dichter low-ph-Beton verwendet [GRA 2015]. Im Hinblick auf ihre Funktionsfähigkeit ist den beiden skandinavischen Verschlüssen trotz konzeptueller Unterschiede gemeinsam, dass für sie der Nachweis der Standsicherheit und einer ausreichenden Integrität im Sinne einer Rissbeschränkung für die Betriebsphase des Endlagers zu führen ist.

Vor dem Hintergrund der Empfehlungen der Endlagerkommission werden derzeit generische Untersuchungen zum Einschlussvermögen kristalliner Wirtsgesteine auch in Deutschland durchgeführt. Die Übertragbarkeit des schwedisch/finnischen KBS-3 Konzeptes und des geotechnischen Barrierensystems auf die in Deutschland herrschenden Randbedingungen erfolgte im Rahmen des Projektes CHRISTA [JOB 2016], in dem geprüft wird, ob und wenn ja wie sich auch im Kristallin ein einschlusswirksamer (Gebirgs)bereich ausweisen lässt. Dementsprechend sind neben Behälter und Puffer [TEC 2016] auch die übrigen geotechnischen Barrieren von Interesse, so dass die low-ph-Betone der Verschlüsse DOMPLU und POPLU und ihre Eigenschaften ebenfalls von Interesse sind.

Festzustellen ist, dass bei zahlreichen, fortgeschrittenen Endlagerkonzepten in den unterschiedlichen Wirtsgesteinen im Zusammenhang mit dem Verschlussystem Funktionselemente aus Beton verschiedener Rezepturen eingesetzt werden, für die bei Vorliegen einer Barrierenfunktion der Integritätsnachweis im Sinne einer Rissbeschränkung zu führen ist, da andernfalls die hydraulische Durchlässigkeit des Gesamtsystems durch die Risse bestimmt wird.

Da solche Barrierensysteme nicht nur für HAW-Endlager relevant sind sondern mit angepassten Anforderungen z. B. auch für das Endlager Morsleben (ERAM), das sich in der Stilllegungsphase befindet, und für die Schachanlage Asse, für letzteres zur Minimierung der Konsequenzen eines anlagenüberschreitenden Lösungszutritts (AÜL), als Vorsorgemaßnahmen zur Konsequenzenminimierung eines anlagenüberschreitenden Lösungszutritts (AÜL) bereits errichtet werden, ist für diese Betonrezepturen aus Salzbeton (Planfeststellungsverfahren ERAM) bzw. Sorelbeton (Asse), die für saline Umgebung geeignet sind, bereits eine umfangreiche Datenlage verfügbar. Allerdings ist im Falle eines HAW-Endlagers für die Betonbarrieren in der Nähe von Einlagerungsfeldern über die Untersuchungen zu den Endlagern Morsleben und Asse hinaus zu berücksichtigen, dass die Betonbarrieren in einem HAW-Endlager bedingt durch die Einlagerung der wärmeentwickelnden Abfälle nach ihrer Erhärtung erhöhten Temperaturen ausgesetzt sind. D. h. neben einer Temperaturerhöhung infolge der Abbindewärme, die bedingt durch den Einsatz als Massenbeton zu berücksichtigen ist, ist zusätzlich eine maßgebliche Temperaturerhöhung des Betonbauwerkes nach Aushärtung des Betons zu berücksichtigen. Daraus resultiert die spezifische Anforderung, den Integritätsnachweis für eine thermische Einwirkung nach Aushärtung zu führen, ein Sachverhalt, der bei den Untersuchungen für das ERAM und die Asse nicht zu berücksichtigen ist.

In Abbildung 1 ist beispielhaft für zwei technische Endlagerkonzepte im Salz - Streckenlagerung und Bohrlochlagerung - und die zugehörigen Verfüll- und Verschlusskonzepte dargestellt, wann die durch die Einlagerung der wärmeentwickelnden radioaktiven Abfälle induzierten Temperaturerhöhungen an den Lokationen der Streckenverschlüsse ihr Maximum erreichen und wie hoch die Maximaltemperaturen sind.

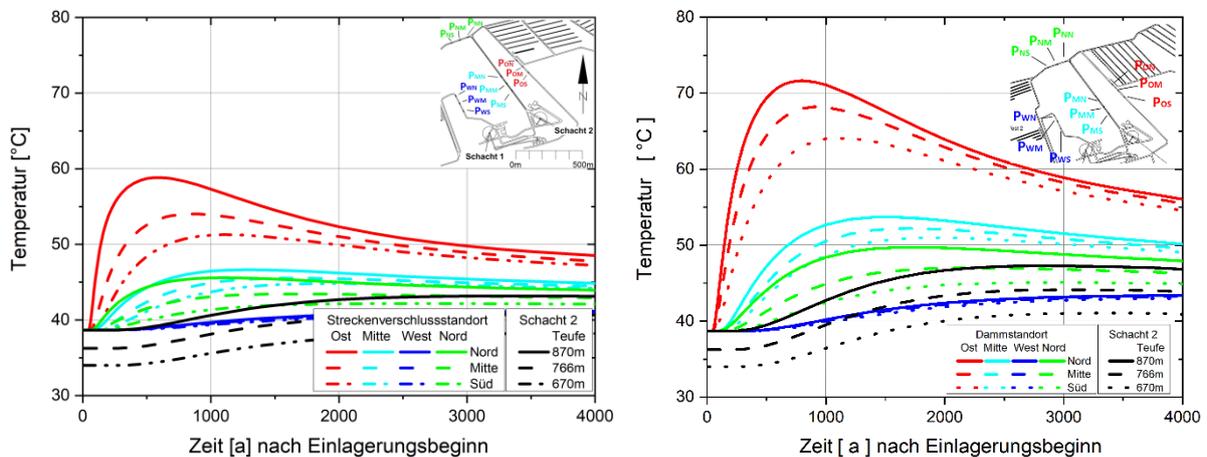


Abbildung 1: Zeitverlauf der Temperaturerhöhung an den Lokationen der Streckenverschlüsse [GRS 2012a], Streckenlagerung (links) und Bohrlochlagerung (rechts)

Der Nachweis der Funktionsfähigkeit, der den Integritätsnachweis beinhaltet, wird für die bereits errichteten Barrierebauwerke in der Schachtanlage Asse versuchsgestützt [TEC 2010] auf Grundlage der Erkenntnisse an fünf Pilotbauwerken aus Sorelbeton (PSB A1 [HEY 2016], PSB A2 [MEY 2008], Blindschacht 4, BW Kavernenhals, BW-K2C-750-1) geführt. Dieses Vorgehen ist möglich, da der Integritätsnachweis sich im Wesentlichen auf die Herstellung der Verschlüsse bezieht und damit frühzeitig abgeschlossen ist. Er konnte deshalb messtechnisch und durch Druckbeaufschlagung mit Lösung (Probebelastung) an Hand der Pilotbauwerke nach ihrer Herstellung überprüft werden. Die versuchsgestützt erzielten Ergebnisse werden anschließend auf andere Abdichtlokationen übertragen. Diese Vorgehensweise wird im Falle der Strömungsbarrieren Asse angewendet. Für den Salzbeton stehen exemplarisch Ergebnisse aus dem in situ Versuch "Abdichtbauwerk im Steinsalz" als einziges Versuchsbauwerk zur Verfügung [MAU 2011]. Weitere Informationen liefern die FuE-Vorhaben CARLA und ELSA sowie für den low-ph-Beton insbesondere das Versuchsbauwerk DOMPLU [GRA 2015].

Ein versuchsgestützter Nachweis ist jedoch nur gültig, wenn die Rand- und Belastungsbedingungen der nachzuweisenden Bauwerke denen der Versuchsbauwerke entsprechen. Treffen die Rand- bzw. Belastungsbedingungen nicht zu, ist entweder ein weiterer Prototyp zu erstellen oder der Integritätsnachweis ist rechnerisch zu führen. Dies gilt insbesondere für den Integritätsnachweis unter thermischen Einwirkungen, der unabhängig davon ist, ob die Bauwerke ihre Funktion nur in der Betriebsphase und/oder langfristig erfüllen müssen. Er ist wie beschrieben maßgeblich bei der Herstellung von Bauwerken, bei denen die unter Wärmeentwicklung erhärtenden Baustoffe Sorelbeton, Salzbeton und low-ph-Beton (sowie auch Normal- und Hochleistungsbeton) als Massenbeton eingesetzt werden.

Der Einfluss der Wärme darf nicht vernachlässigt werden, da diese aufgrund innerer und äußerer Verformungsbehinderung, z. B. in Form einer Bauwerks-Baugrund-Wechselwirkung, zu Zwangs- und Eigenspannungen führt, die Rissbildung begünstigen. Der Nachweis der Rissbeschränkung wird für Massenbetonbauwerke aus Normalbeton, die nachgebessert werden können, auf Basis empirischer Kriterien unter Einsatz kalibrierter Modelle geführt, eine Vorgehensweise, die üblicherweise bei Stahlbetonbauwerken zur Anwendung kommt [VDZ 2006], [BDZ 2003]. In gleicher Weise wurde im Zusammenhang mit dem Bau des schwedischen DOMPLU verfahren, woraus sich im Ergebnis sehr hohe Anforderungen an die Beschränkung der Temperaturdifferenzen im Bauwerk ergaben, so dass der Beton aufwändig gekühlt wurde. Ein solch empirischer Ansatz, der im Rahmen der Konzeptplanung für die Abdichtbauwerke des ERAM verwendet wurde [DBE 2004a], wurde in Deutschland als nicht dem Stand von Wissenschaft und Technik entsprechend verworfen und für die Bauzustände ein ergänzender spannungsbasierter Nachweis geführt [BFS 2007]. Diese Nachweisführung erwies sich als im bautechnischen Sinne nicht ausreichend zuverlässig, wie die unerwartete Rissbildung im "in situ-Versuch Abdichtbauwerk im Steinsalz" zeigt [MAU 2013] und auch in Schweden wurden im Zusammenhang mit dem DOMPLU offene Fragen bzw. FuE-Bedarf konstatiert [GRA 2015] und ein Modellansatz entwickelt [GAS 2016]. Der Einfluss einer späten Temperaturerhöhung nach Erhärtung wurde bisher gar nicht betrachtet wie sie im Falle des Einsatzes der Baustoffe in einem HAW- Endlager auftreten kann.

Unter dem Aspekt der Gewährleistung des Standes von Wissenschaft und Technik kann der rechnerische Nachweis der Rissbeschränkung zur Anpassung der Bauwerke an von den prototypischen Bauwerken abweichenden Randbedingungen deshalb nicht ausreichend zuverlässig geführt werden, obwohl ein hoher Wissenstand vorhanden ist und Messdaten zur Validierung aus Versuchsbauwerken zur Verfügung stehen (wie nachstehend aufgeführt und [KRA 2004]). Der Grund dafür ist, dass für den rechnerischen Nachweis ein validiertes Stoffmodell benötigt wird, das abweichend von üblichen Bauwerken aus Stahlbeton für unbewehrten Beton gilt, dass das hohe autogene Schwinden des Salzbetons und des low-ph-Betons angemessen abbildet und dass weiterhin die Kriechfähigkeit der Betonmatrix und ggf. des Salzzuschlages mit erfasst. Dies gilt insbesondere, wenn nach Erhärtung eine maßgebliche Temperaturerhöhung auftritt, die aus der Endlagerung radioaktiver Abfälle resultiert.

Unabhängig von der Art des Wirtsgesteins lässt sich also feststellen, dass bei Zugrundelegung eines ewG [BMU 2010] Anforderungen an die Integrität und den Integritätsnachweis von Verschlussbauwerken aus Beton gestellt werden, die

- die Bedingungen eines HAW-Endlagers berücksichtigen
- die Sicherheitsforderungen gemäß [BMU 2010] erfüllen
- mit spannungsbasierten Bewertungskriterien den Stand von Wissenschaft und Technik repräsentieren
- eine zuverlässige Auslegung zulassen

Für einen rechnerischen Integritätsnachweis, der den o. a. vier Bedingungen genügt, liegt für Betone kein vollständiges Stoffmodell vor. Hier sollen Ergänzungen/Erweiterungen vorgenommen werden.

Für den Nachweis der Rissbeschränkung für die Bauzustände für Salz- und Sorelbeton kommt zur Beschreibung des Stoffverhaltens ein Stoffmodell zur Anwendung, dessen ursprüngliche Formulierung für den Normalbeton entwickelt wurde (vgl. z. B. [ONK 1995], [GUT 1999]), die sich aber auch für Salz- und Sorelbeton als geeignet erwies und weiter entwickelt wurde. Seine ursprüngliche Herkunft aus dem Anwendungsbereich des Normalbetons lässt die Schlussfolgerung zu, dass auch die Weiterentwicklung zur Beschreibung des Verhaltens von Betonen für nichtsalinare Wirtsgesteine anwendbar ist. Orientierende Untersuchungen [ENG 2015] zeigen, dass dies für den low-ph-Beton gilt.

Das weiter entwickelte Stoffmodell beruht auf einzelnen Teilstoffmodellen, mit denen die nachstehend aufgeführten Prozessklassen¹ erfasst werden:

- thermisch (T)
- mechanisch (M)
- chemisch (C)

Für die thermische Prozessklasse während der Bauzustände, die die chemische Prozessklasse miterfasst, liegen umfangreiche Kenntnisse vor und das zugehörige Teilstoffmodell ist über den Normalbeton hinaus sowohl für den Salzbeton M2 als auch für den Sorelbeton 29.6 A2 parametrisiert und validiert [ENG 2003], [MÜL 2004], [POL 2006] sowie in [FRE 2015] noch für weitere Sorelbetone angepasst. Das Teilstoffmodell wurde für den Salzbeton M2 im Rahmen der bergbaulichen Gefahrenabwehrmaßnahme Zentralteil (bGZ) für das ERAM verwandt, um den Einfluss der Abbindewärme der großen Salzbetonmengen auf das umgebende Gebirge zu erfassen [MÜL 2004]. Es ist erkennbar, dass vergleichbare Ansätze auch für den low-ph-Beton geeignet sind [ENG 2015], [GRA 2015]. Die rein thermische Prozessklasse bleibt auch nach Erhärtung für ein HAW-Endlager relevant. Hier ist der Kenntnisstand ebenfalls gut, da die bekannten thermischen Parameter am Ende des Erhärtungsprozesses genutzt werden, da sich diese unter trockenen Bedingungen nicht mehr maßgeblich ändern.

Als Koppelparameter zwischen der thermischen und der mechanischen Prozessklasse dient der thermische Expansionskoeffizient, zu dem ebenfalls Messdaten vorliegen.

Ein guter Kenntnisstand analog zum Normalbeton ist für den Salzbeton M2 ebenfalls für die Entwicklung der elastischen Eigenschaften (Elastizitätsmodul) sowie die Festigkeitsparameter (Zug- und Druckfestigkeit) während der Erhärtung, die der mechanischen Prozessklasse zugeordnet werden, vorhanden. Auch zum autogenen Schwinden des Salzbetons M2 ist eine Datenbasis vorhanden, während eine mathematische Formulierung für das Quellen des Sorelbetons in [KRÜ 2006] enthalten ist, die auf der Formulierung des autogenen Schwindens [GUT 1999] zurückgreift, allerdings natürlich mit umgekehrten Vorzeichen. Die experimentelle Datenbasis aus Laborversuchen ist zwar klein, aber durchaus aussagekräftig. Ggf. ist in Zukunft eine Temperaturabhängigkeit quellender Phasen zu berücksichtigen [FRE 2015], was

¹ Selbstverständlich ist für Abdichtbauwerke auch die hydraulische Prozessklasse (H) relevant. Dies gilt jedoch nicht für die Bemessungssituation Bauzustände, in denen die thermische Prozessklasse bisher ausschließlich berücksichtigt wurde und auch die Temperaturerhöhungen in einem HAW-Endlager treten früh auf, so dass im Falle der Ausweisung eines ewG die hydraulische Prozessklasse hier vernachlässigt wird.

aber für die mathematische Formulierung kein grundsätzliches Problem darstellt. Positiv ist festzustellen, dass sowohl für das autogene Schwinden als auch für das autogene Quellen eine Prozessvorstellung vorhanden ist, die in Übereinstimmung mit der mathematischen Formulierung steht [BFS 2007], [KRÜ 2006]. Für den Normalbeton wird das autogene Schwinden i. d. R. vernachlässigt, festzustellen ist jedoch, dass unerwartet hohe autogene Schwindmaße auch für den low-ph-Beton sowie für im Hochbau eingesetzten Hochleistungsbeton festgestellt wurden, deren Ursache – das hohe chemische Schwinden – noch diskutiert wird. Für dessen Beschreibung werden aber die gleichen mathematischen Ansätze verwendet wie für Salzbeton.

Die viskosen Materialeigenschaften von Beton sind im Hinblick auf den Abbau von rissinduzierenden Zwangs- und Eigenspannungen, die z. B. durch die Bauzustände hervorgerufen werden, von maßgeblicher Bedeutung [RÖH 2009].

Im klassischen Stahl- und Spannbetonbau wird dabei Fließen (viskoplastisches Verhalten) und verzögert elastische Verformung (viskoelastisches Verhalten) unterschieden [BYF 1980]. Quantitativ werden sie jedoch nur auf Basis von phänomenologischen Anpassungsfunktionen behandelt, die auf Modelle bestehend aus rheologischen Grundkörpern (z. B. Maxwellkörper, Kelvinkörper) zurückgeführt werden. Gemäß Stand von Wissenschaft und Technik werden diese zur Modellierung zeitlich veränderlicher viskoser Effekte während der Hydratation zu Maxwellketten ohne explizite Berücksichtigung des Fließanteils zusammengefasst. Der Fließanteil wird indirekt über die Retardationszeit erfasst. Die Maxwellketten weisen zwangsläufig eine hohe Parameterzahl auf [BFS 2007], ein Sachverhalt der eine nachträgliche Anpassung (Fitten) mit gutem Ergebnis erlaubt, jedoch die Prognosezuverlässigkeit ungünstig beeinflussen kann, wenn eine innere Parameterabhängigkeit nicht explizit ausgeschlossen ist bzw. die Parameter nicht unabhängig voneinander identifiziert werden können. Zu diesem Sachverhalt liegen keine systematischen Untersuchungen vor. Allerdings ist festzustellen, dass in einer neueren Arbeit nicht mehr pauschal Maxwellketten eingesetzt werden, sondern wieder zwischen (viskoelastischem) zeitlich verzögertem Verhalten und (viskoplastischem) Fließverhalten unterschieden wird [AND 2013]. Ein thermisch aktiviertes viskoses Verhalten wird durch diese vorhandenen Modelle nicht erfasst, obwohl bereits früh erkannt wurde, dass eine Abhängigkeit besteht [BYF 1980], [GUT 1999].

Für die viskosen Materialeigenschaften des Betons besteht nur ein eingeschränktes Prozessverständnis. So wurde abweichend vom Normalbeton und low-ph-Beton insbesondere für Betone mit Salzzuschlag im wesentlichen viskoplastisches Verhalten erwartet, da bei Normalbeton das viskose Verhalten der Bindemittelmatrix zugeordnet wird, das elastische Verhalten dem Zuschlagstoff (Gesteinskörnung). Bei Betonen mit Salzzuschlag weist nicht nur die Bindemittelmatrix ein viskoses Verhalten auf, sondern auch der Salzzuschlag. Trotzdem zeigen die Salz- und Sorelbetone analog zum Normal- und low-ph-Beton offensichtlich ein deutlich viskoelastisches Verhalten, so dass Spannungsänderungen mit zeitlicher Verzögerung auftreten. Spannungsänderungen sind für das Zuverlässigkeitsniveau des Integritätsnachweises im Sinne einer Rissbeschränkung entscheidend, da rechnerisch vorhandene Spannungen gegen zulässige Spannungen, denen spannungsbasierte Festigkeitsgrenzen zu Grunde liegen, geprüft werden. Die spannungsbasierten Nachweisführungen entsprechen derzeit dem Stand von Wissenschaft und Technik.

Eine potenzielle thermische Aktivierung des viskosen Verhaltens analog zum Salz wird in den Stoffmodellen bisher nicht erfasst, obwohl Indexversuche, die bei der GRS-Braunschweig im Rahmen des Vorhabens LASA-EDZ durchgeführt wurden, einen solchen Einfluss aufzeigen [GRS 2016], [RÜB 2016].

Die Vorgehensweise, den Integritätsnachweis spannungsbezogen zu führen, ist unabhängig von der Wahl des Wirtsgesteins für ein HAW-Endlager in Deutschland aufgrund der Forderung, dem Stand von Wissenschaft und Technik zu genügen, unverzichtbar.

In diesem Kontext hat das Vorhaben zum Ziel, das Stoffmodell für Beton, aufbauend auf Erkenntnissen zum Salz- bzw. Sorelbeton, im Hinblick auf den Nachweis der Rissbeschränkung für die Bauzustände und unter thermischen Einwirkungen so zu vervollständigen, dass der Nachweis für den Baukörper mit für ingenieurtechnische Zwecke akzeptabler Prognosezuverlässigkeit rechnerisch geführt werden kann und somit bei modifizierter Geometrie und/oder modifizierten thermischen Einwirkungen ein rechnerischer Nachweis ausreichend ist und als Konsequenz auf gegenständliche Nachweise (gesonderte Versuchsbauwerke oder Prototypen für Modifikationen) verzichtet werden kann. Entsprechend der verfügbaren Datenlage wird auch der im Kristallin verwendete low-ph-Beton einbezogen.

Wie bereits erwähnt ist umfangreiches, experimentelles Datenmaterial² vorhanden, das aber bisher nicht in Bezug auf die Zielstellung ausgewertet und bewertet wurde, z. B. [DBE 2004b], [BFS 2009], [KAM 2011], [MEY 2008]. Einzelne, ergänzende Versuche, die für ein HAW-Endlager bereits als notwendig erkannt wurden, wie z. B. Versuche zu einer zum späten Zeitpunkt durch Temperaturerhöhung bedingten thermischen Aktivierung des Kriechverhaltens, wurden – wie bereits erwähnt - bei der GRS Braunschweig im Rahmen des Projektes LASA [RÜB 2016] durchgeführt. Orientierende Daten zum low-ph-Beton können [ENG 2015], [GRA 2015] entnommen werden sowie auch Ergebnisse zum Vergleich von Messung und Simulation.

Das Gesamtziel lässt sich in folgende Teilziele gliedern:

Teilziel 1: Systematische Zusammenstellung und Bewertung vorhandener, dem Stand von Wissenschaft und Technik entsprechender fortgeschrittener Teilstoffmodelle zur Beschreibung von Massenbetonen einschließlich Erhärtungsprozess und ihrer Kopplungen im Hinblick auf die Zielsetzung des Nachweises der Rissbeschränkung insbesondere für thermische Einwirkungen und die daraus resultierenden mechanischen Spannungen.

- Vergleichende Sichtung der vorhandenen Teilstoffmodelle insbesondere zur Beschreibung des viskosen Verhaltens im Hinblick auf ihre Prognosezuverlässigkeit.
- Auswahl erfolgshöflicher Ansätze und Begründung der Auswahl.

² Es kann allerdings nicht ausgeschlossen werden, dass einzelne Versuche zur systematischen Ergänzung erforderlich werden. Möglicherweise weitere ergänzende Versuche können erst nach Aufarbeitung der vorliegenden Daten spezifiziert werden und sind deshalb nicht Gegenstand der hier durchgeführten Betrachtungen.

Teilziel 2: Systematische Zusammenstellung existierender Daten aus Laborversuchen im Hinblick auf die ausgewählten Teilstoffmodelle und die Zielsetzung "Nachweis der Rissbeschränkung für die thermischen Einwirkungen".

- Zusätzlich zu den o. g. Daten sollen Datenlagen aus den Projekten CARLA und ELSA sowie die vorhandene Datenlage zu low-ph-Beton berücksichtigt und auf ihre Verwendbarkeit überprüft werden.
- Die Ergebnisse von Versuchen, die im Rahmen des Projektes LASA durchgeführt wurden [GRS 2016] und [RÜB 2016], sollen entsprechend ihrer Verfügbarkeit ebenfalls einbezogen werden.
- Systematische Zusammenstellung existierender Daten aus in situ Versuchen zur qualitativen Untermauerung der geplanten Zielsetzung. Geeignete in situ Versuche sind "ERAM: In Situ Versuch Abdichtbauwerk im Steinsalz", Asse: Pilotströmungsbarrieren PSB A1 und PSB A2", "ÄSPÖ: DOME PLUG".
- Zusätzlich sollen Informationen zu CARLA und ELSA sowie zum POSIVA PLUG recherchiert und, wenn geeignet, genutzt werden.

Teilziel 3: Überprüfung/Validierung der Teilstoffmodelle für Salz-, Sorel-, und low-ph-Beton und des Gesamtmodells an Hand komplexer Laborversuche.

- Dabei stehen speziell die spannungsreduzierenden viskosen Verformungsanteile im Mittelpunkt. Die qualitative Nutzung der Daten aus in situ Versuchen, um das erweiterte Prozessverständnis für das viskose Verhalten von Betonen mit und ohne Salzzuschlag argumentativ zu untersetzen, ist vorgesehen.
- Abschließend werden die Ergebnisse der Teilziele in einem Abschlussbericht zusammengefasst und in Bezug auf das Gesamtziel bewertet.

Nutzbare, vorhandene Grundlagen und Datenlagen:

Zur Vervollständigung des Stoffmodells für Salz- und Sorelbeton mit dem Ziel eines spannungsbasierten Nachweises der Rissbeschränkung werden maßgebliche, vorhandene Teilstoffmodelle und Daten aus Laborversuchen zusammengestellt. Teilstoffmodelle, die bzgl. der thermischen Prozessklasse und der Festigkeitsentwicklung auf diesen Daten beruhen, sind z. B. in [DBE 2004b], [POL 2006] vorhanden. Grundlegende Daten zu Teilstoffmodellen und Laborversuchen sind in [DBE 2004b], [BFS 2007] und [BFS 2009] zu finden. Im Zusammenhang mit dem Quellen von Sorelbetonen wurden die in [FRE 2015] beschriebenen Versuche durchgeführt. Für low-ph-Beton können Daten [ENG 2015], [GRA 2015] entnommen werden. Versuchsdaten, die das viskose Verhalten erfassen, finden sich für Salz- und Sorelbeton in [BFS 2007], [KAM 2011] sowie für low-ph-Beton in [GRA 2015] und für Normal- und Hochleistungsbeton in [AND 2013]. Ein Teilstoffmodell, das das viskose Verhalten beschreibt, findet sich derzeit nur in [BFS 2007] und weist die bereits beschriebene Einschränkung auf. Analytische Ansätze, die neuere Erkenntnisse enthalten und für bestimmte Randbedingungen anwendbar sind, sind in [AND 2013] und [HIN 2016a] zu finden.

2 Beschreibung der einzelnen Teilstoffmodelle anhand ihrer historischen Entwicklung

2.1 Konstruktionsbeton

2.1.1 Stahlbeton

Beton ist ein Werkstoff, der als ein künstliches Gestein aufgefasst werden kann. Er ist wie auch Gesteine dadurch charakterisiert, dass seine Zugfestigkeit sehr viel geringer ist als seine Druckfestigkeit. Dies führte zuerst zur Entwicklung des Stahlbetons, wo in einem Verbundquerschnitt die Zugspannungen durch Stahlbewehrung aufgenommen werden, während die Druckspannungen im Regelfall über den Beton abgetragen werden. Um die Tragfähigkeit des Bewehrungsstahls auszunutzen, ist es aufgrund der geringen Zugbruchdehnung des Betons notwendig, dass in den Bereichen, wo die Zugspannungen durch Stahlbewehrung aufgenommen werden, Risse im Beton zugelassen werden (auch als Zustand II bezeichnet). Die Risse im Beton sind für die Tragfähigkeit unschädlich, sofern ihre Größe angemessen beschränkt ist, da in diesen durch Zugspannungen belasteten Bereichen der Beton nicht zum Tragen herangezogen wird. Er stellt hier sogar eine zusätzliche Belastung in Folge seines Eigengewichts dar. Für die Beschreibung des Betons kommt im Fall des Stahlbetons i.d.R. ein einfaches Stoffmodell zur Anwendung, das vereinfacht durch ein bilineares elastisches Verhalten beschrieben wird oder auch durch das sogenannte Parabel-Rechteck-Diagramm (Abbildung 2). Das Stoffmodell wird im Fall des bilinearen Verhaltens durch die Kennwerte (Druck)Elastizitätsmodul, Druckfestigkeit sowie die Dehnung ε_{c3} bei Erreichen der Festigkeitsgrenze, die die beiden bilinearen Bereiche voneinander trennt, und die maximale Dehnung ε_{c3u} beschrieben wird. Für das Parabel-Rechteck-Diagramm werden analoge Kennwerte genutzt. Die Zugfestigkeit wird bei der Bemessung i. d. R. nicht in Ansatz gebracht.

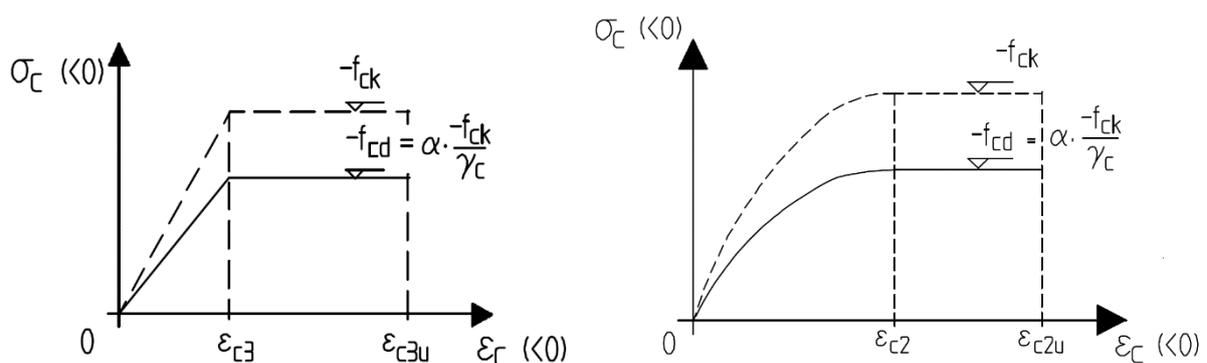


Abbildung 2: Bilineare Spannungsdehnungslinie (links) und Parabel - Rechteckdiagramm (rechts) [SCH 2004] S. 5.35

Für die Bemessung von Stahlbetonbauteilen aus Normalbeton sind folgende Stoffmodellanteile erforderlich

- Elastisches Verhalten (Druckbereich)
- Festigkeitsverhalten (Druckbereich)

2.1.2 Spannbeton

Die geringe Zugfestigkeit des Betons führte schon früh auf den Gedanken, die Zugbereiche der Betontragwerke unter Druck zu setzen, so dass die Zugbeanspruchungen im Tragwerk erst diese Druckspannungen abbauen müssen, bevor Zugspannungen im Beton entstehen. Auf diese Weise wird die zusätzliche Belastung, die aus dem gerissenen Beton im Zustand II resultiert, vermieden. Mittels Spanngliedern aus Stahl wird der Beton unter Druck gesetzt, so dass unter Belastung keine (volle Vorspannung) oder nur Betonzugspannungen in einem vorgegebenen Umfang (beschränkte Vorspannung) zugelassen werden. Damit ergaben sich für den Spannbeton folgende Vorteile [LEO 1980]:

- Die jeweiligen Potenziale der beiden Baustoffe Stahl (Zugfestigkeit) und Beton (Druckfestigkeit) werden besser ausgenutzt.
- Die Dauerhaftigkeit wird erhöht, da Risse im Beton weitgehend vermieden werden.
- Die Verformungen bleiben sehr klein, da der Beton der Tragwerke praktisch im ungerissenen Zustand (Zustand I) verbleibt.
- Die Tragwerke haben eine hohe Ermüdungsfestigkeit, da die Schwingbreiten der Stahlspannungen klein bleiben.
- Bei temporärer Überlastung entstandene Risse schließen sich wieder³, solange die Stahldehnungen begrenzt bleiben.

Allerdings zeigte sich, dass im Falle des Spannbetons für den Beton ein komplexeres Stoffmodell herangezogen werden musste, das zusätzlich den Einfluss des zeitabhängigen Materialverhaltens in Folge von Kriechen und Schwinden beinhaltet. Unter Kriechen wird eine Verformung verstanden, die unter Last mit zunehmender Belastungsdauer ständig zunimmt, die Kriechgeschwindigkeit nimmt jedoch ab (Abbildung 3a). Als Schwinden bzw. Quellen des Betons werden Volumenänderungen durch den Einfluss des Wassergehaltes verstanden. Es handelt sich dabei um (nahezu) lastunabhängige Verformungen (Abbildung 3b). Hintergrund war, dass Kriechen grundsätzlich und die Volumenverformungen infolge des Schwindens, das im Falle des Spannbetons gegenüber dem Quellen überwiegt, zu einem Abbau der Spannungen im Stahlspannglied (Spannungsrelaxation) führten, die in Bezug auf das Tragverhalten nicht vernachlässigt werden durften.

³ Es handelt sich hierbei um durch Formschluss wieder geschlossene Risse, die überdrückt sind. Sie weisen eine gegenüber einem offenen Riss verminderte hydraulische Leitfähigkeit auf [BFS 2007], [DAF 1996].

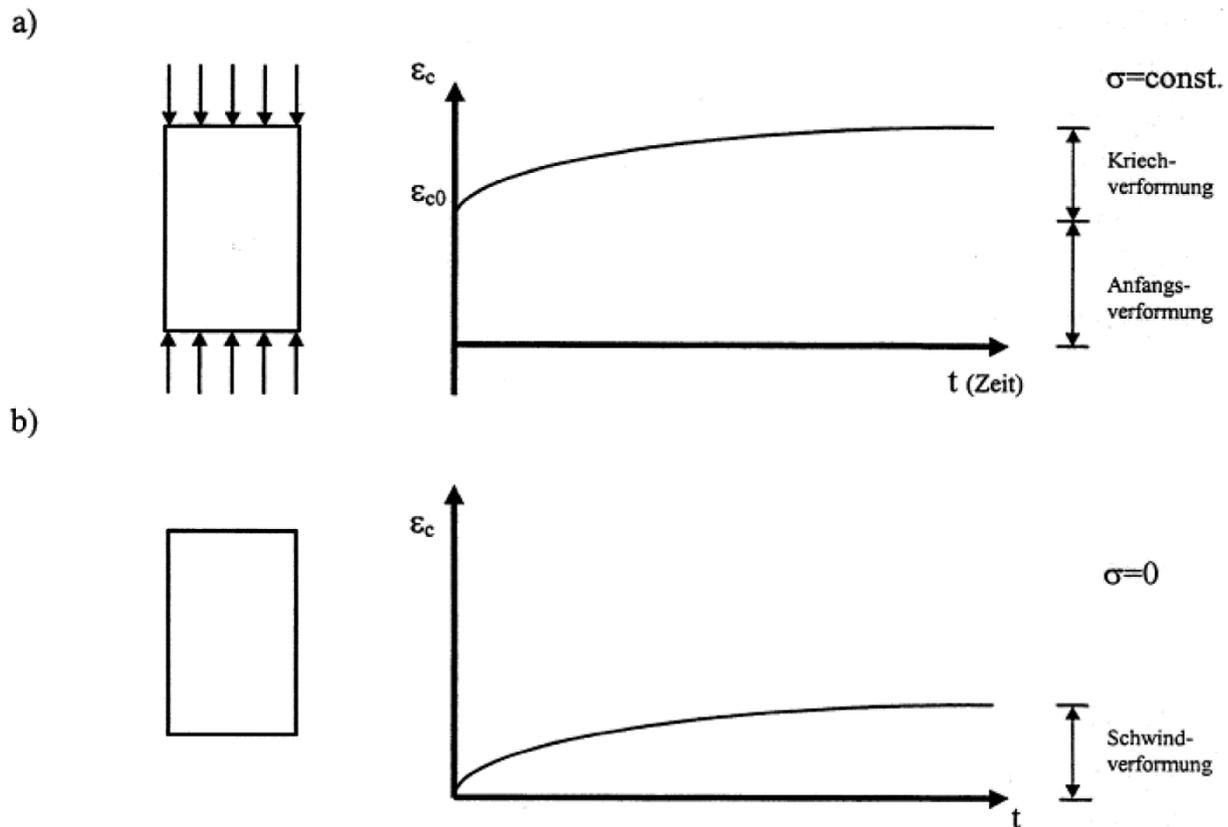


Abbildung 3: Schematische Darstellung von Kriechen (a) und Schwinden (b) nach [EMP 2018]

Für die Bemessung von Spannbetonbauwerken wurden somit zusätzlich zum elastischen Verhalten folgende Stoffmodellanteile erforderlich

- Schwinden als lastunabhängige Verformung in Folge Änderung des Feuchtegehaltes, z. B. bei Austrocknung
- Kriechen (Druckkriechen), wobei unterschieden wurde zwischen
 - Kriechen mit bleibenden, irreversiblen Verformungen (Fließen)
 - Kriechen mit reversiblen Verformungen (verzögert elastische Verformung)

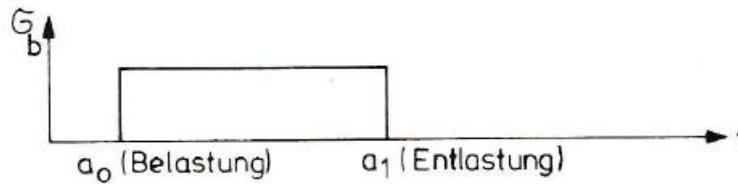
Gemäß Abbildung 4 setzt sich die Gesamtdehnung aus dem elastischen Anteil der Dehnung ε_{el} , der Kriechdehnung ε_k und der Schwinddehnung ε_s zusammen, Glg. 1

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_k + \varepsilon_s \quad \text{Glg. 1}$$

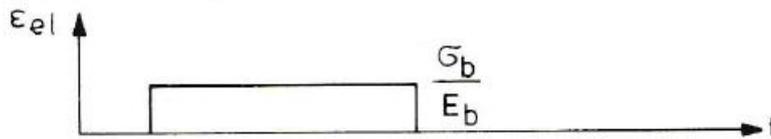
wobei sich ε_k aus der irreversiblen Kriechdehnung ε_f und der reversiblen Kriechdehnung ε_v zusammensetzt, Glg. 2, d. h.

$$\varepsilon_k = \varepsilon_f + \varepsilon_v \quad \text{Glg. 2}$$

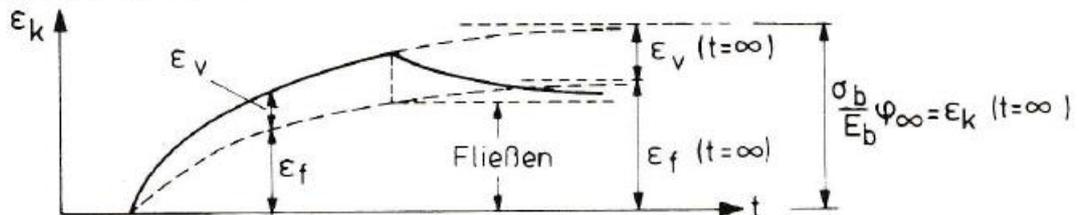
a) konst. Spannung σ_b im Zeitraum $a_0 < t < a_1$



b) elast. Dehnung ϵ_{el}



c) Kriechdehnung als Summe von irreversiblen und reversiblen Anteilen



d) Schwinddehnung



e) gesamte Dehnung
 $\epsilon_b = \epsilon_{el} + \epsilon_k + \epsilon_S$

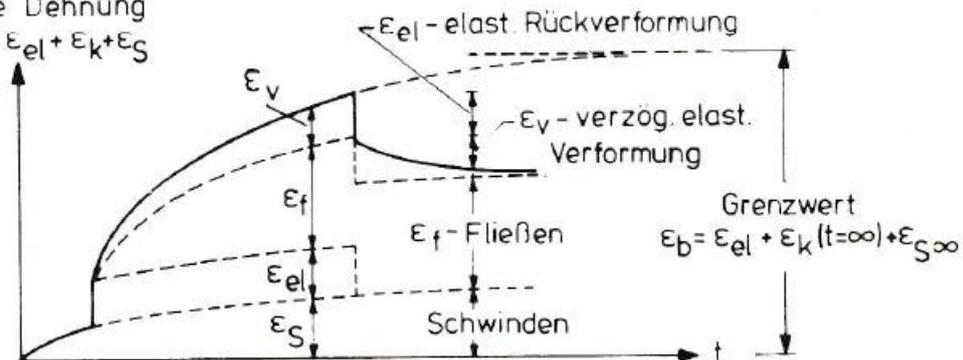


Abbildung 4: Verlauf der Kriech- und Schwindverformungen im Laufe der Zeit [LEO 1980]

Zu Abbildung 4 ist anzumerken, dass die Frage nach einem Grenzwert für Schwinden und Kriechen – Existenz von Endschwindmaßen und –kriechzahlen schon oft diskutiert wurde. Für praktische Zwecke werden Beiwerte für Schwinden und Kriechen für Zeiträume bis 10.000 Tage ~ 27 Jahre angegeben, vgl. [DIN 1979], [EMP 2018]. Für baupraktische Anwendungen ist dieser Zeitraum ausreichend.

2.2 Abhängigkeit der Betoneigenschaften vom wirksamen Betonalter

Es ist bekannt, dass das Abbinden und Erhärten von Beton von der Art des Bindemittels abhängt, aber auch von der (Umgebungs)Temperatur und der Feuchtigkeit beeinflusst wird, wobei die Veränderung zu späten Zeitpunkten (Nacherhärtung) in der Praxis üblicherweise vernachlässigt wird. Als günstigster Temperaturbereich für eine normale Festigkeitsentwicklung gelten Temperaturen zwischen 18 °C und 25 °C [LEO 1973]. Dieser Sachverhalt spiegelt sich in den je nach Betonrezeptur üblichen Prüfaltern von 28 Tagen bzw. 56 Tagen zur Bestimmung der (Druck)festigkeitseigenschaften wider.

In [LEO 1980] und [DIN 1979] ist ausgeführt, dass bei Aufbringen der Vorspannung das sogenannte wirksame Betonalter t_e zu berücksichtigen ist. Das wirksame Betonalter entspricht dem tatsächlichen Alter des Betons bei einer Betontemperatur von 20 °C. Niedrigere Temperaturen verzögern die Erhärtung und vermindern das wirksame Betonalter, höhere Temperaturen beschleunigen die Erhärtung und erhöhen das wirksame Betonalter. Das zum Vorspannzeitpunkt wirksame Betonalter t_0 kann näherungsweise nach Glg. 3 bestimmt werden [SCH 1994]:

$$t_0 = \sum_i \frac{T_i + 10 \text{ }^\circ\text{C}}{30 \text{ }^\circ\text{C}} \cdot \Delta t_i \quad \text{Glg. 3}$$

mit

- T_i : mittlere Tagestemperatur [°C] des Betons
 Δt_i : Anzahl der Tage [d] mit Temperatur T_i

In der mittleren Betontemperatur T_i darf der Einfluss der Abbindewärme aus den Anfangstagen nach dem Betonieren vergünstigend berücksichtigt werden, d. h., bei einer höheren Temperatur darf die Wartezeit zwischen Betonage und dem Vorspannzeitpunkt t_0 verkürzt werden, da der Beton ein höheres wirksames Betonalter und damit die Materialeigenschaften eines länger ausgehärteten Betons aufweist.

Allerdings sind im Falle des Spannbetons die Verformungsanteile in Folge Schwinden und Kriechen (Fließen) in Abhängigkeit des wirksamen Betonalters zu ermitteln, da sowohl der Wert des nach Vorspannung noch zu berücksichtigenden Schwindverformungen als auch der Kriechverformungen vom wirksamen Betonalter abhängen.

Das wirksame Betonalter t_e wirkt sich somit auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Betons aus und ist deshalb von wirtschaftlicher Relevanz, da es sich z. B. auf Ausschaltungsfristen oder – wie bereits erwähnt – auf die Zeitpunkte des Aufbringens der Vorspannung und damit auf die Bauzeiten auswirkt.

2.3 Einfluss der Temperatur auf die Erhärtung und Abbindewärme beim Betonieren

Bei der Erhärtung von Beton handelt es sich um einen chemischen Prozess. Die Geschwindigkeit chemischer Prozesse – die Reaktionskinetik – hängt u. a. von der Temperatur ab. Für den Beton bedeutet das, dass bei höheren Temperaturen die Erhärtung schneller abläuft als bei niedrigen Temperaturen und somit bei höheren Temperaturen das wirksame Betonalter t_e

höher ist als bei niedrigen Temperaturen. Da es sich bei der Erhärtung von Beton um einen exothermen, chemischen Prozess handelt, wirkt sich diese Abbindewärme selbst auf die Erhärtung aus und darf, wie bereits erwähnt, berücksichtigt werden.

Weil es sich bei der Hydratation/Erhärtung von Beton um einen exothermen Prozess handelt, lässt sich der Erhärtungs- bzw. Hydratationsfortschritt mit Hilfe der Wärmefreisetzung (exothermer Prozess) erfassen und die Entwicklung maßgeblicher Baustoffeigenschaften, z. B. der mechanischen Materialeigenschaften, auf eine festgelegte Bezugstemperatur alterstransformieren. Dabei wird das reale Betonalter t in das wirksame Betonalter t_e überführt. Durch die Einführung des wirksamen Betonalters lässt sich somit der kinetische Erhärtungsprozess auch bei nicht konstanter Temperatur in Bezug auf eine einheitliche Referenztemperatur beschreiben. Durch die Alterstransformation wird für einen in der Realzeit ablaufenden Prozess eine Normierung auf eine interne Prozesszeit vorgenommen.

Als wesentliche innere Zustandsvariable für die Erhärtung bzw. Hydratation wird der Hydratationsgrad α gewählt, der als das Verhältnis der Masse der hydratisierten Bestandteile zur Ausgangsmasse der hydratisierbaren Bestandteile definiert wird, Glg. 4. Normiert man die bis zu einem bestimmten wirksamen Alter ΔT_a aufgetretene Hydratationswärmemenge $Q_{ce}(t_e)$ als Maß für die bereits hydratisierten Bestandteile auf einen theoretischen Endwert $Q_{ce,max}$, der als Maß für die theoretisch vorhandenen hydratisierbaren Bestandteile gilt, so ergibt sich der Hydratationsgrad bei vernachlässigbarer Änderung des Produktes aus Dichte und Wärmekapazität in einem adiabatischen Versuch als

$$\alpha(t_e) = \frac{Q_{ce}(t_e)}{Q_{ce,max}} = \frac{\rho(t_e) \cdot c_p(t_e) \cdot \Delta T_a(t_e)}{\rho(t_{e,max}) \cdot c_p(t_{e,max}) \cdot \Delta T_{a,max}} = \frac{\Delta T_a(t_e)}{\Delta T_{a,max}} \quad \text{Glg. 4}$$

mit

$\alpha(t_e)$:	Erhärtungs- bzw. Hydratationsgrad bezogen auf das wirksame Betonalter t_e
$Q_{ce}(t_e)$:	Freigesetzte Wärmemenge bis zum Zeitpunkt t_e
$Q_{ce,max}$:	Theoretischer Endwert der maximal freisetzbaren Wärmemenge
$\rho(t_e)$:	Entwicklung der Dichte im adiabatischen Versuch bis zum Zeitpunkt t_e
$\rho(t_{e,max})$:	Theoretischer Endwert der Dichte im adiabatischen Versuch
$c_p(t_e)$:	Entwicklung der spezifischen Wärmekapazität im adiabatischen Prozess bis zum Zeitpunkt t_e
$c_p(t_{e,max})$:	Theoretischer Endwert der spezifischen Wärmekapazität im adiabatischen Prozess
$\Delta T_a(t_e)$:	Temperaturerhöhung im adiabatischen Versuch bis zum Zeitpunkt t_e
$\Delta T_{a,max}$:	Theoretischer Endwert der Temperaturerhöhung im adiabatischen Versuch

Das reale Betonalter t des adiabatischen Prozesses wird dabei mit Hilfe der Reifefunktion von Arrhenius/Freiesleben durch Integration der Reaktionsgeschwindigkeit auf das wirksame Alter t_e transformiert, Glg. 5

$$t_e = \int_0^{t_e} e^{\frac{E_A}{R}(\frac{1}{293} - \frac{1}{T})} dt \quad \text{Glg. 5}$$

mit

E_A :	Aktivierungsenergie des Bindemittels
R :	Universelle Gaskonstante
T :	Betontemperatur [K]

Für die nichtlineare Entwicklung des Erhärtungs- bzw. Hydratationsgrades α in Abhängigkeit des wirksamen Betonalters t_e gilt dann entsprechend Glg. 6 mit den betonspezifischen Parametern λ , t_1 und b

$$\alpha(t_e) = e^{-\lambda \left[\ln\left(1 + \frac{t_e}{t_1}\right) \right]^{-b}} \quad \text{Glg. 6}$$

Diese Verknüpfung des Hydratationsgrades α mit dem wirksamen Alter t_e führt zu einer von der Temperatur und von der Realzeit unabhängigen Beschreibung des Erhärtungsprozesses, wobei der Hydratationsgrad entsprechend seiner Definition im Intervall $[0, 1[$ definiert ist. Mit Hilfe des Hydratationsgrades lässt sich die Entwicklung der vom Erhärtungsgrad abhängigen Baustoffeigenschaften ebenfalls unabhängig von Temperatur und Realzeit, normiert auf das Intervall $[0, 1[$, beschreiben.

Diese Beziehung hat universellen Charakter und gilt für alle Betone, wobei die Parameter betonspezifisch zu ermitteln sind [ONK 1995]. Sie wird dementsprechend auch für Salz- und Sorelbeton genutzt [ENG 2003], [POL 2006].

3 Spezialfall Massenbeton - Junger Normalbeton

Während im Normalfall von Betonkonstruktionen der Einfluss aus ungleichmäßiger Temperatur (und Feuchtbelastung/-profil) vernachlässigt wird [EMP 2018], ist die Vernachlässigung im Falle von Massensbetonbauwerken nicht zulässig/möglich. Bei sogenannten massigen Betonbauteilen können aus der Wärmeentwicklung bei der Erhärtung selbst (innerer Wärmequellterm $Q(t)$) und dem Einfluss der Temperatur auf die zeitliche Entwicklung der Baustoffeigenschaften Eigen- und Zwangsspannungen resultieren, die zu Schädigung durch Rissbildung führen können. Als "massig" bezeichnet man im Allgemeinen Bauteile mit einer kleinsten Abmessung von > 80 cm [IBG 2016]. Bei massigen Bauteilen ist der Bauwerkskern, anders als bei stabförmigen oder flächigen Bauteilen (eine Abmessung ist klein gegenüber den anderen), am Wärmeaustausch mit der Umgebung nur gering und verzögert beteiligt. Es findet eine deutliche Temperaturerhöhung im Bauteil statt [IBG 2016]. Im Ergebnis entstehen Temperaturgradienten im Bauteil bzw. als Baugrund-Bauteil-Wechselwirkung, die diese Eigen- und Zwangsspannungen hervorrufen (vgl. Abbildung 5).

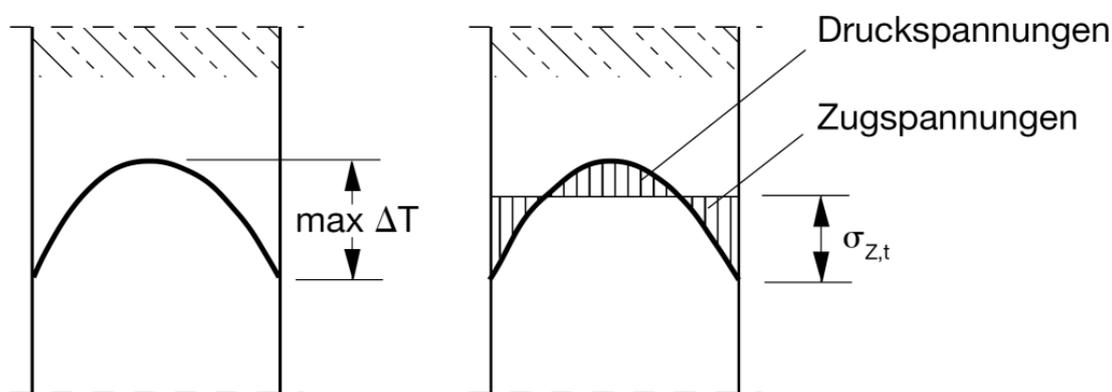


Abbildung 5: Beispielhafte Temperatur- und Eigenspannungsverteilungen infolge eines Temperaturunterschieds ΔT zwischen Betonbauteilinnerem, Bauteiloberfläche und angrenzenden Bauteilen mit anderen Werkstoffeigenschaften [IBG 2014]

Werden durch die Eigen- und Zwangsspannungen die Festigkeitsgrenzen überschritten, wobei i. d. R. die geringe Zugfestigkeit des Betons in der Abkühlungsphase und der damit verbundenen thermischen Kontraktion maßgebend ist, führt dieses zu Schädigung durch Rissbildung. Eine schematische Darstellung typischer Rissbildung ist in Abbildung 6 gegeben.

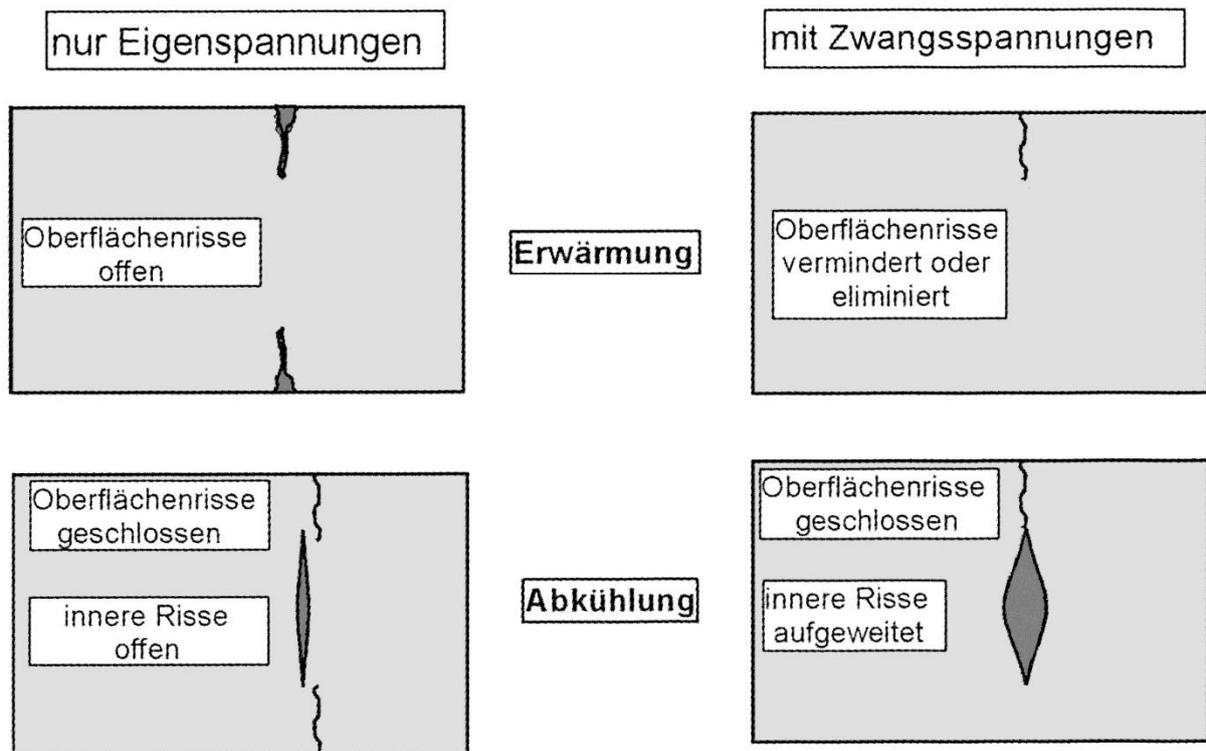


Abbildung 6: Rissbildung nach Überschreitung der Zugfestigkeitsgrenze infolge eines Temperaturunterschieds und der daraus resultierenden Eigen- und Zwangsspannungsverteilungen [RÖH 2009]

Diese Fragestellung wurde früh beim Bau von Talsperren offensichtlich, da in diesem Fall für die Staumauern sowohl Massenbeton zum Einsatz kam als auch Rissbildung die Funktionsfähigkeit der Staumauern – Aufstauen des Wassers – in Frage stellte.

In der Praxis hilft man sich in diesem Fall durch technische Maßnahmen, die darauf abzielen sowohl die Maximaltemperatur zu begrenzen als auch die risserzeugenden Temperaturgradienten im Bauteil selbst [GUT 1999], vgl. Abbildung 6. Beispiele sind der Hoover-Damm (Rohrinnenkühlung [WIK 2021a]), der Itaipu-Staudamm (Waschen des Zuschlages mit Eis [CEC 2021]) sowie die Talsperre Leibis-Lichte (Zusatz von Scherbeneis [WIK 2021b]). Bei der Identifikation geeigneter technischer Maßnahmen dienen Berechnungen zur zeitlichen Entwicklung der Temperaturverteilungen unter Nutzung des betonspezifischen Quellterms $Q(t)$ als wichtiges Hilfsmittel, vgl. Abbildung 7.

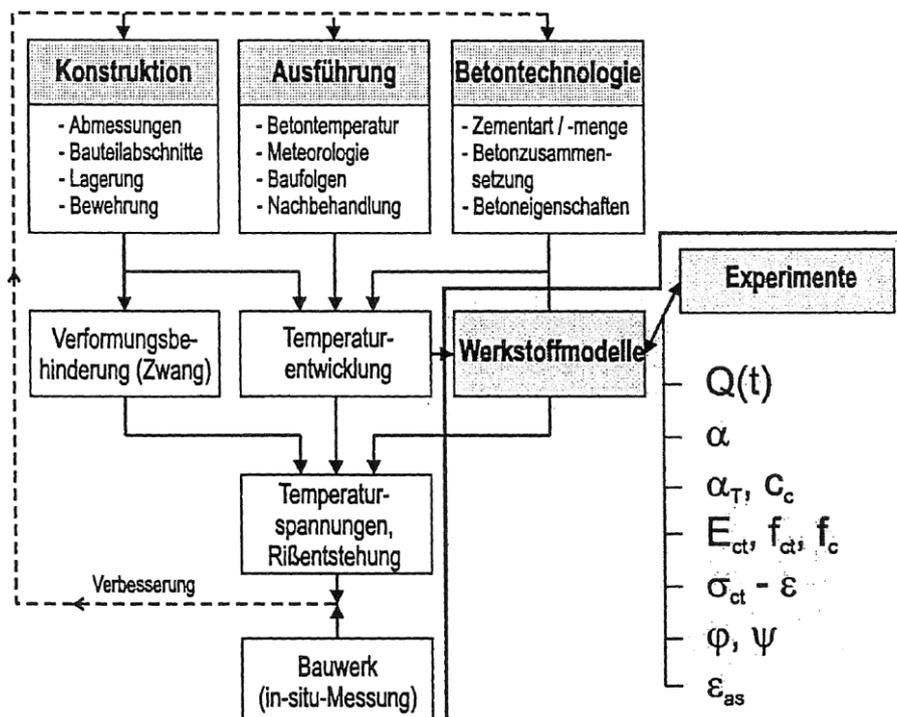


Abbildung 7: Zu den Maßnahmen und zur Berechnung von Zwangsspannungen während der Hydratation von Betonbauteilen [GUT 1999]

Wie aus Abbildung 7 hervorgeht, sind auch (Werk)Stoffmodelle Teil der Betrachtung. Die wesentlichen Kenngrößen der Stoffmodelle, die als maßgeblich für die Beschreibung des Betonverhaltens angesehen werden, wenn dieser relevante Temperaturlastfall auftritt, sind mit angegeben. Sie werden im Folgenden beschrieben.

Der betonspezifische Wärmequellterm $Q(t)$ wurde bereits erläutert, ebenso wie die Bedeutung des Hydratationsgrades α . Die maximale Temperaturerhöhung ergibt sich in Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität c_p und wird von Prozessen beeinflusst, die die Wärme abführen, wie z. B. der Wärmeleitung. Der thermische Expansionskoeffizient α_T stellt als thermomechanischer Koppelparameter die Kopplung zwischen der Temperaturerhöhung bzw. den Temperaturgradienten und den mechanischen Eigen- und Zwangsspannungen her. Er wird als konstant angesetzt, vgl. z. B. [BFS 2007].

Mit dem Hydratationsgrad bzw. dem wirksamen Betonalter lässt sich die Entwicklung der Zugfestigkeit f_{ct} , der Druckfestigkeit f_c und des Elastizitätsmoduls (Zugelastizitätsmodul E_{ct} und Druckelastizitätsmodul E_c) beschreiben, vgl. [ONK 1995], [GUT 1999]. Die Beschreibung dieser Entwicklung ist deshalb wichtig, da der Elastizitätsmodul die Größe der Eigen- und Zwangsspannungen entscheidend beeinflusst und in der Anfangsphase der Hydratation schneller zunimmt als die Druck- und Zugfestigkeit, deren Wert darüber entscheidet, ob Rissbildung auftritt, vgl. Abbildung 8. Beispielhaft ist die Entwicklung dieser Kenngrößen – im allgemeinen Sprachgebrauch oftmals auch missverständlich als mechanische Kurzeiteigenschaften bezeichnet (weil sie sich in Kurzzeitversuchen bestimmen lassen und nicht, weil sie nur kurze Zeit anhalten) – in Abbildung 8 dargestellt. Die Anwendbarkeit dieser funktionalen

Zusammenhänge wurde für die in Endlagern im Salz anwendbaren Baustoffe Salz- und Magnesia- bzw. Sorelbeton bestätigt [ENG 2003], [POL 2006]. Die Querkontraktionszahl wird als konstant angenommen, z. B. [DBE 2004b].

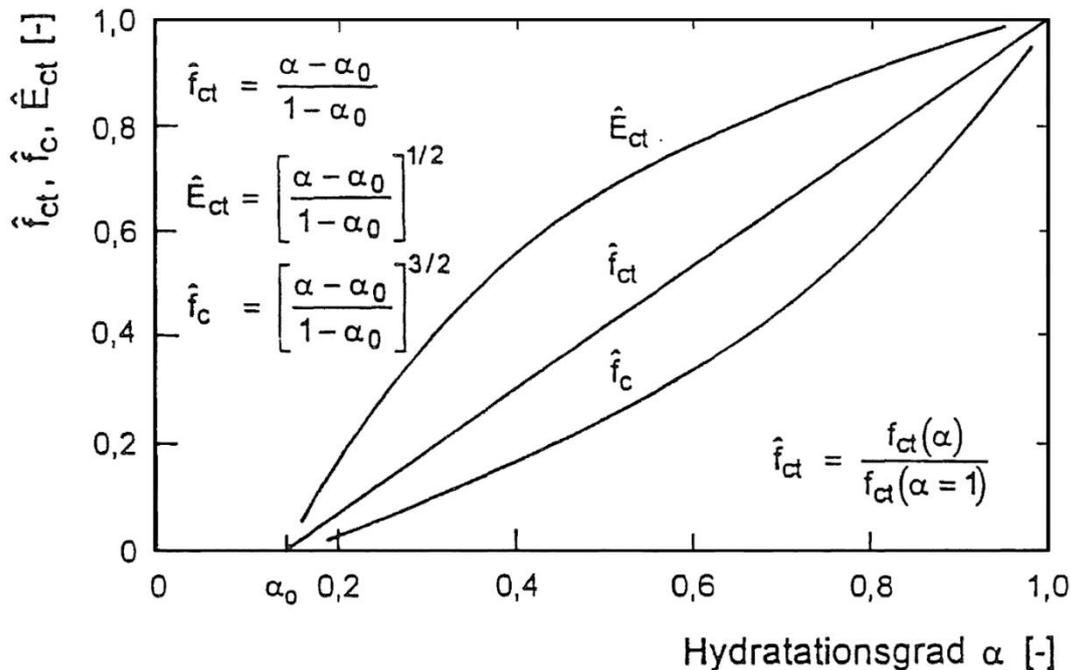


Abbildung 8: Entwicklung von zentrischer Zugfestigkeit, Druckfestigkeit und Zug-Elastizitätsmodul [GUT 1999], exemplarisch dargestellt für die Exponenten 1/2 (Zugelastizitätsmodul) und 3/2 (Druckfestigkeit). Mit α_0 wird der Mindesthydratationsgrad bezeichnet, der den Übergang von Suspensionseigenschaften zu Festkörpereigenschaften kennzeichnet

Da die Zugfestigkeit von Beton sehr viel geringer ist als die Druckfestigkeit, sind i. d. R. die entstehenden Eigen- und Zwangsspannungen im Zugbereich bestimmend für die Rissbildung. Um Zugspannungen bestimmen zu können, ist eine für den Zugbereich anwendbare Spannungs-Dehnungsbeziehung, in Abbildung 7 mit $\sigma_{ct} - \varepsilon$ bezeichnet, erforderlich. Die in den vorlaufenden Kapiteln 2.1 und 2.2 beschriebenen Teilstoffmodelle für Stahl- und Spannbeton werden nur auf den Druckbereich angewendet, d. h. ihr Gültigkeitsbereich ist auf den Druckbereich beschränkt.

Untersuchungen in [GUT 1999] zeigen, dass die Spannungs-Dehnungsbeziehung für den Druckbereich grundsätzlich auf den Zugbereich übertragen werden kann, jedoch sind die Kennwerte für den Druck- und Zugbereich unterschiedlich, z. B. die oben bereits aufgeführten Zug- und Druckelastizitätsmodule. Sie werden deshalb mittels unterschiedlicher Versuche experimentell bestimmt. Dieser Unterschied wurde auch für Salzbeton festgestellt [BFS 2007].

Als weitere relevante Kenngrößen sind in Abbildung 7 die Kriechzahl φ und der Relaxationskennwert ψ angegeben. Die Berücksichtigung von Kriech- und Relaxationseffekten ist entscheidend für eine korrekte Bestimmung der wirkenden Spannungen, da nur spannungserzeugend wirkende Dehnungen in der konstitutiven Beziehung für eine Rissbildung in Betracht kommen und die Kriechdehnungen aufgrund ihrer Größe nicht vernachlässigt werden können. Da das Kriechen von Beton maßgeblich für den Abbau von Eigen- und Zwangsspannungen

ist, ist dieses für den Temperaturlastfall Hydratation von entscheidender Bedeutung. Auch für die Kriechzahlen werden für den Druck- und Zugbereich ggf. unterschiedliche Werte ermittelt, wie sich z. B. für den Salzbeton aus dem Vergleich von [BFS 2007] und [DBE 2004b] entnehmen lässt, was in [IBM 2004] bestätigt ist.

Weiterhin ist in Abbildung 7 das chemische, autogene Schwinden/Quellen ε_{as} als lastunabhängige Verformung aufgeführt. Es hängt vom Feuchtegehalt ab, ist daher direkt an den Erhärtungsprozess gekoppelt und lässt sich über den Hydratationsgrad beschreiben. Bei Verformungsbehinderung trägt das autogene Schwinden zusätzlich zu den Zwangsspannungen bei. Der in [GUT 1999] aufgeführte Ansatz, der in Abhängigkeit des wirksamen Betonalters t_e formuliert ist, lässt sich auf den Hydratationsgrad α zurückführen [KRÜ 2006]. Dieser Ansatz ist bei unterschiedlichen Vorzeichen gleichermaßen für das Schwinden von Salzbeton [BFS 2007] und das Quellen von Sorelbeton anwendbar [KRÜ 2006].

Auf das Hydratationsmodell wurde deshalb so umfassend eingegangen, weil im Rahmen der Erstellung von Massenbetonbauwerken der Einfluss einer maßgeblichen (ungleichmäßigen) Temperaturerhöhung aufgrund der damit verbundenen Zwangsspannungen und der dadurch induzierten Rissbildung insbesondere bei Abkühlung untersucht wurde. Einige der Aspekte, die im Rahmen des Hydratationsmodells behandelt werden, sind auch für die hier zu betrachtende Fragestellung einer nicht vernachlässigbaren Temperaturerhöhung bei einem hohen Betonalter zu berücksichtigen. Insofern dient es als gute Grundlage, auf der entschieden werden kann, welche Aspekte vor die vorliegende Fragestellung einbezogen werden müssen und welche vernachlässigt werden können.

Zusammenstellung der für die Fragestellung relevanten Aspekte des Stoffmodells:

Aus Abbildung 1 wird deutlich, dass eine nicht zu vernachlässigende Temperaturerhöhung und folgende Abkühlung erst nach einigen Jahrzehnten auftritt. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass der Beton der Streckenverschlüsse unter den herrschenden Temperaturbedingungen ein hohes wirksames Betonalter aufweist und der Einfluss der Hydratation vernachlässigt werden kann. Dementsprechend wird von konstanten Festigkeitswerten und elastischen Konstanten ausgegangen, d. h. $E_c, E_{ce}, f_c, f_{ct} = const.$

- Auch der Einfluss des autogenen Schwindens bzw. Quellens im Falle des Sorelbetons ist abgeklungen und vernachlässigbar. Ein mögliches Trocknungsschwinden wäre ggf. zu berücksichtigen, im vorliegenden Fall wird von trockenen Bedingungen im Endlager ausgegangen und damit von konstantem, trockenem Klima (Raumklima).
- Bei den viskosen Verformungsanteilen wird eine Temperaturabhängigkeit angenommen, die Gegenstand der hier zu betrachtenden Fragestellung ist.

4 Das viskose Verhalten von Beton

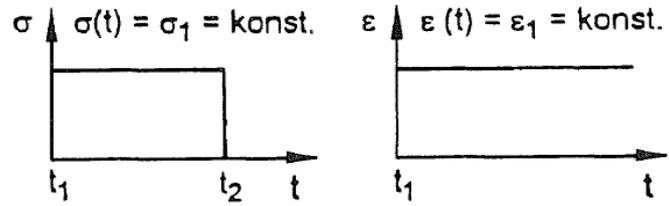
4.1 Rheologische Grundkörper

Zur Beschreibung des Spannungs-Verzerrungsverhaltens von Beton werden rheologische Grundkörper genutzt, vgl. Abbildung 9. Den rheologischen Grundkörpern sind das Hooke Element, das (lineare) Elastizität beschreibt, sowie das Newton Element zugeordnet, das eine geschwindigkeitsproportionale Dämpfung beschreibt. Das höherwertige Maxwellelement besteht aus einem in Reihe geschaltetem Hooke und Newton Element und ist in der Lage irreversible Dehnungen zu erfassen. Das ebenfalls höherwertige Kelvinelement besteht aus einer Parallelschaltung von Hooke und Newton Element und ist in der Lage zeitlich verzögerte, reversible Dehnungen abzubilden. Die in Abbildung 9 dargestellten Grundkörper werden zu komplexeren Reihen- und Parallelschaltungen zusammengeführt, um das viskose Verhalten von Beton zu beschreiben, z. B. Maxwellketten [GUT 1999], [BFS 2007], [AND 2013]. Auch in den hier durchgeführten Betrachtungen wird auf die rheologischen Grundkörper Maxwell- und Kelvinelement zur Beschreibung des Kriechens zurückgegriffen, da keine realistische Alternative ermittelt werden konnte.

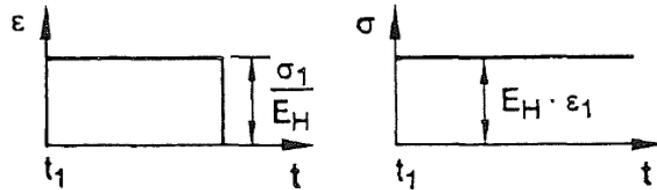
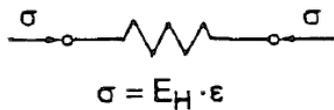
Vergleicht man die Verformungsanteile der rheologischen Grundkörper aus Abbildung 9 mit den Verformungsanteilen aus Abbildung 4e wird intuitiv deutlich, dass diese rheologischen Grundkörper grundsätzlich in der Lage sind, das Spannungs-Dehnungsverhalten eines Betons zu erfassen.

Rheol. Modell
und
 σ - ϵ - t Gesetz

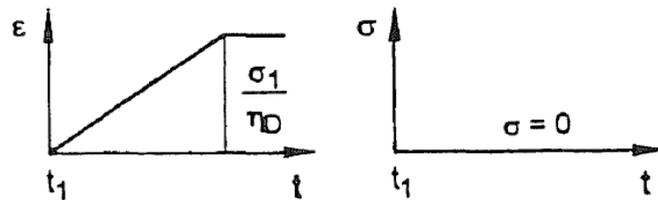
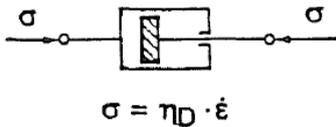
Verhalten unter



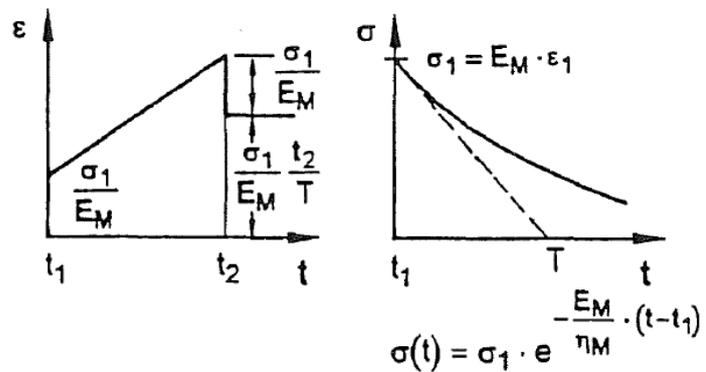
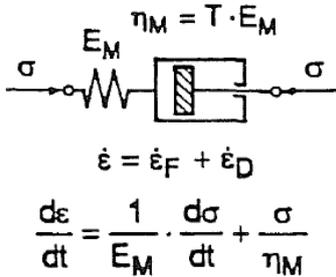
HOOKE



NEWTON



MAXWELL



◀ KELVIN

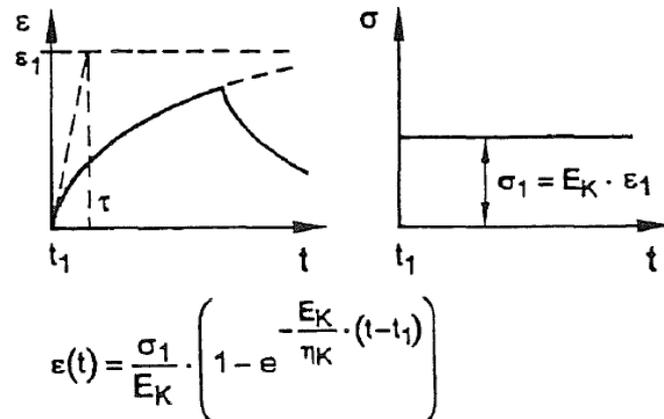
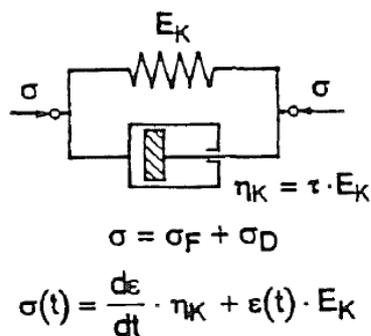


Abbildung 9: Rheologische Grundkörper [GUT 1999]

4.2 Wesentliche Einflussfaktoren für das Kriechen von Beton

Nachdem eingegrenzt ist, auf welche rheologischen Grundkörpern Betonmodelle zur Beschreibung des Kriechens beruhen, wird im nächsten Schritt recherchiert, welche Einflüsse neben der Betonzusammensetzung/-rezeptur für das Kriechen maßgeblich sind. Gemäß [BYF 1980] handelt sich dabei um

- Betonalter bei Belastung
- Belastungsdauer
- Temperatur
- Feuchtegehalt
- Spannungsniveau/Spannung

Der qualitative Einfluss dieser Faktoren auf das Kriechen wurde bereits früh erkannt und ist in Abbildung 10 aufgezeigt.

Wie bereits ausgeführt, wird davon ausgegangen, dass der Einfluss des Betonalters abgeklungen ist und konstant trockene klimatische Bedingungen (Raumklima) herrschen. Belastungsdauer, Temperatur und Spannungsniveau werden in die Betrachtungen einbezogen.

Während Belastungsdauer und Spannungsniveau im klassischen Betonbau berücksichtigt werden, wird bei erhärtetem Beton der Einfluss einer maßgeblichen Temperaturerhöhung zwar nicht bestritten, wurde aber – sieht man von der Hydratationswärmeentwicklung bei jungem Beton ab – nicht gezielt betrachtet. Ihr Einfluss ist deshalb Gegenstand der hier durchgeführten Betrachtungen, da sie insbesondere für den Abbau möglicher Zwangsspannungen von wesentlicher Bedeutung sein kann.

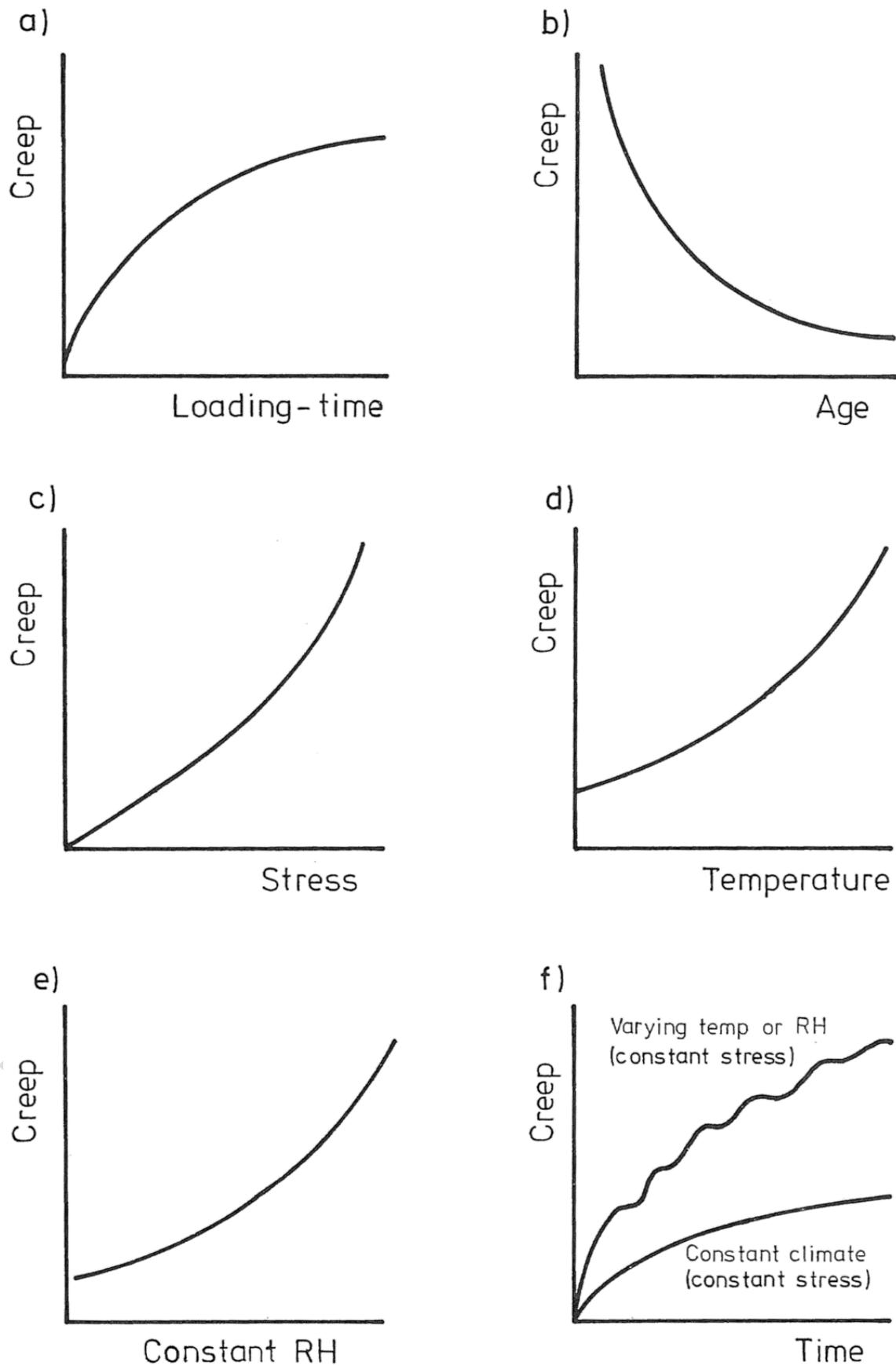


Abbildung 10: Relevante Einflussfaktoren für das Kriechen von Beton [BYF 1980]

5 Rezepturen ausgewählter Betone

Nachstehend sind die Rezepturen der Betone angegeben, die in die Betrachtung einbezogen werden sollen. Da Rezepturen mit Salzzuschlag einbezogen sind, hat dieses Salz Einfluss darauf, welche rheologischen Grundkörper aus Plausibilitätsgründen mindestens für die Beschreibung des viskosen Verhaltens der Betone einzubeziehen sind.

Die Bestandteile der Rezeptur „Sorelbeton A1“ sind Magnesiumoxid (MgO) als Bindemittel und Steinsalzgrus als Gesteinskörnung (Zuschlagstoff), die mit Magnesiumchlorid-Lösung (MgCl₂-Lösung) angemischt werden. Die Zusammensetzung der Rezeptur zeigt Tabelle 1.

Tabelle 1: Zusammensetzung der Rezeptur Sorelbeton A1 in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m³) bezogen auf eine Dichte von 1.940 kg/m³ ohne Berücksichtigung eines Luftporenanteils

	Massenanteile in Prozent [Ma.-%]	Kilogramm pro Kubikmeter [kg/m ³]
Magnesiumoxid	11,3	218
Steinsalzgrus	63,7	1.237
MgCl ₂ -Lösung	25,0	485
Summe	100,0	1.940

Als Magnesiumoxid MgO (kaustische Magnesia) kamen Produkte zum Einsatz, die technische Spezifikationen erfüllten. In [BFS 2009] sind chemische und physikalische Daten zusammengefasst.

Die Bestandteile der Rezeptur „Salzbeton TYP ASSE“ sind Hochofenzement als Bindemittel und Steinsalzgrus als Gesteinskörnung (Zuschlagstoff), die mit gesättigter Natriumchlorid-Lösung (NaCl-Lösung) angemischt werden. Die Zusammensetzung der Rezeptur zeigt Tabelle 2. Sie entsprechen einem Massenverhältnis von Lösung zu Zement von 0,55 und einem Wasser-Zement-Wert (W/Z-Wert) von 0,40. Die ursprüngliche Rezepturangabe basiert auf der Verwendung einer ungesättigten NaCl-Lösung mit einer Dichte von 1,17 g/cm³. Die Angaben wurden entsprechend der NaCl-Sättigung der Anmischlösung korrigiert.

Tabelle 2: Zusammensetzung der Rezeptur Salzbeton TYP ASSE in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m³)

	Massenanteile in Prozent [Ma.-%]	Kilogramm pro Kubikmeter [kg/m ³]
Hochofenzement	18,32	380
Steinsalzgrus	71,65	1.486
NaCl-Lösung	10,03	208
Summe	100,00	2.074

Hochofenzement ist ein CEM III/B 32,5 N-LH/HS/NA. [ENG 2011] fasst Angaben zur chemischen Zusammensetzung des Zements zusammen, die auf Normvorgaben und Analysedaten der Holcim (Deutschland) AG basieren.

Qualitativ werden auch Ergebnisse der Salzbetonrezeptur M2, die im Endlager für radioaktive Abfälle Morsleben verwendet wurde, in die Schlussfolgerungen einbezogen. Die Bestandteile der Rezeptur sind Zement CEM III/B 32,5 – NW/HS/NA, Steinkohlenflugasche (Filterasche), Steinsalzzuschlag und Wasser. Die Zusammensetzung des Salzbetons M2 zeigt Tabelle 3.

Tabelle 3: Zusammensetzung der Rezeptur Salzbeton M2 in Massenanteile in Prozent (Ma.-%) und Kilogramm pro Kubikmeter (kg/m³)

	Massenanteile in Prozent [Ma.-%]	Kilogramm pro Kubikmeter [kg/m³]
Zement	16,4	328
Steinkohlenflugasche	16,4	328
Steinsalzzuschlag	53,8	1.072
Wasser	13,4	267
Summe	100,0	1.995

Als Steinsalzzuschlag fanden Aufbereitungszustände des Kaliwerks Zielitz Verwendung. Der Salzbeton wurde mit Flotationsrückstand einer Kornverteilung zwischen 0 und 2 mm oder mit einer Mischung aus Flotations- und Heißlöserückstand im Verhältnis 70:30 hergestellt. Der Heißlöserückstand wies ein Größtkorn von 20 mm auf. Beim Salzbeton M2 handelt es sich in seiner Grundrezeptur um einen Beton mit einem W/(Z+F)-Wert von 0,41. Da die Aufbereitungsrückstände Feuchtigkeit von 2 bis 9 Massen% aufwiesen, war es erforderlich, den Wasseranteil der Rezeptur entsprechend zu korrigieren. In [DBE 2004b] sind chemische und physikalische Daten zusammengefasst.

6 Synthetischer Stoffmodellansatz

Wie den o.g. Rezepturen zu entnehmen ist, bestehen die Betonrezepturen zu einem großen Anteil aus Salzzuschlag. Aus diesem Grund wird das Stoffmodell von Salz in die Betrachtungen einbezogen. Exemplarische Untersuchungen an Probekörpern zeigen, dass auch nach vollständiger Entlastung eine relevante bleibende Verformung verbleibt. Deshalb wurde aus Plausibilitätsgründen ein Ansatz aus rheologischen Grundkörpern gewählt, der rheologische Grundkörper enthält, die Salz und Beton gemeinsam sind. Im Falle von Beton ohne Salzzuschlag können dann ggf. die rheologischen Grundkörper ausgeschaltet werden, die sich als salzspezifisch gezeigt haben.

Dabei bieten sich die Stoffmodelle von Salz an, die auf rheologischen Grundkörpern bestehen. So ist ein direkter Vergleich möglich, welche rheologischen Grundkörper jeweils für Beton und Salz verwendet werden [HAM 2010] sowie [GÜN 2009]. Es zeigt sich, dass die rheologischen Grundkörper für das Kriechen von Salz und Beton eine optisch sichtbare qualitative Übereinstimmung ausweisen, vgl. Abbildung 11 und Abbildung 13 sowie Abbildung 12 und Abbildung 4c. Dies gilt insbesondere, wenn beachtet wird, dass sich das bruchlose Kriechen von Salz ausschließlich auf den deviatorischen Anteil bezieht – jeweils gekennzeichnet durch den Schubmodul G im Kelvin- und im Maxwellanteil und charakterisiert durch $\varepsilon_{vol} = 0$. Der bruchlose volumetrische Anteil wird durch Hookesche Elastizität und damit für ε_{vol} durch den Kompressionsmodul K beschrieben. Aufgrund der Orthogonalität von deviatorischem und volumetrischem Anteil sind diese Anteile, obwohl als Reihenschaltung dargestellt, voneinander unabhängig, was bedeutet, dass nur die in Abbildung 11 umrandeten Anteile miteinander gekoppelt sind.

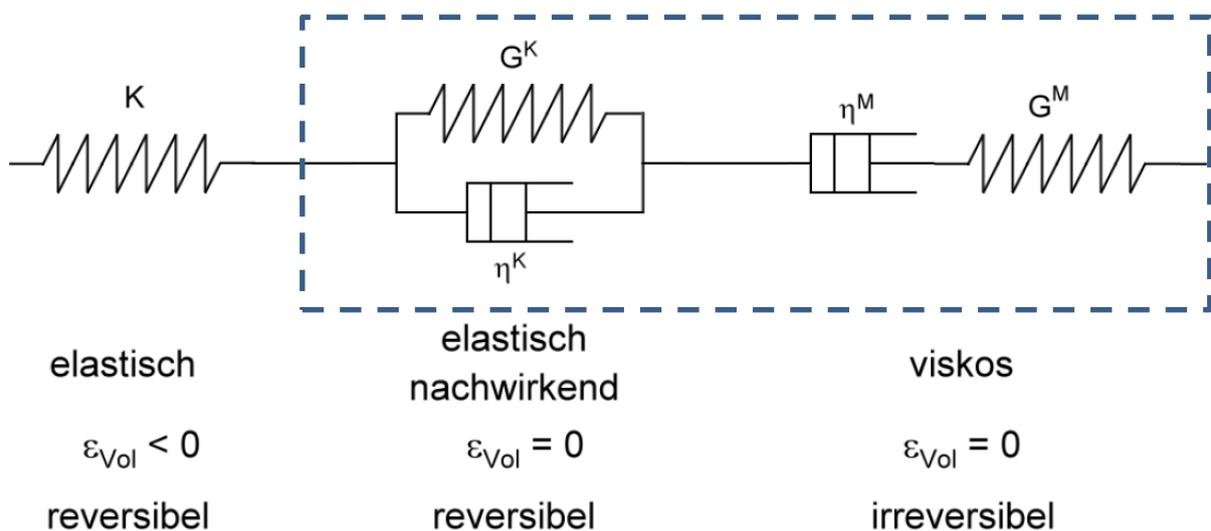


Abbildung 11: Reihenschaltung rheologischer Grundkörper zur Beschreibung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Salzgestein

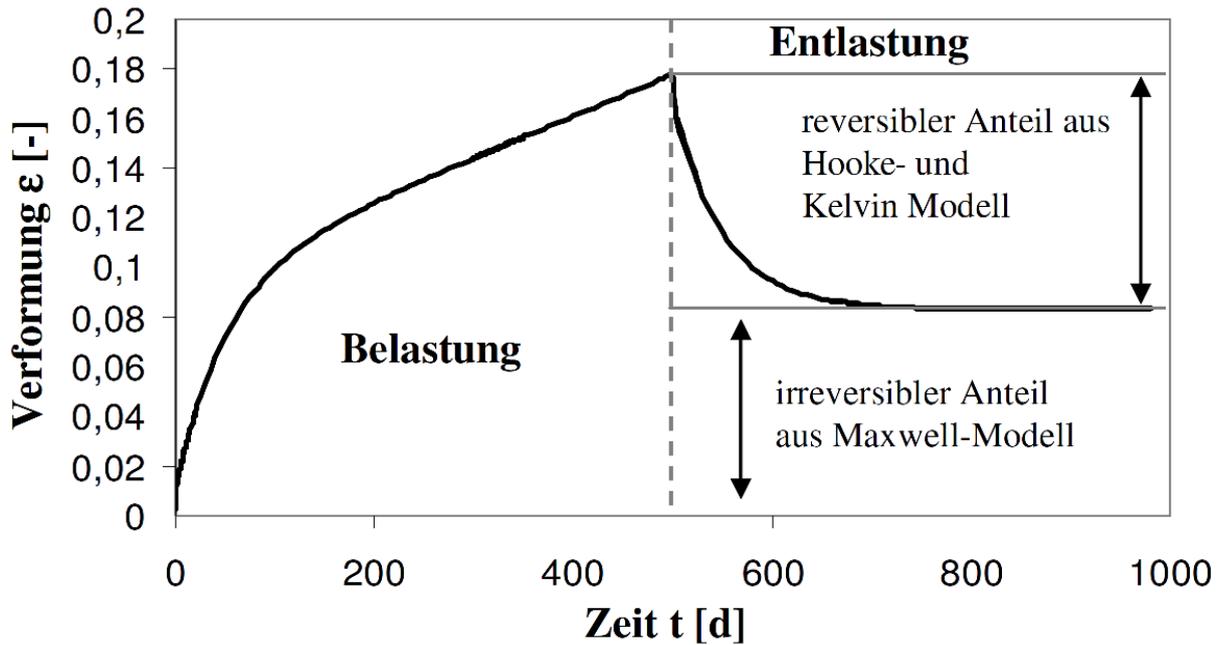


Abbildung 12: Exemplarische Darstellung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Salzgestein bei deviatorischer Belastung für die Reihenschaltung der rheologischen Grundkörper [GÜN 2009]

Im Falle des Betons wird klassischer Weise nicht zwischen dem deviatorischen und dem volumetrischen Anteil unterschieden, was durch die Nutzung des Elastizitätsmoduls E für den Maxwellanteil und E_K für den Kelvinanteil deutlich wird, vgl. Abbildung 13. Dies ist darin begründet, dass für die Ingenieurmodelle in Praxis keine 3-dimensionalen Stoffmodellformulierungen für Beton benötigt werden.

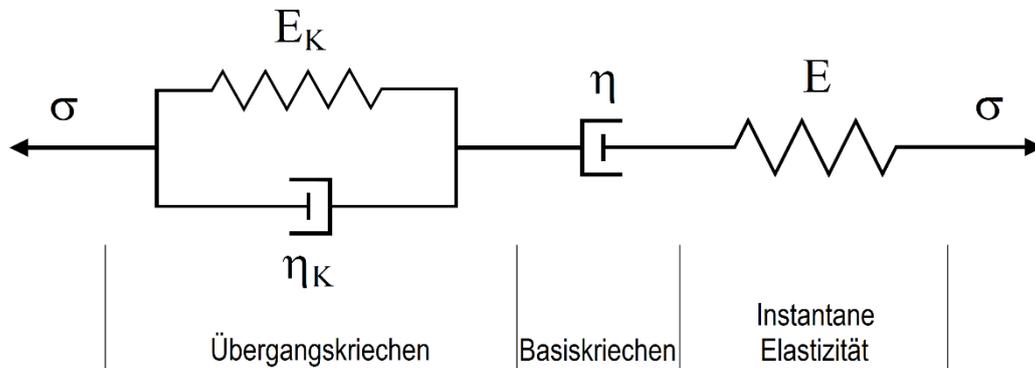


Abbildung 13: Aus rheologischen Grundkörpern zusammengesetztes Stoffmodell zur Beschreibung des bruchlosen Verformungsverhaltens von Beton – Beispiel für einen Ansatz für verzögert elastische Verformung und Fließen

Abbildung 13 und Abbildung 14 zeigen, dass zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Beton unterschiedliche Ansätze zur Anwendung kommen, wobei der grundsätzliche Unterschied darin liegt, dass eine Option viele rheologische Grundkörper mit jeweils linearen Eigenschaften – parallel als Maxwellkette wie in Abbildung 14 dargestellt oder als Kelvin-Voigt-Kette in Reihe

geschaltet – enthält und die andere einfache Modelle enthält, wobei den Feder- und Dämpferelementen nichtlineare Eigenschaften zuordnet werden. Diese Entscheidung ist im Hinblick auf die weitere Vorgehensweise zu treffen.

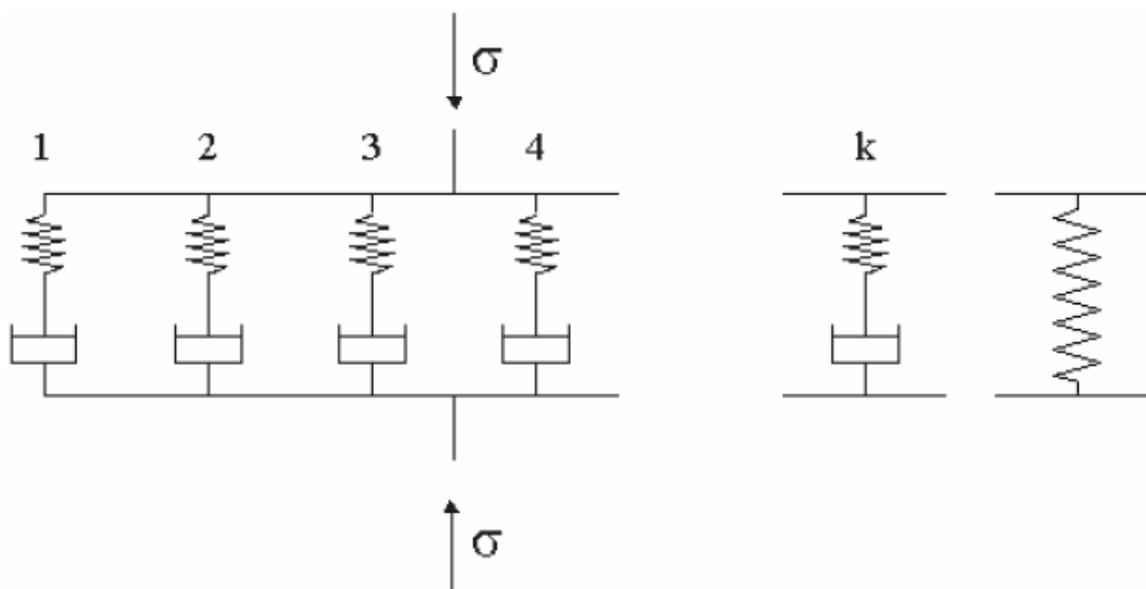


Abbildung 14: Parallelschaltung rheologischer Grundkörper zur Beschreibung eines Stoffmodells für das viskoelastische Verhaltens von Beton (Maxwellkettenmodell) [BFS 2007]

Aufgrund des hohen Salzanteils in den Betonrezepturen wurde angenommen, dass das Verformungsverhalten vom Salz bzw. Salzgrus mitbestimmt wird und mit einem viskosen Kriechanteil reagiert. Allerdings zeigen unspezifische Untersuchungen an Salzbetonproben, dass ein Kriechanteil vorhanden ist, der verzögert elastisch reagiert und der im synthetischen Stoffmodellansatz dem Betonverhalten zugordnet wird. Er lässt sich dadurch anschaulich erklären, dass die Salzkörner von der Bindemittelmatrix aus Zement oder MgO ummantelt werden, die den Verbund zwischen den Salzkörnern herstellt. Deshalb ist offen, welche Verformungsanteile eher vom Salz(grus)verhalten und welche vom Betonverhalten dominiert werden. Deshalb wurde in Anlehnung an die Vorgehensweise für Salz (Abbildung 11) bzw. Salzgrus einem einfachen Modell entsprechend Abbildung 13 der Vorzug gegeben, verbunden mit der Option, diesem bei Bedarf nichtlineare Eigenschaften zuordnen zu müssen.

Es wurde somit eine einfache Reihenschaltung aus Maxwell- und Kelvinansatz, auch als Burgers-Modell bezeichnet, als Stoffmodellansatz für das Kriechen gewählt, der sich allerdings abweichend vom Salz sowohl auf den deviatorischen als auch auf den volumetrischen Anteil bezieht, vgl. Abbildung 13. Da er auf der Basis von Überlegungen gewählt wurde, wird er als synthetischer Stoffmodellansatz bezeichnet.

6.1 Modelltest: Fiktive Versuchsführung

Mit Hilfe einer fiktiven Versuchsführung, die lastgesteuerte und verformungsgesteuerte Phasen enthält, wurde überprüft, ob das synthetische Stoffmodell prinzipiell in der Lage ist, eine

adäquate Systemantwort auf die fiktive Versuchsführung zu erzeugen. Dieses war der Fall, wie sich Abbildung 15 entnehmen lässt.

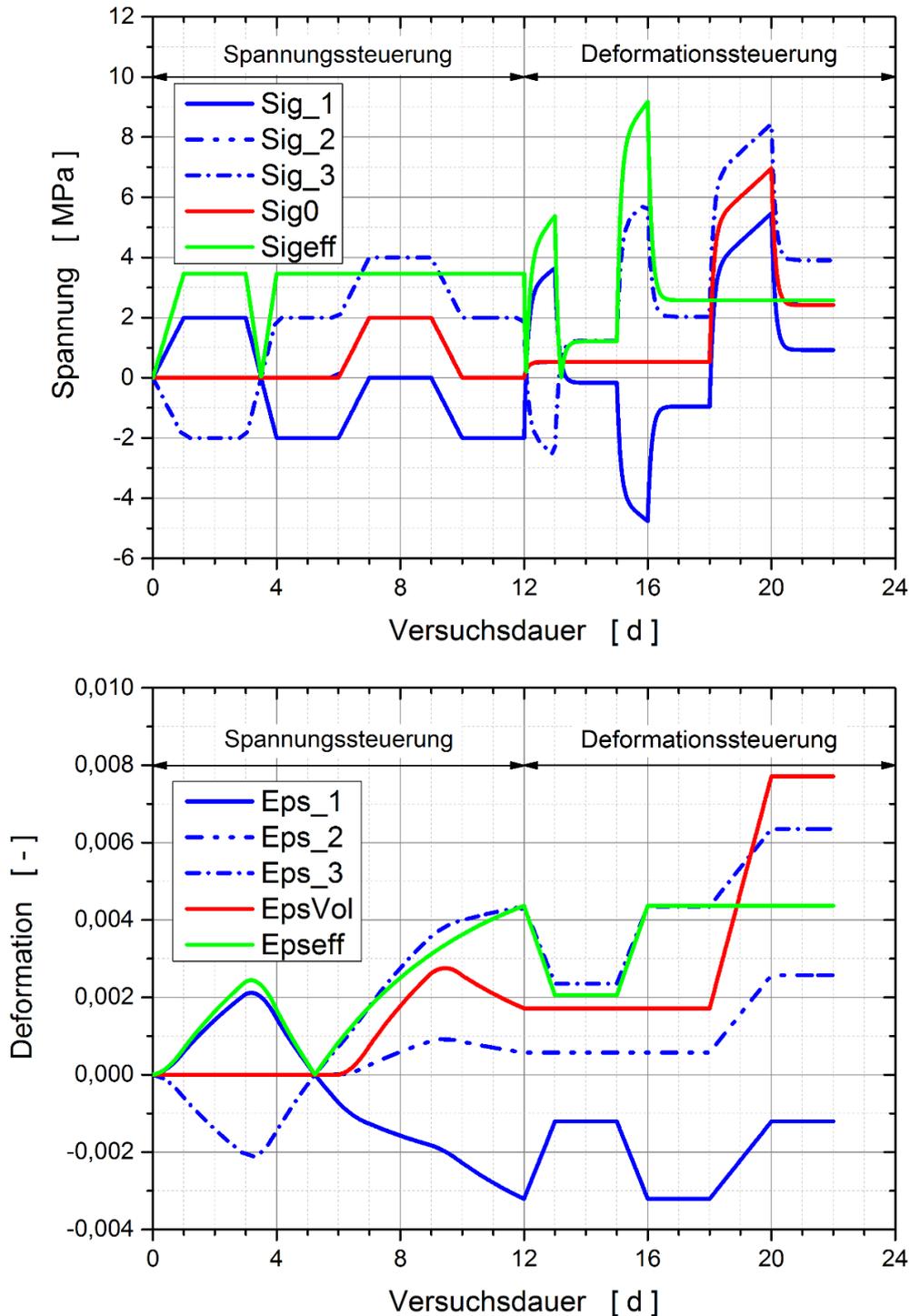


Abbildung 15: Fiktive Versuchsführung und Systemantwort – lastgesteuerte und verformungsgesteuerte Versuchsphasen

Eine Kopplung der volumetrischen und deviatorischen Spannungskomponenten im Maxwellelement wurde analog zu Salzgrus angenommen, d. h. deviatorische Spannungskomponenten beeinflussen das volumetrische Deformationsverhalten und volumetrische Spannungskomponenten das deviatorische Deformationsverhalten. Als Beispiel für eine solche Kopplung

kann der Kornverschiebungsanteil des Heińschen Stoffmodells für Salzgrus dienen, Glg. 7, das nachstehend aufgeföhrt ist, [HEI 1991]. Angemerkt sei, dass sich der Ansatz auf Spannungszustände im Druckbereich beschränkt.

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{vpl} = g h_3 (n \sigma_p + \sigma_q) \left(\frac{n}{3} \mathbf{I} + \frac{1}{\sigma_q} \mathbf{S} \right) \quad \text{Glg. 7}$$

mit

g :	Dissipationsfaktor
h_3 :	Porositätsabhängiger Materialparameter
n :	Dilatanzfaktor
σ_p, σ_q :	Invarianten des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$
	$\sigma_p = -\frac{1}{3} \mathbf{I} : \boldsymbol{\sigma} = -\frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})$ $\sigma_q = \sqrt{\mathbf{S} : \mathbf{S}} = \ \mathbf{S}\ _2$
\mathbf{S} :	Deviatorspannung
	$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} + \sigma_p \mathbf{I}$
\mathbf{I} :	Einheitstensor

Von dem Teilstoffmodell entsprechend Glg. 7 wurde der prinzipielle Aufbau und die in der Betontechnologie typische lineare Spannungs-Dehnungsabhängigkeit übernommen, Glg. 8. Abweichungen bestehen bei der Berücksichtigung von Porosität, Alterung und Spannungsraum. Im Gegensatz zu granularem Salz bleibt eine Porositätsabhängigkeit bei Beton unberücksichtigt, eine Alterung entsprechend des Hydratationsprozesses ist dagegen zu berücksichtigen, auch wenn dieser Einfluss im Rahmen dieses Projektes bei dem hier für die Versuche genutzten Probekörpern (Kapitel 1) nur eine untergeordnete Rolle spielt. Während die Kompaktion von granularem Salz typischerweise auf den Halbraum von Druckspannungen beschränkt wird, können Betone in Grenzen auch Zugspannungen aufnehmen, so dass hier der gesamte Spannungsraum zu betrachten ist. Der Ansatz ergibt sich wie folgt

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{vpl} = g (m |\sigma_0| + n \sigma_{vM}) \left(\frac{\text{sgn}(\sigma_0) m}{3} \mathbf{I} + \frac{3 n}{2 \sigma_{vM}} \mathbf{S} \right) \quad \text{Glg. 8}$$

mit

g :	Dissipationsfunktion
m, n :	Materialparameter
σ_0, σ_{vM} :	Invarianten des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$
	$\sigma_0 = \frac{1}{3} \mathbf{I} : \boldsymbol{\sigma}$ $\sigma_{vM} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}}$

Angemerkt sei, dass der Ansatz in dieser allgemeinen Form durch die Parameter g, m, n überbestimmt ist. Je nach Zielrichtung wird während der Parameterbestimmung von m, n ein oder beide Parameter vorgegeben.

6.2 Thermische Aktivierung und thermische Expansion

Ziel des Vorhabens, wie eingangs beschrieben, war es, den Ansatz zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Beton neben dem bereits beschriebenen Anteil für die thermische Expansion, charakterisiert durch den thermischen Expansionskoeffizienten für Beton auch um einen thermischen Aktivierungsterm im viskosen Verhalten zu erweitern. Gewählt wird ein multiplikativer Ansatz nach Arrhenius $Ae^{-Q/(RT)}$, der sich für Salz bzw. Salzgrus als gültig erwiesen hat, siehe z. B. [GRS 2020], und in [GUT 1999] bereits für Beton genannt wurde. Er wurde sowohl für das Maxwellelement als auch für das Kelvinelement angesetzt, siehe Abbildung 16. Weiterhin wurde für den Kelvinkörper eine eigene Querkontraktionszahl eingeführt, da sich mit der Modellvorstellung der Reihenschaltung der rheologischen Grundkörper eine einheitliche Querkontraktionszahl nicht begründen lässt.

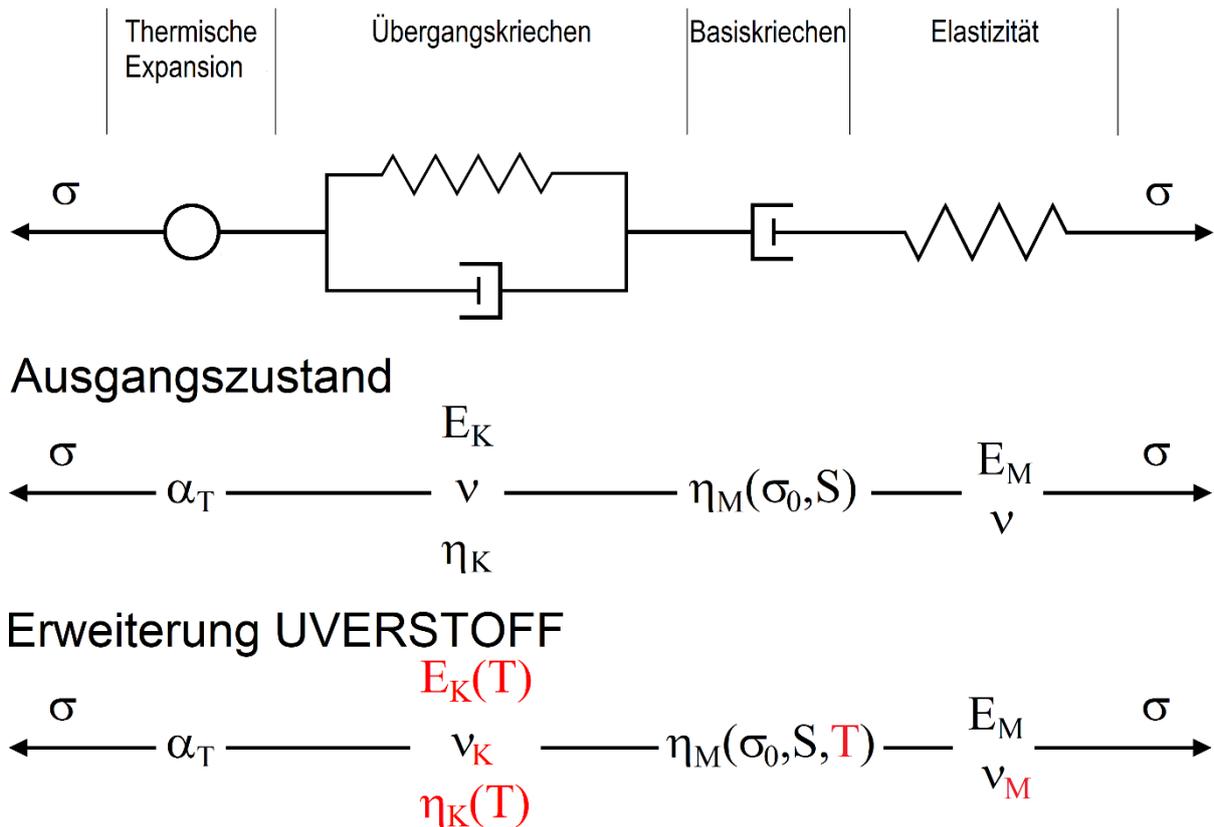


Abbildung 16: Erweiterung des Stoffmodells für das bruchlose Verformungsverhalten von Beton zur Erfassung thermischer Einflüsse

7 Experimentelle Datenbasis

7.1 Verfügbares Probenmaterial

Wie bereits erläutert, sollte für die experimentellen Untersuchungen des Temperatureinflusses nur Belastungsdauer und Spannungsniveau einbezogen werden. Der Einfluss des Betonalters sollte eliminiert werden. Deshalb sollte für die experimentellen Untersuchungen möglichst altes Probenmaterial verwendet werden.

Für den Sorelbeton A1 standen Probekörper zur Verfügung, die im Zusammenhang mit begleitenden Versuchen (Laborproben) zu den Strömungsbarrieren in der Asse erstellt worden waren. Dazu wird z.B. während der Betonage der jeweiligen Strömungsbarriere Baustoffsusension dem Verfüllstrom entnommen und in KG-Rohre gegossen. Die KG-Rohre werden anschließend mit Deckeln versehen, siehe Abbildung 17. Nach der gewünschten Aushärtezeit der Probekörper werden diese ausgeschalt, auf die erforderliche Länge gekürzt, ggf. nachbearbeitet und für die Prüfung genutzt.



Abbildung 17: Beispiele für Laborproben aus Sorelbeton A1

Für den Salzbeton TYP ASSE kam Bohrkernmaterial aus dem Asse-Vordamm zum Einsatz, Abbildung 18. Der Asse-Vordamm war Bestandteil eines in situ Großversuchs in der Asse, [GLÄ 2005], [GRS 2016]. Die Betonage des Asse-Vordamms wurde vom November 1991 bis Januar 1992 durchgeführt.

Wie in [GRS 2016] beschrieben, gab es aufgrund von Schwierigkeiten mit den Probekörpern für den Salzbeton TYP ASSE nur wenige verwertbare Versuchsergebnisse. In diesem Fall erfolgt ein Einbezug der Ergebnisse in die Diskussion, da sie eine weitergehende Betrachtung nicht zulassen.

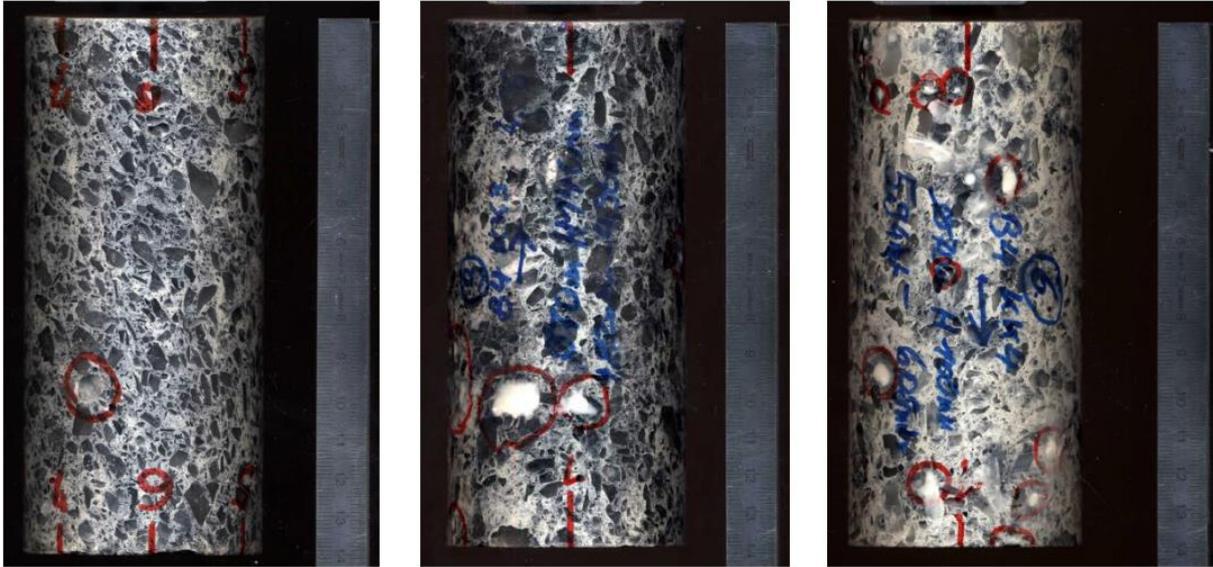


Abbildung 18: Beispiele für Probekörper aus Bohrkern B4 - Salzbeton TYP ASSE [GRS 2016]

Vom Salzbeton M2 war kein altes Probenmaterial verfügbar. In Abbildung 19 ist beispielhaft Bohrkernmaterial Salzbeton M2 abgebildet, das aus einem in situ Freifallversuch stammt. Es standen jedoch Versuchsergebnisse der BGR und des IfG zur Verfügung, die seinerzeit in Versuchen mit alten Proben gewonnen wurden. Es handelt sich dabei um Kriech- und Relaxationsversuche, eine Variation der Temperatur fand nicht statt. Sie werden deshalb nicht direkt genutzt, jedoch in die Diskussion einbezogen.



Abbildung 19: Bohrkernmaterial Salzbeton M2 – in situ Freifallversuch [PRE 2002]

Der Fokus der hier durchgeführten Betrachtungen wurde auf den Sorelbeton A1 gelegt, der experimentell von GRS umfassend bearbeitet wurde. Die Motivation dafür ist, dass der Sorelbeton zunehmend in den Vordergrund rückte, da sich MgO-Betone als die langzeitstabileren Betone im salinaren Milieu herausstellten [FRE 2019].

Für die alternativen Sorelbetonrezepturen C3 und D4 (MB10), die als Ortbetonrezepturen im Rahmen der FuE-Vorhaben CARLA [KNO 2010] und ELSA II [KUD 2021] betrachtet wurden, liegt keine ausreichende Datenbasis für die in diesem FuE-Vorhaben bearbeitete Fragestellung vor. Sie werden jedoch in die Diskussion ebenfalls einbezogen.

7.2 Experimentelle Datenbasis Sorelbeton A1

Für den Sorelbeton A1 standen bislang keine Versuche mit thermisch variierender Belastung und hohem Betonalter zur Verfügung. Deshalb wurden bei der GRS zwei triaxiale Druckversuche mit thermischer Belastung – Versuch 1071 (71) und Versuch 1072 (72) – als Doppelmessung durchgeführt und die Versuchsergebnisse für dieses Projekt zur Verfügung gestellt. Es handelt sich um zwei Kriechversuche mit Temperatursprung an Material mit hohem Betonalter. Bei den triaxialen Druckversuchen überwog die deviatorische Komponente, vgl. Abbildung 20 und Abbildung 21. Angemerkt sei, dass die in Abbildung 21 dargestellten Raten genauso wie die Ratendarstellung in noch folgenden Abbildungen das Ergebnis einer funktionalen Zeitreihenanpassung an die Messdaten sind mit anschließender analytischer Differentiation. Die Daten der Versuchsführung finden sich in Tabelle 4.

Herauszuheben ist die sehr gute Übereinstimmung in den Parametern der Versuchssteuerung zwischen den beiden Versuchen. Ein Unterschied besteht in einer zeitlichen Differenz von ca. 8 d bei der Dauer der ersten Kriechphase und von ca. 17 d bei der zweiten Kriechphase, Tabelle 4. Die experimentellen Ergebnisse beider Versuche zeigen vergleichbares Ergebnis

- bei mechanischer Lastaufbringung (elastisches Verhalten)
- bei thermischer Expansion
- im Kriechverhalten während der kühleren ersten Kriechphase

aber abweichende Deformationsraten in der wärmeren zweiten Kriechphase mit unterschiedlicher Charakteristik in der Deformationsrate, vgl. ebenfalls Abbildung 20 und Abbildung 21.

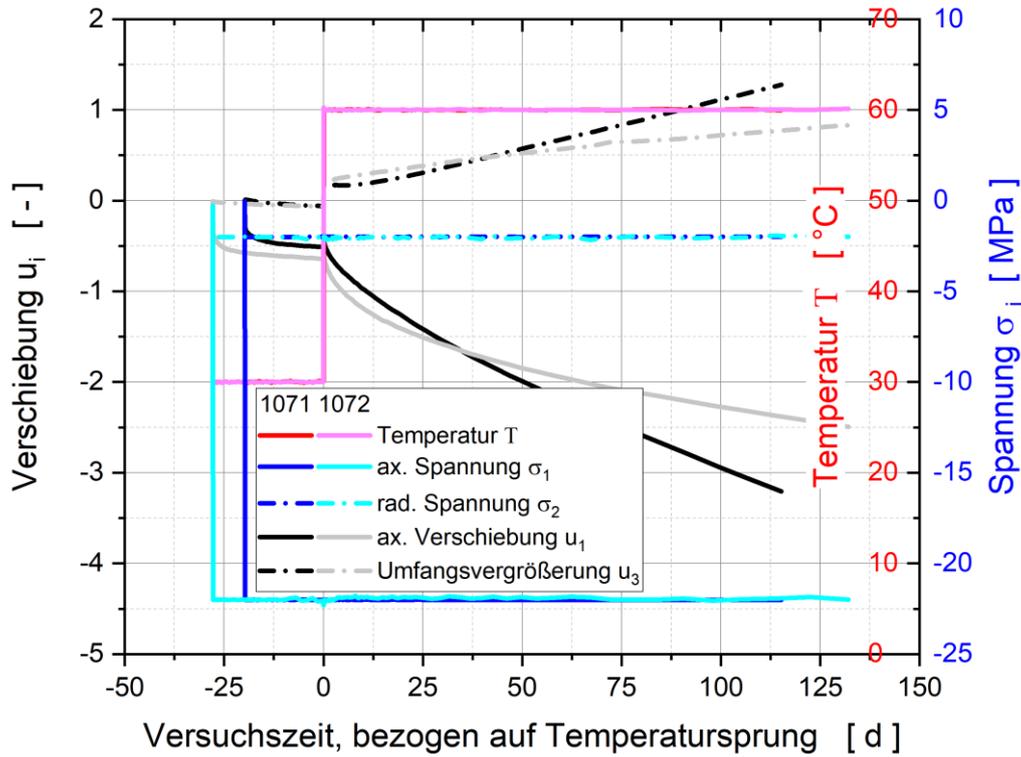


Abbildung 20: Laborversuche 1071 und 1072 - Axialverschiebung u_1 und Umfangsänderung u_3 als Funktion der auf den Temperatursprung bezogenen Zeit zusammen mit den mechanischen und thermischen Beanspruchungsstufen (σ_1 : Axialspannung, σ_2 : Radialspannung)

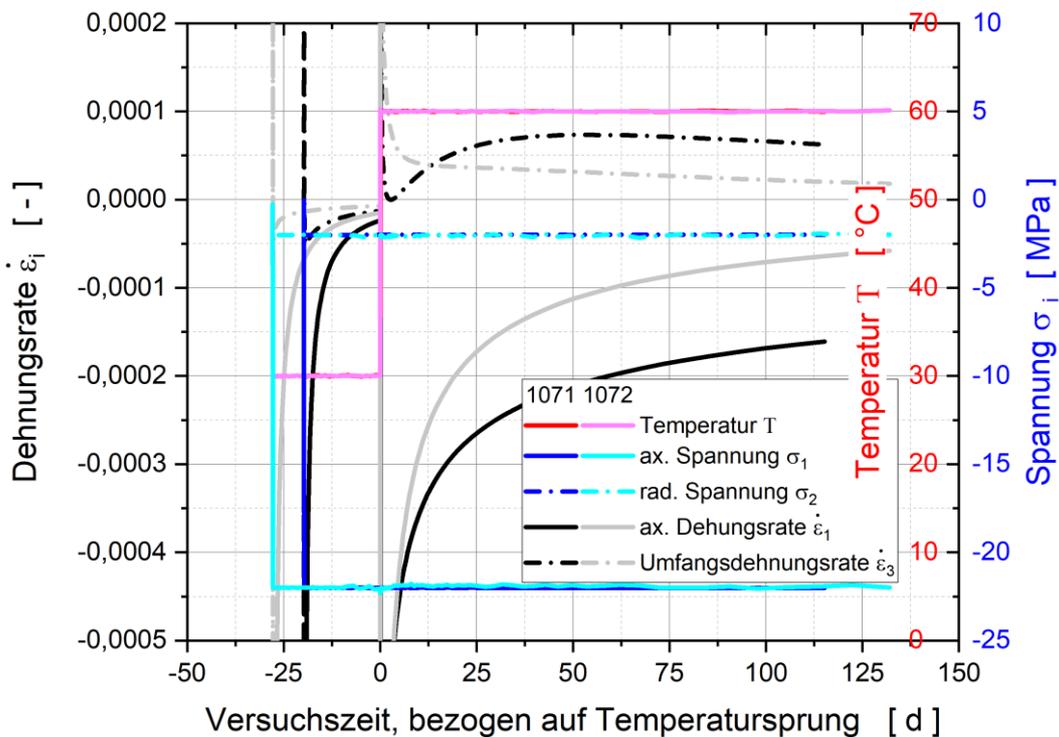


Abbildung 21: Laborversuche 1071 und 1072 - Dehnrate in axialer Richtung $\dot{\epsilon}_1$ und in Umfangsrichtung $\dot{\epsilon}_3$ als Funktion der auf den Temperatursprung bezogenen Zeit zusammen mit den mechanischen und thermischen Beanspruchungsstufen (σ_1 : Axialspannung, σ_2 : Radialspannung)

Bei der Beurteilung des Kriechverhaltens ist die Endlichkeit des Prozesses von Bedeutung. Das zeitlich unterschiedliche Verhalten von Maxwell- und Kelvinlement wird anhand des charakteristischen Verhaltens der rheologischen Grundkörper in Abbildung 9 deutlich. Maßgebend ist bei der Anwendung auf die Versuchskonfiguration die Systemantwort bei konstanter Spannungsbeaufschlagung. Abgesehen von einer eher mathematisch orientierten Parameterwahl beschreibt das Verhalten des Maxwellelementes einen sehr lang anhaltenden Kriechprozess mit geringer Veränderung in der Deformationsrate, während es sich bei dem Kelvinlement eher um einen zeitlich begrenzten Prozess handelt, wobei die zeitliche Begrenzung durch den zugrundeliegenden physikalischen Prozess terminiert ist. Die voranstehenden Abbildungen haben bereits gezeigt, dass die Dauer dieses Prozesses durchaus im Bereich von Wochen liegen kann.

Tabelle 4: Vergleich der Daten zur Versuchsführung für die Laborversuche 1071 und 1072

Versuchssteuerung			1071	1072
Axialspannung während der beiden Kriechphase	σ_1	MPa	-22,01	-21,93
Zeitdauer der Laststeigerung auf σ_1	t_{σ_1}	h	2,01	1,57
Umfangsspannung während der beiden Laststufen	σ_3	MPa	-2,00	-2,03
Zeitdauer der Laststeigerung auf σ_3	t_{σ_3}	h	0,53	0,53
Temperatur in Kriechphase 1	T_1	°C	30,00	30,00
Temperatur in Kriechphase 2	T_2	°C	60,00	60,00
Endzeitpunkt von Kriechphase 1	$t_{2,T1}$	d	19,84	27,83
Anfangszeitpunkt von Kriechphase 2	$t_{1,T2}$	d	19,92	27,92
Zeitdauer für Temperaturänderung	Δt	h	2,00	2,00
Zeitdauer der ersten Laststufe	Δt_{T1}	d	19,76	27,75
Zeitdauer der zweiten Laststufe	Δt_{T2}	d	115,08	132,04
Versuchsergebnisse				
Zeitbereich der Laststeigerung σ_3 : $t_0 - t_{\sigma_3}$				
Axialdehnung zum ZP (t_{σ_3})	ε_1	-	-1,35E-3	-1,36E-3
Umfangsdehnung zum ZP (t_{σ_3})	ε_3	-	-4,33E-5	-1,47E-4
Axialspannung zum ZP (t_{σ_3})	σ_1	MPa	-5,80	-5,85
Zeitbereich der weiteren Laststeigerung σ_1 : $t_{\sigma_3} - t_{\sigma_1}$				
Inkrement der Axialdehnung	$\Delta\varepsilon_1$	-	-1,50E-3	-1,81E-3
Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta\varepsilon_3$	-	-9,80E-5	-7,52E-5
Zeitbereich der Temperaturerhöhung $t_{T1} - t_{T2}$				
Inkrement der Axialdehnung	$\Delta\varepsilon_1$	-	4,80E-4	-3,89E-4
Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta\varepsilon_3$	-	1,37E-3	1,49E-3

Die mit bis zu etwa 130 d längsten Versuchsphasen weisen die deviatorischen Versuche auf, Tabelle 4. Das gemessene Kriechverhalten innerhalb der einzelnen Phasen ist – bezogen auf

einen einheitlichen Anfangszeitpunkt - für diese beiden Versuche in Abbildung 22 dargestellt. Für die mit unter 30 d kurze erste Kriechphase wird der transiente Charakter bereits bei linearer Zeitachse deutlich, Abbildung 22a. Doch auch die fast eine Größenordnung länger dauernde zweite Laststufe weist bei logarithmischer Zeitdarstellung, Abbildung 22b, einen Prozess kontinuierlicher Abnahme der Kriechrate aus. Das ist insofern bemerkenswert, da diese Phase bei erhöhter Temperatur durchgeführt wurde und eine Temperaturerhöhung bei einigen Prozessen eine die Zeit skalierende Wirkung hat, vgl. Glg. 5. Geht man von der Annahme aus, dass dies auch für die Kriechrate zutrifft, wäre die Abnahme bei einer geringeren Temperatur wie z. B. in Phase 1 länger wirksam.

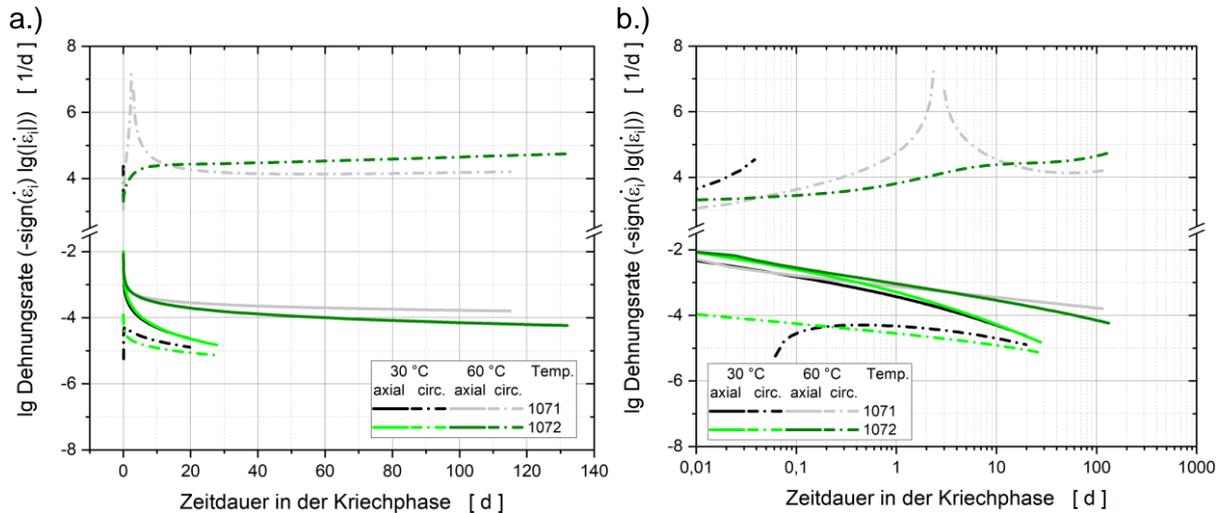


Abbildung 22: Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte axiale Dehnungsrate und Umfangsdehnungsrate a.) als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase, b.) als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase in logarithmischer Darstellung

Ausgehend von dem Stand des Stoffmodells gemäß Abbildung 13 erfolgte eine sukzessive Erweiterung, die im ersten Schritt die thermische Aktivierung des Maxwellanteils enthielt. Da sich dieses Modell aus dem Stoffmodell für Salzgrus ableitet, wurde für die thermische Aktivierung der Arrheniusansatz zu $crM \cdot e^{-Q_M/(RT)}$ gewählt mit der Aktivierungsenergie Q_M für den Maxwellterm und der allgemeinen Gaskonstanten R und der absoluten Temperatur T . Der konstante Vorfaktor crM stellt dementsprechend die „Stoßzahl“ dar, die analog zum Vorfaktor A steht, der für Salz die Kriechintensität beschreibt. Die Konstanten m und n sind für eine betontypische lineare Spannungsabhängigkeit des Kriechens zu 1 gewählt, was als gute Näherung gilt, z.B. [GUT 1999].

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el} + \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{th} + \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{vel} + \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{vpl} \quad \text{Glg. 9}$$

mit

- $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$: Verzerrungsrate
- $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el}$: Rate des elastischen Verzerrungstensors

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el} = \mathbb{C}^{-1} \dot{\boldsymbol{\sigma}}$$

- $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{th}$: Rate der thermischen Volumenänderung

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{th} = \alpha_T \dot{T} \mathbf{I}$$

- $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{vel}$: Rate des viskoelastischen Verzerrungstensors

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{vel} = \mathbb{D}^{-1} \boldsymbol{\sigma} - \mathbb{D}^{-1} \mathbb{C} \boldsymbol{\varepsilon}_{vel}$$

$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{vpl}$: Rate des viskoplastischen Verzerrungstensors

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{vpl} = crM e^{-\left(\frac{Q_M}{RT}\right)} F(\sigma_0, \sigma_{vM}) \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad ; F = m|\sigma_0| + n\sigma_{vM}$$

Zu Testzwecken wurden Variantenberechnungen durchgeführt. Diese dienten als numerische Tests für die Implementierung indem die einzelnen Terme sukzessive zugeschaltet wurden. So ist für die Berechnungsvarianten V0.0 und V0.1 gemäß Tabelle 5 nur der Maxwellanteil aktiv, was daran erkennbar ist, dass die Parameter für den Kelvinanteil zu Null gesetzt sind. In einem weiteren Schritt erfolgte die Berücksichtigung des Kelvinanteils mit thermischer Aktivierung mittels Arrheniusfunktion $Ae^{-Q_K/(RT)}$ - Berechnungsvarianten V1 bis V7 in Tabelle 5 - sowie als weitere Modifikation die Einführung einer separaten Querkontraktionszahl für den Kelvinanteil - Berechnungsvarianten V8 bis V11 in Tabelle 5. In all diesen Varianten blieben der thermische Ausdehnungskoeffizient α_T , der Elastizitätsmodul E_{ce}^M , die Querkontraktionszahl ν^M , die Aktivierungsenergie des Maxwellkriechens Q^M unverändert.

Mittels der numerischen Tests wurde geprüft, ob die Terme entsprechend unabhängig reagieren bzw. sich bei Parametervariation wie erwartet verhalten. So wurde z. B. in Variante V1 der Kelvinanteil durch Parameterwahl unterdrückt und später in V2 zugeschaltet, der Faktor 10 in dem Kelvinanteil der Verformungen wird korrekt erfasst. Die Ergebnisse der Testrechnungen für den Laborversuch 1071 sind in den Abbildung 23 bis Abbildung 25 dargestellt. Die Gegenüberstellung mit den Ergebnissen der Laborversuche erfolgte einerseits um eine korrekte Größenordnung der Parameterwahl sicherzustellen und weiterhin um zu prüfen, ob das Modell in der Lage ist, das qualitative Verhalten der Laborversuche abzubilden.

Aus Abbildung 23 bis Abbildung 25 lässt sich schlussfolgern, dass generell ein zu steifes Systemverhalten abgebildet wird. Weiterhin zeigt sich im Versuch 1071 in der zweiten Versuchsphase ein abweichendes qualitatives Verhalten – einen abweichenden Trend - in der Umfangsdehnung u_3 , vgl. Abbildung 24. Dieser unterschiedliche Trend in der zweiten Versuchsphase zeigte sich aber wie bereits erwähnt schon in den Laborversuchen, wie beim Vergleich der Umfangsdehnungen u_3 deutlich wird, siehe Abbildung 20.

Da weder Überlegungen noch die Auseinandersetzung mit den Ergebnissen der numerischen Berechnungen eine Entscheidung darüber zuließen, welcher Trend einem bruchlosen Verhalten korrekterweise zugrunde zu legen ist, wurden seitens der GRS ergänzende Laborversuche durchgeführt.

Tabelle 5: Verwendete Parametersätze für die Berechnungsvarianten V0.0 Bis V11

Var.	Eingangswerte					Kontroll- und Ausgangswerte				
	ν^M	crM	ν^K	G^K	η^K	Q^K	τ^K	E^K	ε_{ax}^K	ε_{ϕ}^K
	-		-	GPa	GPa d	kJ/mol	d	GPa	-	-
V0.0	0,24	2,25	0,24	0	0	0	0	0	0	0
V0.1	0,24	2,25	0,24	0	0	0	0	0	0	0
V1	0,24	2,25	0,24	100	3000	20	30	248	-8,48E-5	1,52E-5
V2	0,24	2,25	0,24	10	30	20	3	25	-8,48E-4	1,52E-4
V3	0,24	2,25	0,24	1	30	20	30	25	-8,48E-3	1,52E-3
V4	0,24	2,25	0,24	5	30	20	6	12	-1,70E-3	3,03E-4
V5	0,24	2,25	0,24	5	300	20	60	12	-1,70E-3	3,03E-4
V6	0,04	2,25	0,04	5	300	20	60	10	-2,10E-3	-1,00E-4
V7	0,04	2,25	0,04	5	30	20	6	10	-2,10E-3	-1,00E-4
V8	0,24	2,25	0,04	5	300	20	60	10	-2,10E-3	-1,00E-4
V9	0,24	2,25	0,04	5	75	20	15	10	-2,10E-3	-1,00E-4
V10	0,24	2,25	0,12	3	75	20	25	7	-3,20E-3	1,31E-4
V11	0,24	2,55	0,12	326	5417	20	16,6	729	-2,95E-5	1,21E-6

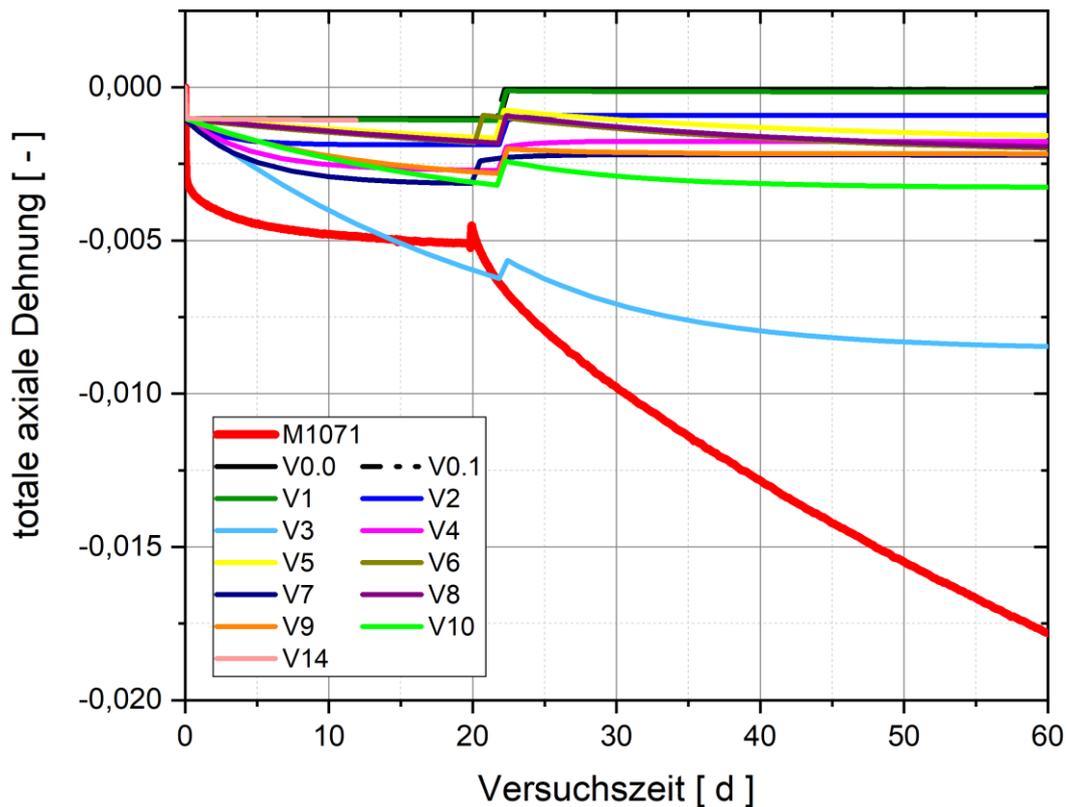


Abbildung 23: Laborversuch 1071 - Gemessene Axialdehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11

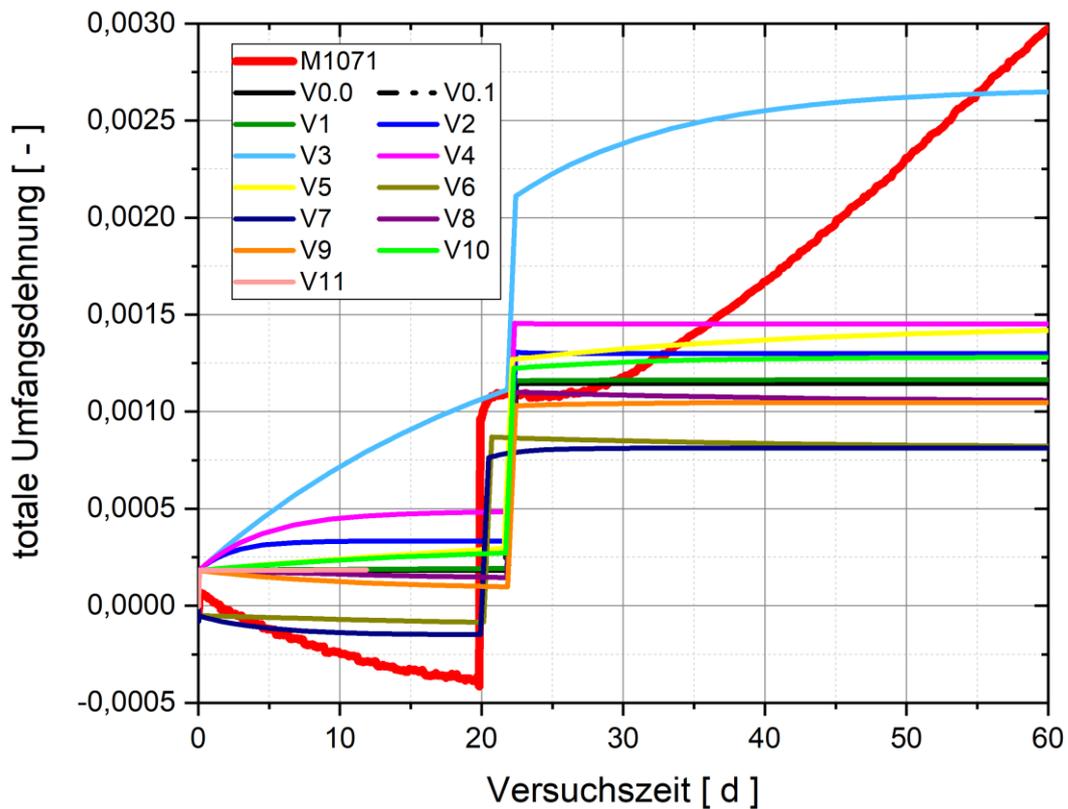


Abbildung 24: Laborversuch 1071 - Gemessene Umfangsdehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11

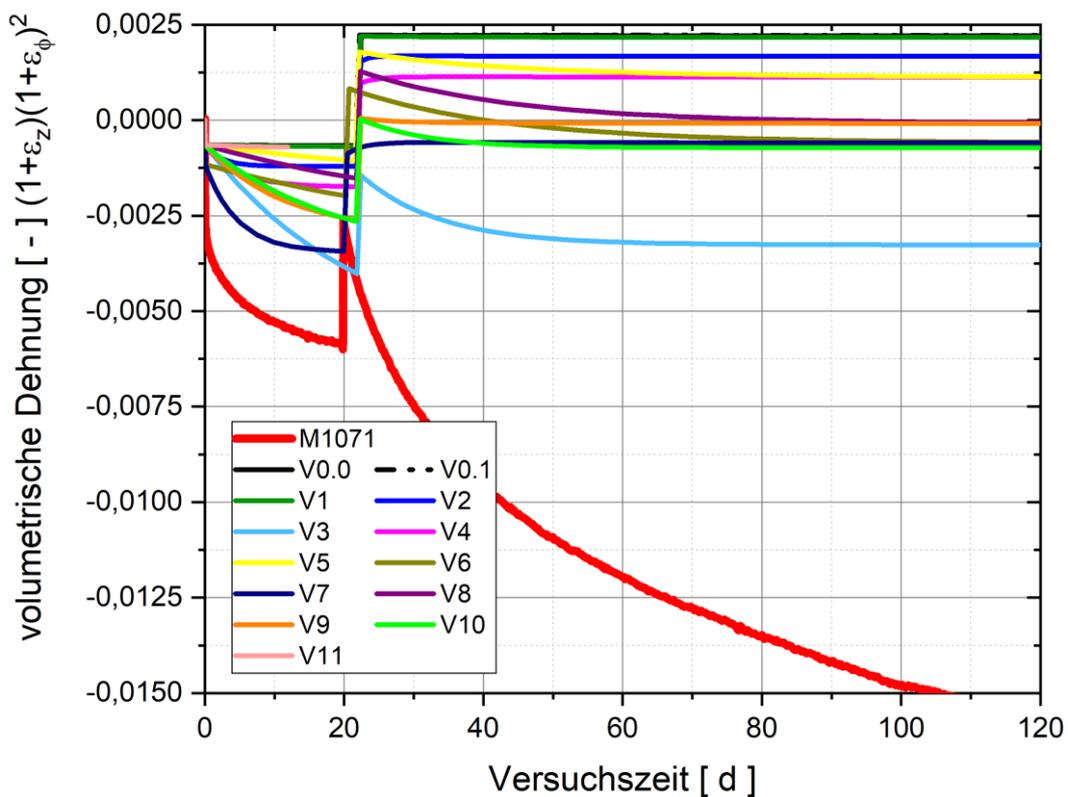


Abbildung 25: Laborversuch 1071 - Gemessene Volumendehnung als Funktion der Zeit im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnungsvarianten V0.0 bis V11

Für die Betrachtungen zum Stoffmodell wurde von der Annahme ausgegangen, dass der isotrope und der deviatorische Anteil der äußeren Spannung das langzeitliche Deformationsverhalten im gleichen Maße beeinflussen. Dementsprechend wurden die Parameter m und n jeweils zu 1 gesetzt.

7.3 Erweiterung und Neuaufbereitung der experimentellen Datenbasis

Bei der Erweiterung der Versuchsbasis lag der Fokus der mechanischen Seite auf dem isotropen Spannungsanteil und der der thermischen Seite auf dem Einfluss einer deutlich erhöhten Temperatur, d.h. es wurde eine zusätzliche Temperaturstufe von 90 °C ergänzt. Wie bei den beiden vorangegangenen Versuchen, Kapitel 6.2, wurden bei der GRS zwei triaxiale Druckversuche mit thermischer Belastung – Versuch 190704 (19) und Versuch 200108 (20) – als Doppelmessung durchgeführt und die Versuchsergebnisse für dieses Projekt zur Verfügung gestellt. Auch diese Versuche wurden an Material mit hohem Betonalter durchgeführt. Aus Abbildung 26 und Abbildung 27 lässt sich der isotrope Charakter der triaxialen Druckversuche entnehmen. Die Daten der Versuchsführung finden sich in Tabelle 6.

Herauszuheben ist wiederum die sehr gute Übereinstimmung in den Parametern der Versuchssteuerung zwischen den beiden Versuchen. Unterschiede existieren an zwei Stellen, der dritten und der siebten Kriechphase, Tabelle 6. Die Laststeigerung zu Beginn der dritten Kriechphase erfolgt in 19.3 in einem nahezu isotropen Prozess, während sie im Versuch 20 über zwei deviatorische Laststeigerungen – Kriechphase 20.3a und 20.3 – erfolgt, vgl. Tabelle 6. In 20.3a erfolgt zunächst die Laständerung in axialer Richtung und im Anschluss an eine kurze, etwa eintägigen Kriechphase in 20.3 in radialer Richtung, Tabelle 6. Eine abschließende Kriechphase auf einem mechanisch stark entlasteten Niveau existiert mit 19.7 nur in einem Versuch, Versuch 20 endet unmittelbar mit der mechanischen Entlastung, Abbildung 27 bzw. Abbildung 28.

Die experimentellen Ergebnisse beider Versuche zeigen überwiegend vergleichbare Ergebnisse im instantanen Verhalten - bei mechanischer Lastaufbringung, dem elastischen Verhalten, und bei Temperaturänderung. Beim Vergleich der Kriechphasen zeigt sich in einzelnen Kriechphasen ein übereinstimmendes Verhalten während in anderen Kriechphasen Unterschiede auftreten, siehe z. B. die Kriechphasen in den Laststufen 1 bis 3 im Vergleich zu den Laststufen 4 und 5. Das wird auch in der unterschiedlichen Kurvenform der Abnahme der Kriechrate zu Beginn einer jeweiligen Laststufe deutlich, Abbildung 27 bzw. Abbildung 28, und wenn das Verhältnis aus axialer Kriechrate und Umfangskriechrate verglichen wird, Abbildung 29. Wie in Abbildung 29 dargestellt ist, bestehen die Unterschiede nicht nur im Wert der Verhältnisgröße wie z. B. bei Phase 4 (Versuchszeit 28 d bis 42 d), sondern auch hier wieder in der Ausprägung der einzelnen Kriechphasen, z. B. dem Übergang bei Phase 2 (Versuchszeit 7 d bis 14 d).

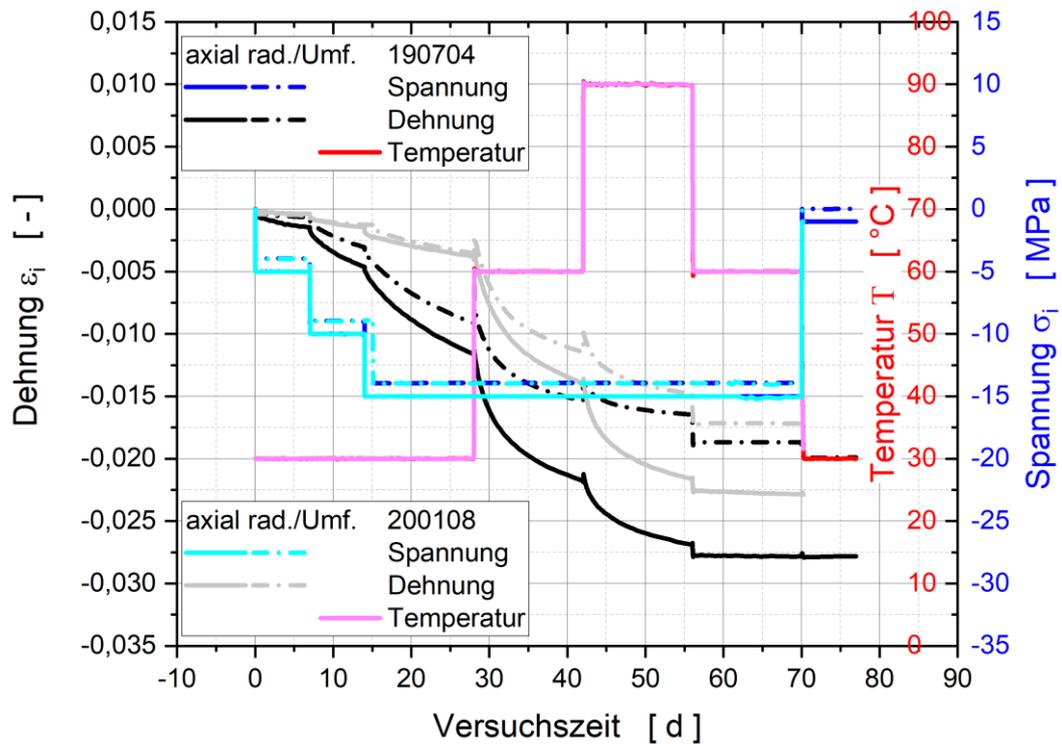


Abbildung 26: Laborversuche 190704 und 200108 – Axiale und radiale Dehnung als Funktion der Zeit

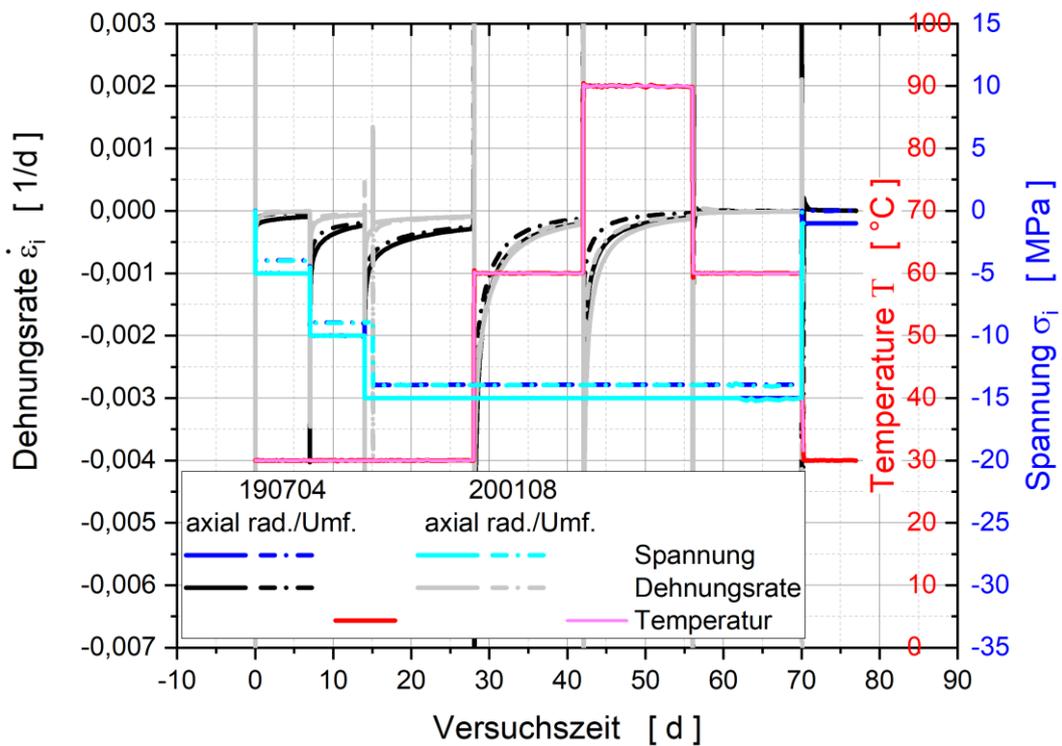


Abbildung 27: Laborversuche 190704 und 200108 – Axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit

Tabelle 6: Vergleich der Daten zur Versuchsführung für die Laborversuche 190704 und 200108

Stufe	Versuchssteuerung			190704	200108
.1	Erste Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^1	MPa	-5,00	-5,00
	Umfangsspannung	σ_3^1	MPa	-3,97	-3,98
	Temperatur	T^1	°C	30,00	30,00
	Zeitdauer der Laständerung auf σ_i^1	$\Delta t^{1,\Delta\sigma}$	h	0,50	0,50
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^1	d	6,98	6,98
.2	Zweite Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^2	MPa	-10,01	-10,01
	Umfangsspannung	σ_3^2	MPa	-8,96	-8,97
	Temperatur	T^2	°C	30,00	30,00
	Zeitdauer der Laständerung von σ_i^1 auf σ_i^2	$\Delta t^{2,\Delta\sigma}$	h	0,67	0,67
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^2	d	6,98	6,97
.3a	Deviatorische Lastvorstufe				
	Axialspannung	σ_1^{3a}	MPa	-	-15,00
	Umfangsspannung	σ_3^{3a}	MPa	-	-8,94
	Temperatur	T^{3a}	°C	-	30,00
	Zeitdauer der Laständerung von σ_i^2 auf σ_i^{3a}	$\Delta t^{3a,\Delta\sigma}$	h	-	0,67
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^{3a}	d	-	1,06
.3	Dritte Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^3	MPa	-15,01	-15,00
	Umfangsspannung	σ_3^3	MPa	-13,94	-13,97
	Temperatur	T^3	°C	30,00	30,00
	Zeitdauer der Laständerung von σ_i^2 bzw. σ_i^{3a} auf σ_i^3	$\Delta t^{3,\Delta\sigma}$	h	0,67	0,67
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^3	d	13,97	12,89
.4	Vierte Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^4	MPa	-15,00	-15,00
	Umfangsspannung	σ_3^4	MPa	-13,94	-13,96
	Temperatur	T^4	°C	60,00	60,00
	Zeitdauer der Laständerung von T^3 auf T^4	$\Delta t^{4,\Delta T}$	h	1,67	1,00
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^4	d	13,93	13,95
.5	Fünfte Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^5	MPa	-15,01	-15,00
	Umfangsspannung	σ_3^5	MPa	-13,93	-13,56
	Temperatur	T^5	°C	90,00	90,00
	Zeitdauer der Laständerung von T^4 auf T^5	$\Delta t^{5,\Delta T}$	h	2,17	1,00
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^5	d	13,91	13,96
.6	Sechste Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^6	MPa	-15,01	-15,07
	Umfangsspannung	σ_3^6	MPa	-13,93	-13,98
	Temperatur	T^6	°C	60,00	60,00

Stufe	Versuchssteuerung			190704	200108
	Zeitdauer der Laständerung von T^5 auf T^6	$\Delta t^{6,\Delta T}$	h	2,33	2,17
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^6	d	13,90	13,90
.7	Siebte Laststufe				
	Axialspannung	σ_1^7	MPa	-1,01	-
	Umfangsspannung	σ_3^7	MPa	0,01	-
	Temperatur	T^7	°C	30,00	-
	Zeitdauer der Laständerung von σ_i^6 auf σ_i^7 und von T^6 auf T^7	$\Delta t^{7,\Delta}$	h	7,00	-
	Zeitdauer der Laststufe	Δt^7	d	6,70	-
Versuchsergebnisse					
.1	Laständerung auf σ_i^1: $\Delta t^{1,\Delta\sigma}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{1,\Delta\sigma}$	-	-5,12E-4	-1,04E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{1,\Delta\sigma}$	-	-2,95E-4	-3,28E-4
.2	Laständerung von σ_i^1 auf σ_i^2: $\Delta t^{2,\Delta\sigma}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{2,\Delta\sigma}$	-	-2,80E-4	-2,72E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{2,\Delta\sigma}$	-	-2,64E-4	-2,50E-4
.3a	Laständerung von σ_i^2 auf σ_i^{3a}: $\Delta t^{3a,\Delta\sigma}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{3a,\Delta\sigma}$	-	-	-3,52E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{3a,\Delta\sigma}$	-	-	3,44E-5
.3	Laständerung von σ_i^2 bzw. σ_i^{3a} auf σ_i^3: $\Delta t^{3,\Delta\sigma}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{3,\Delta\sigma}$	-	-2,48E-4	1,04E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{3,\Delta\sigma}$	-	-2,86E-4	-3,07E-4
.4	Laständerung von T^3 auf T^4: $\Delta t^{4,\Delta T}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{4,\Delta T}$	-	4,16E-4	2,80E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{4,\Delta T}$	-	1,22E-3	1,47E-3
.5	Laständerung von T^4 auf T^5: $\Delta t^{5,\Delta T}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{5,\Delta T}$	-	4,32E-4	2,56E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{5,\Delta T}$	-	1,40E-3	1,48E-3
.6	Laständerung von T^5 auf T^6: $\Delta t^{6,\Delta T}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{6,\Delta T}$	-	-9,44E-4	-9,92E-4
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{6,\Delta T}$	-	-2,48E-3	-2,59E-3
.7	Laständerung von σ_i^6 auf σ_i^7 und von T^6 auf T^7: $\Delta t^{7,\Delta}$				
	Inkrement der Axialdehnung	$\Delta \varepsilon_1^{7,\Delta}$	-	-1,04E-4	-
	Inkrement der Umfangsdehnung	$\Delta \varepsilon_3^{7,\Delta}$	-	-1,35E-3	-

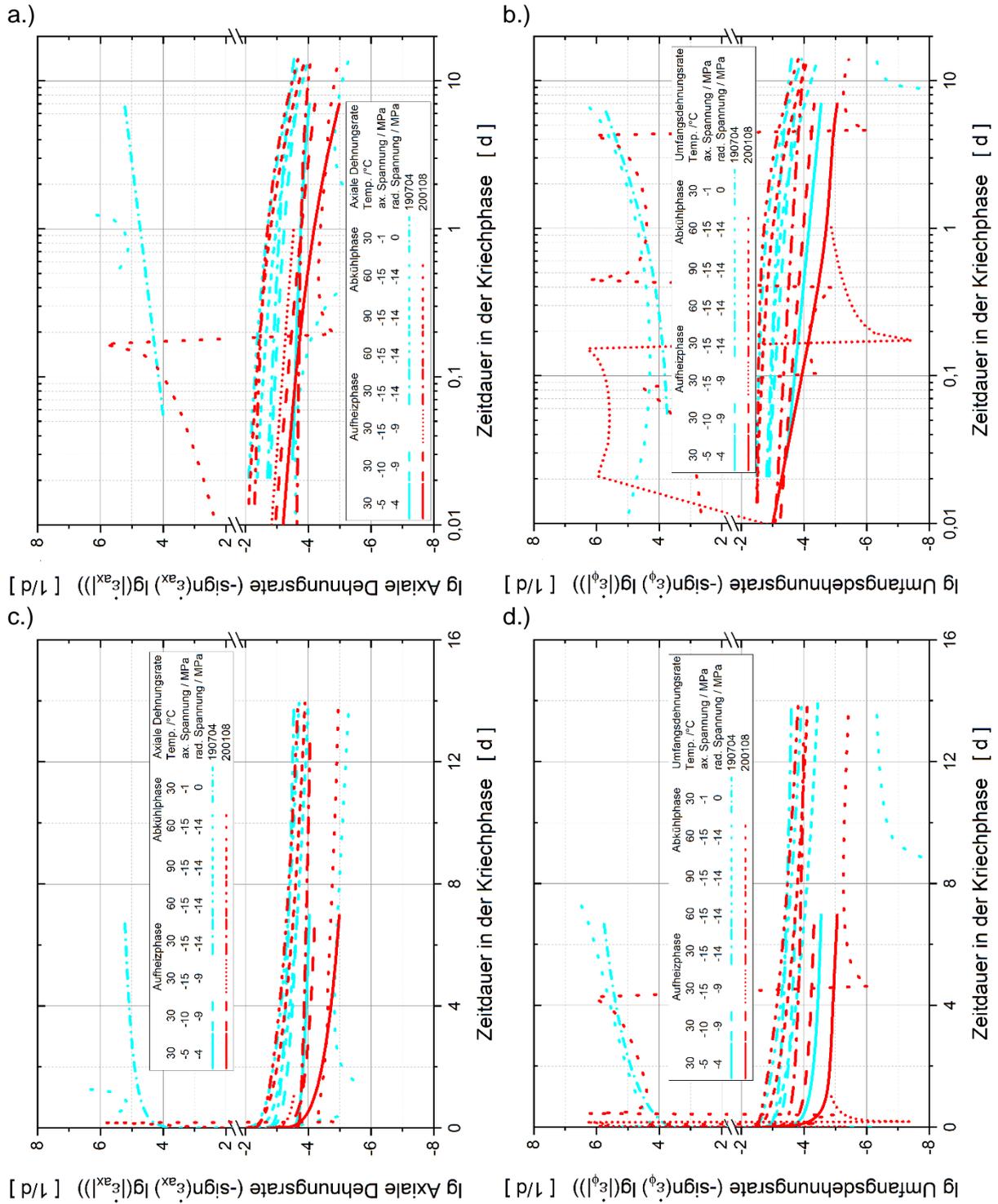


Abbildung 28: Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte axiale Dehnungsrate (a., c.) sowie Umfangsdehnungsrate (b., d.) als Funktion der Zeit in der Kriechphase (c., d.) und als Funktion der Zeit in der Kriechphase in logarithmischer Darstellung (a., b.)

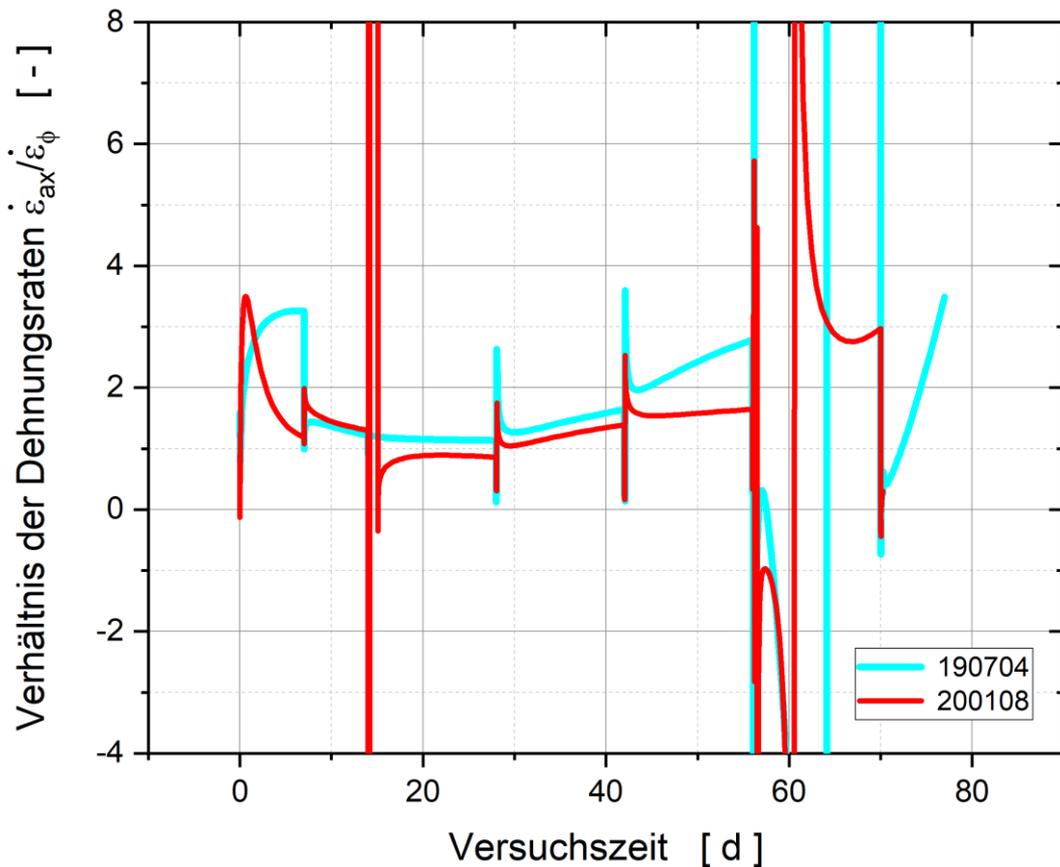


Abbildung 29: Laborversuche 190704 und 200108 – Verhältnis von axialer zu radialer Dehnrates als Funktion der Zeit

In der Kontinuumsmechanik, auf der die Stoffmodellformulierungen sich beziehen, werden Kugeltensor (volumetrischer Anteil) und Deviator (deviatorischer Anteil) unterschieden. Um den Bezug zu den Versuchsergebnissen herzustellen wird in dieser Arbeit der volumetrische Anteil des Spannungstensors σ durch die gemittelte Spannung σ_0 und der deviatorische Anteil durch die von Mises-Vergleichsspannung σ_{vM} repräsentiert, auf der Deformationsseite sind es in Abhängigkeit von Verzerrungstensor ϵ die Volumenänderung ϵ_{Vol} und die Vergleichsdehnung ϵ_{vM} .

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= \frac{1}{3} \mathbf{I} : \boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \\ \sigma_{vM} &= \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S}\|_2 \\ \epsilon_{Vol} &= \mathbf{I} : \boldsymbol{\epsilon} = \text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}) \\ \epsilon_{vM} &= \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{e} : \mathbf{e}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \|\mathbf{e}\|_2 \end{aligned}$$

Glg. 10

mit

 I : Einheitstensor S : Deviatorspannung

$$\boldsymbol{\sigma} = \sigma_0 \mathbf{I} + \mathbf{S}$$

 e : Deviator des Verzerrungstensors

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{3} \varepsilon_{vol} \mathbf{I} + \mathbf{e}$$

Kugeltensor und Deviator haben - wie bereits erwähnt - die Eigenschaft im mathematischen Sinne orthogonal zueinander, d. h. linear unabhängig zu sein. Dieser Sachverhalt kann bei der Planung von komplexen Laborversuchen ausgenutzt werden. Versuchstechnisch bedeutet das, dass Triaxialversuche so durchgeführt werden können, dass experimentell im Wesentlichen das Spannungs-Dehnungsverhalten des Kugeltensors ermittelt wird. Kombiniert man diese Versuche mit Triaxialversuchen, die deviatorisch ausgerichtet sind, kann das Verhalten der Stoffmodellanteile auf der tensoriellen Ebene entkoppelt werden, so dass eine Kopplung der beiden Anteile nur noch über Abhängigkeit und Nichtlinearitäten der Vorfaktoren besteht. Diese Vorgehensweise hat in den letzten 10 Jahren zunehmend Eingang in die Erstellung von Versuchskonzepten für experimentelle Untersuchungen gefunden, da sie eine effizientere Überführung der Versuchsergebnisse in die mathematische Stoffmodellformulierung zulässt. Während in den beiden durchgeführten Versuchen 1071 und 1072 der deviatorische Anteil überwog, wurde in den zwei weiteren Versuchen 190704 und 200108 der deviatorische Anteil klein gehalten, Tabelle 7. Die deviatorische Übergangsstufe 20.3a ist zur besseren Einordnung in Tabelle 7 mit enthalten. Sprachlich vereinfachend werden die Versuchsserien als (überwiegend) deviatorisch und als (überwiegend) isotrop bezeichnet.

Tabelle 7: GRS-Laborversuche - Nominalwerte und abgeleitete Vergleichsgrößen der mechanischen Beanspruchung

		Deviatorische Versuche 1071, 1072		Isotrope Versuche 190704, 200108		
Spannungsgrößen			LS 3a	LS 1	LS 2	LS 3
Axialspannung	σ_{ax}	-22,0	-15,0	-5,0	-10,0	-15,0
Umfangsspannung	σ_u	-2,0	-9,0	-4,0	-9,0	-14,0
Gemittelte Spannung	σ_0	-8,7	-11,0	-4,3	-9,3	-14,3
Von Mises-Vergleichs- spannung	σ_{vM}	20,0	6,0	1,0	1,0	1,0

Die detaillierte Neuaufbereitung der deviatorischen Versuche unter dem Aspekt deviatorischen Anteil und volumetrischen Anteil zu separieren findet sich in Abbildung 30 bis Abbildung 33, die Aufbereitung der isotropen Versuche unter diesem Aspekt in Abbildung 34 bis Abbildung 46.

Dargestellt sind die deviatorischen und volumetrischen Dehnungen als Funktion der Zeit, Abbildung 30 und Abbildung 34. Um eine einfachere Interpretation der Versuche zu ermöglichen, sind die mechanischen Belastungsstufen (Spannungen) und die Temperaturbelastung in den beiden Abbildungen mit dargestellt. Die unterschiedlich lange erste Kriechphase in den Versuchen der deviatorischen Reihe wird durch eine zeitliche Lücke im Versuch 1071 abgebildet, so dass bei gleichem Anfangszeitpunkt der Temperatursprung in beiden Versuchen virtuell zum gleichen Zeitpunkt erfolgt. Auch die Dehnungsraten sind zusammen mit Spannungs- und Temperatursteuerung als Funktion der Zeit in Abbildung 31 und Abbildung 35 dargestellt. Ergänzend sind die Dehnungsraten in logarithmischer Darstellung angegeben, wobei – da eine logarithmische Darstellung kein negatives Vorzeichen zulässt – eine Normierung mittels einer Signum-Funktion erfolgte, um die Dehnungsraten entsprechend der üblichen Vorzeichenkonvention – Stauchung negativ und Dehnung positiv – darzustellen. Dem entsprechend ist in der logarithmischen Darstellung ein Wert von -3 eine Stauchungsrate mit 10^{-3} 1/d und ein Wert von +3 eine Extensionsrate von 10^{-3} 1/d. Dieser Kunstgriff ist möglich, da sich der Wertebereich der hier logarithmiert dargestellten Dehnungsraten auf das beidseitig offene Intervall (-1; +1) 1/d beschränkt. Abbildung 32 und Abbildung 36 enthalten die ergänzenden Darstellungen zur axialen Dehnungsrate und zur Umfangsdehnungsrate aus Abbildung 21 und Abbildung 27, Abbildung 33 und Abbildung 37 enthalten die Darstellungen zu den o. g. Abbildungen 31 und 35 der volumetrischen Dehnungsrate und Vergleichsdehnungsrate.

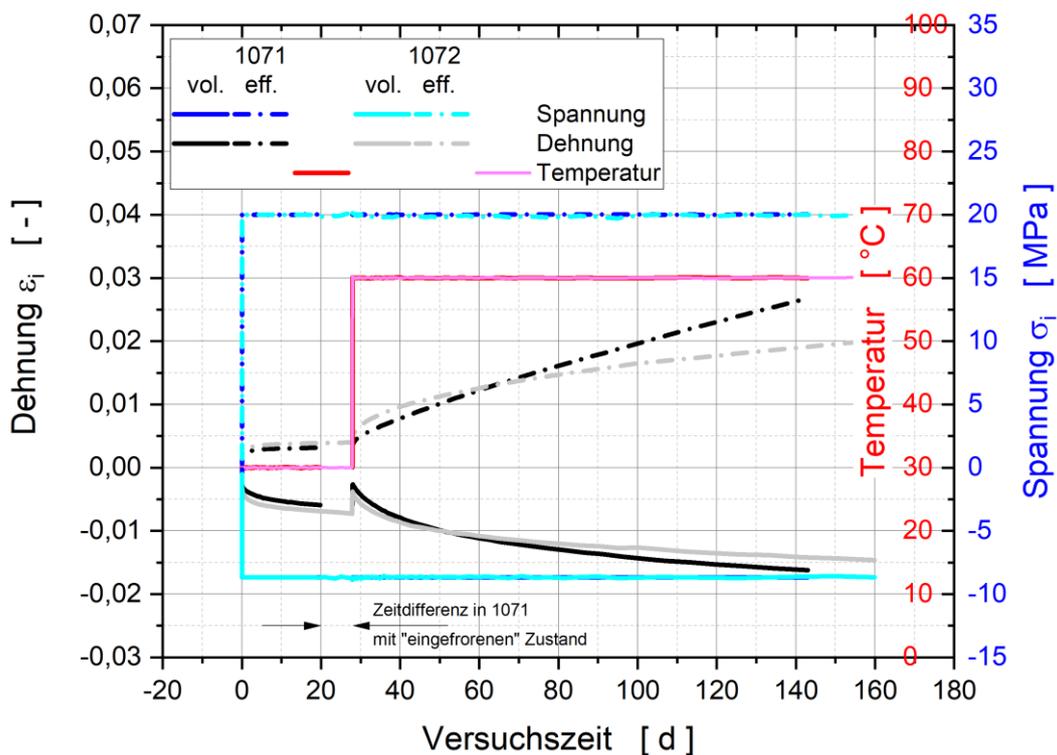


Abbildung 30: Laborversuche 1071 und 1072 – Volumetrische Dehnung und deviatorische Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

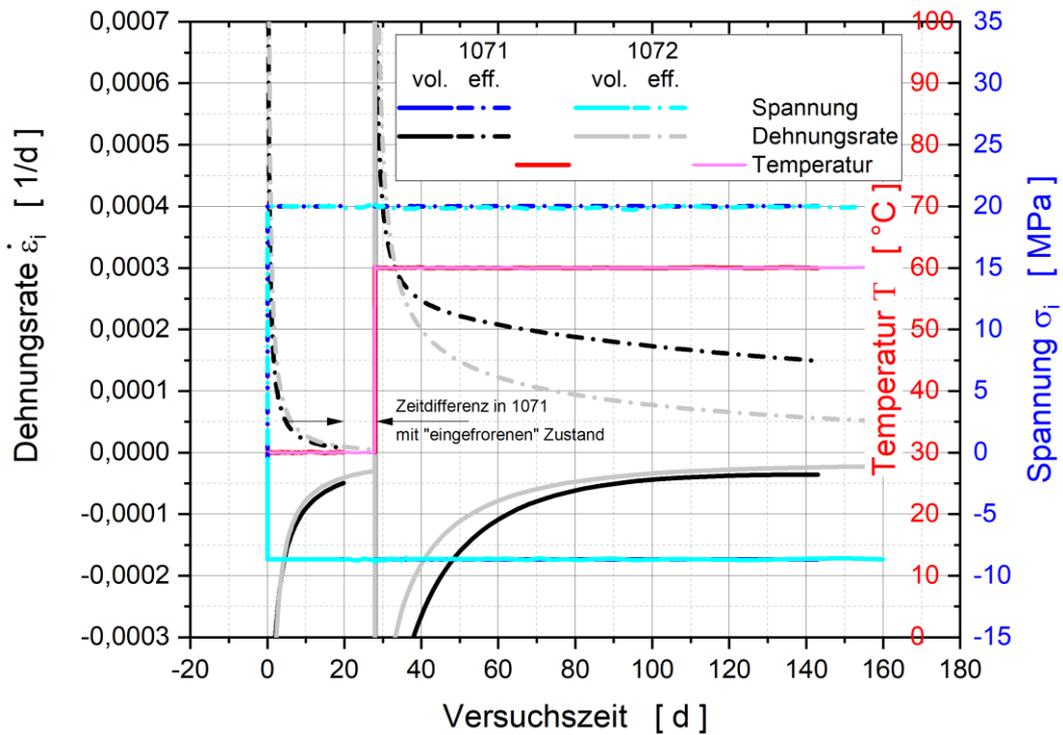


Abbildung 31: Laborversuche 1071 und 1072 – Volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

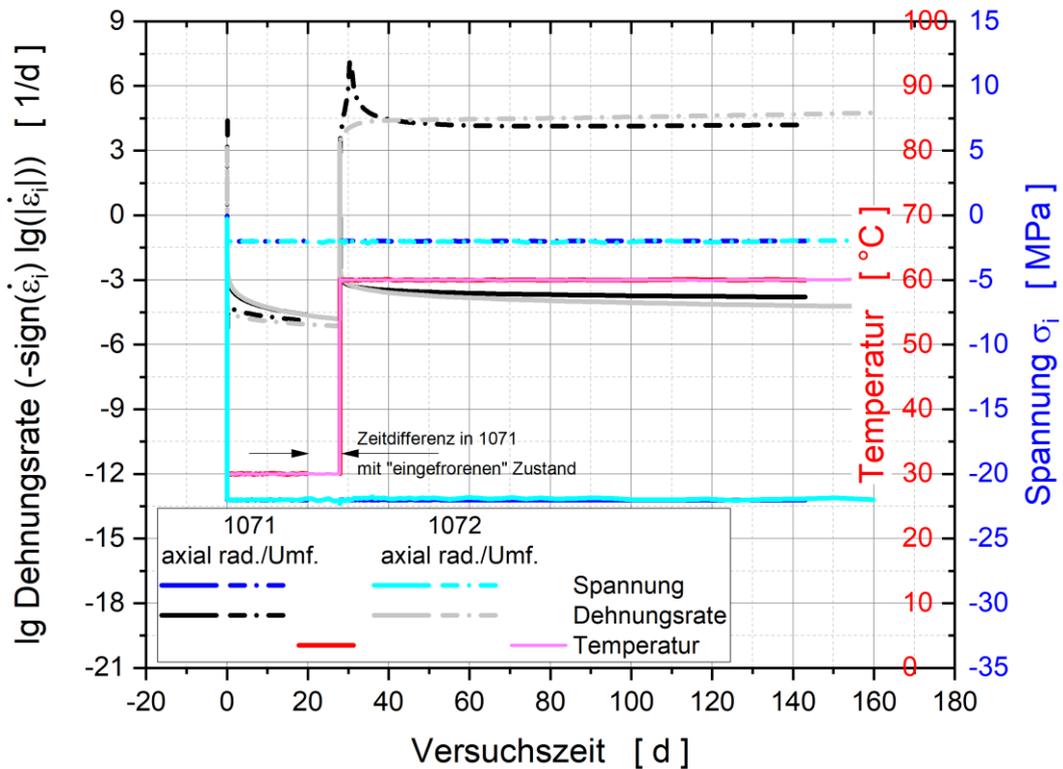


Abbildung 32: Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit

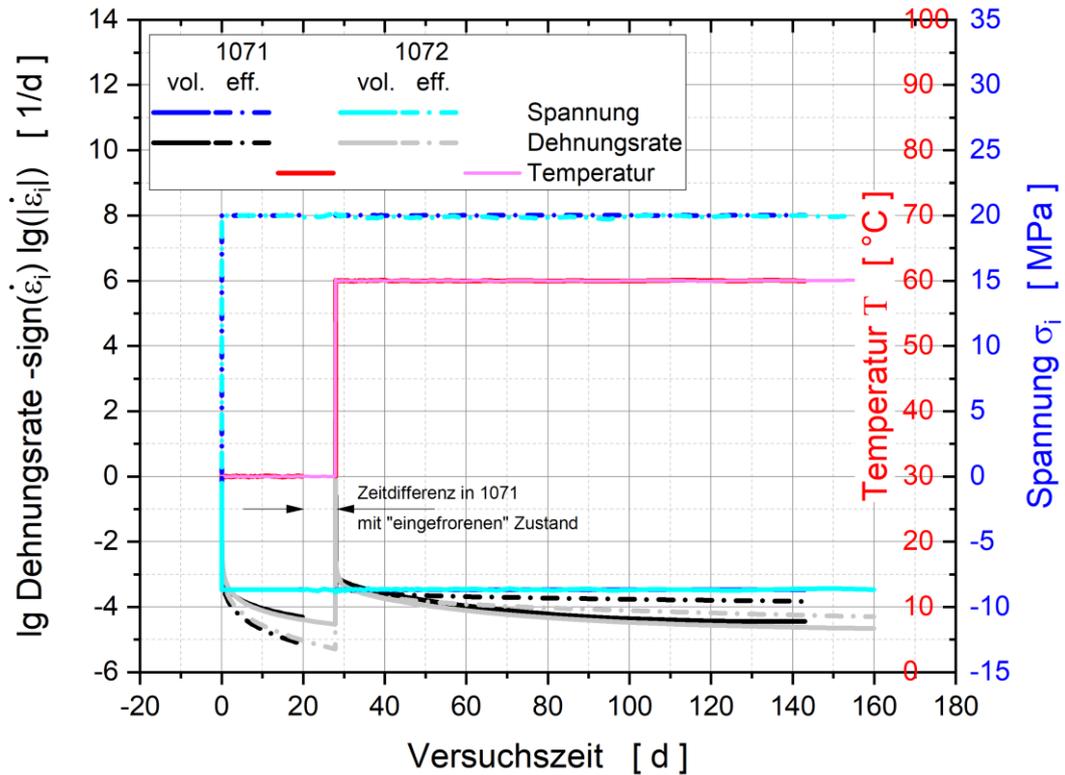


Abbildung 33: Laborversuche 1071 und 1072 – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

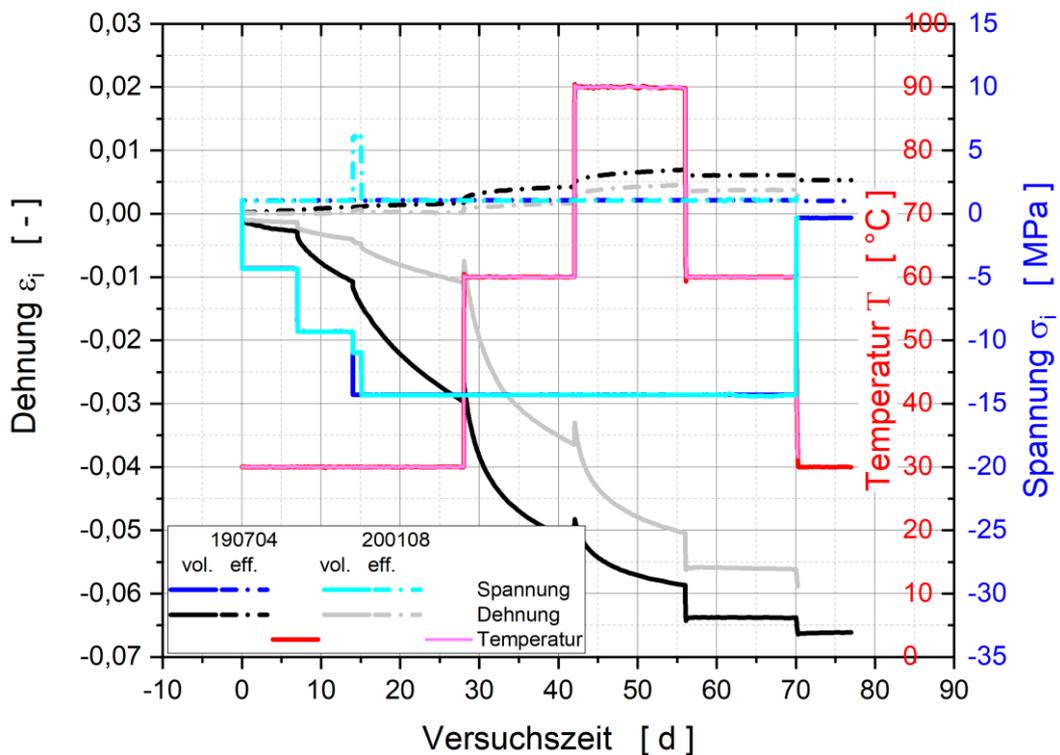


Abbildung 34: Laborversuche 190704 und 200108 – Volumetrische Dehnung und deviatorische Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

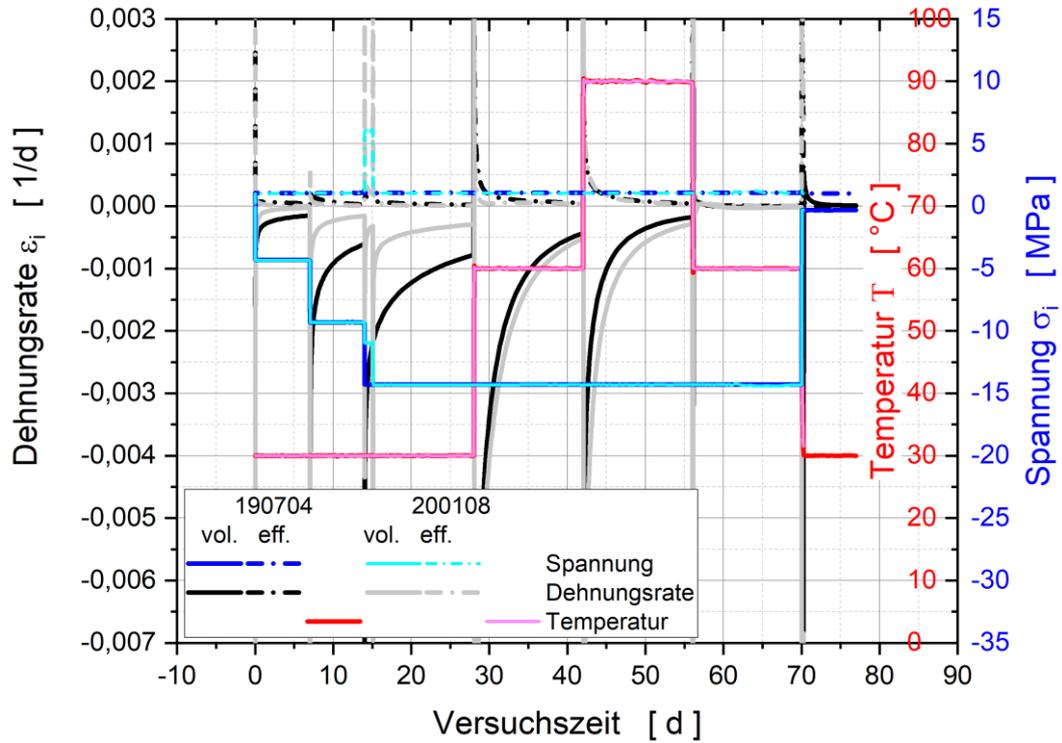


Abbildung 35: Laborversuche 190704 und 200108 – Volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

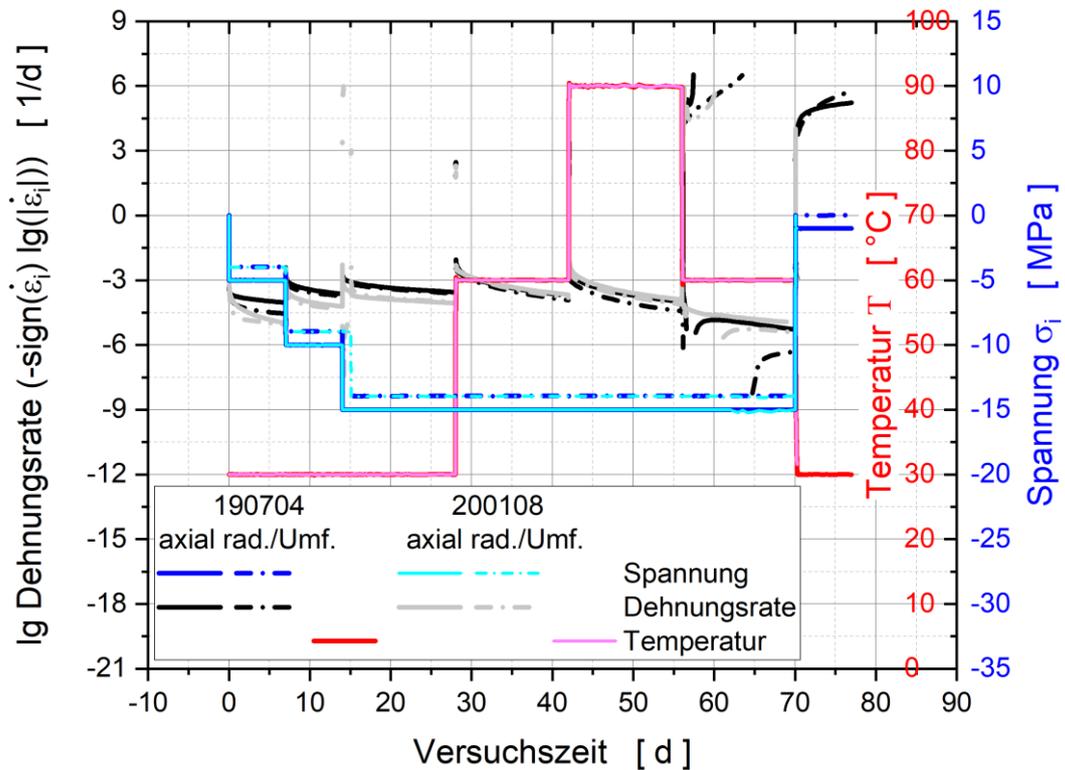


Abbildung 36: Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte axiale und radiale Dehnungsraten als Funktion der Zeit

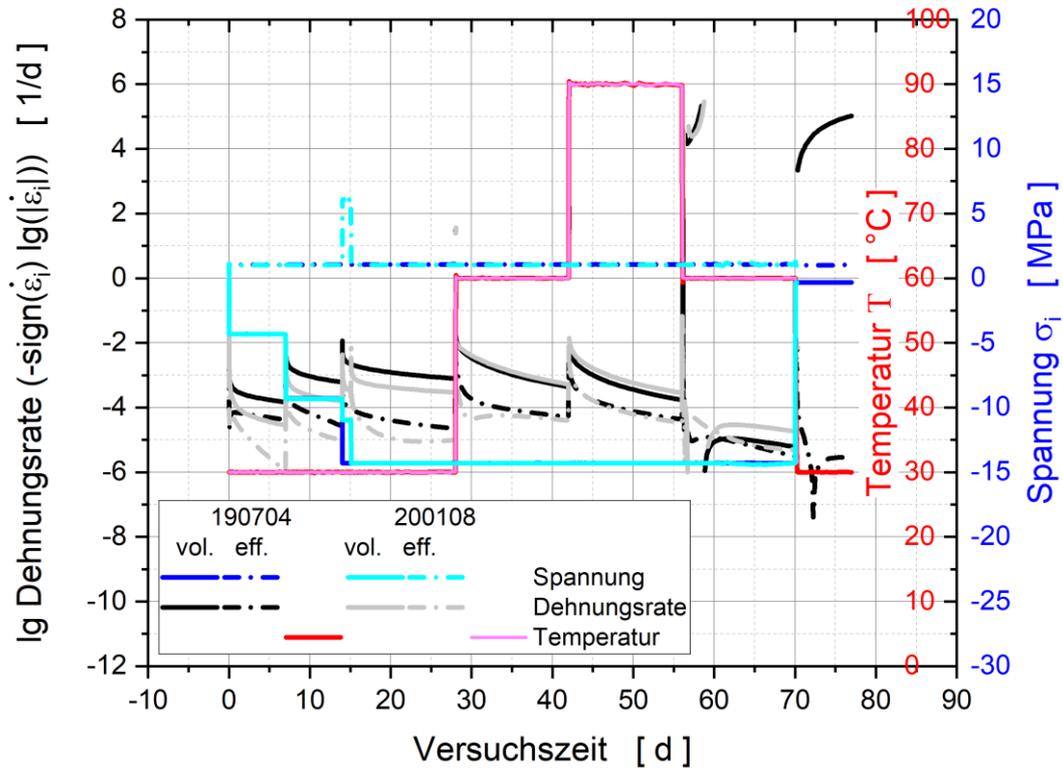


Abbildung 37: Laborversuche 190704 und 200108 – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate und Rate der deviatorischen Vergleichsdehnung als Funktion der Zeit

7.4 Diskussion der Versuchsergebnisse

Die Bewertung der vier Versuche hat zur Folge, dass nicht alle Laststufen gemäß Tabelle 4 und Tabelle 6 in der weiteren Bearbeitung Berücksichtigung finden. Hintergrund dafür ist, dass im aktuellen Stand des Stoffmodells zwar die für das Materialverhalten wesentlichen Prozesse enthalten sind, aber möglicherweise noch nicht alle Prozesse, die die in Tabelle 8 aufgeführten Laststufen beeinflussen. In der Konsequenz ergibt sich daraus, dass das Stoffmodell dieses gemessene Verhalten nicht angemessen wiedergeben kann. Unberücksichtigt bleiben aus den Versuchen deshalb die folgenden in Tabelle 8 aufgeführten Laststufen. Es sei daran erinnert, dass es im Versuch 200108 nur eine Laststufe mit thermisch reduzierter Last gab.

Tabelle 8: Unberücksichtigte Sequenzen der Kriechversuche

Versuch	Laststufe	Erläuterung
1071	.2	keine reine Kriechphase
190704	.6	1. Abkühlungsstufe: indifferente Deformation, teilweise Rückwärtskriechen
190704	.7	2. Abkühlungsstufe und weitgehende mechanische Entlastung: Rückwärtskriechen
200108	.6	1. Abkühlungsstufe: keine bis indifferente zeitabhängige Deformation

Für die berücksichtigten Kriechphasen sind in Abbildung 38 und Abbildung 39 die volumetrischen Kriechraten und in Abbildung 40 und Abbildung 41 die Vergleichsdehnungsraten als Funktion der Zeit doppellogarithmisch dargestellt. Während der Zeitmaßstab in Abbildung 38 und Abbildung 40 dem der Realzeit entspricht, ist er in Abbildung 39 und Abbildung 41 entsprechend der Annahme gemäß Glg. 5 thermisch auf eine einheitliche Bezugsbasis von 20 °C skaliert.

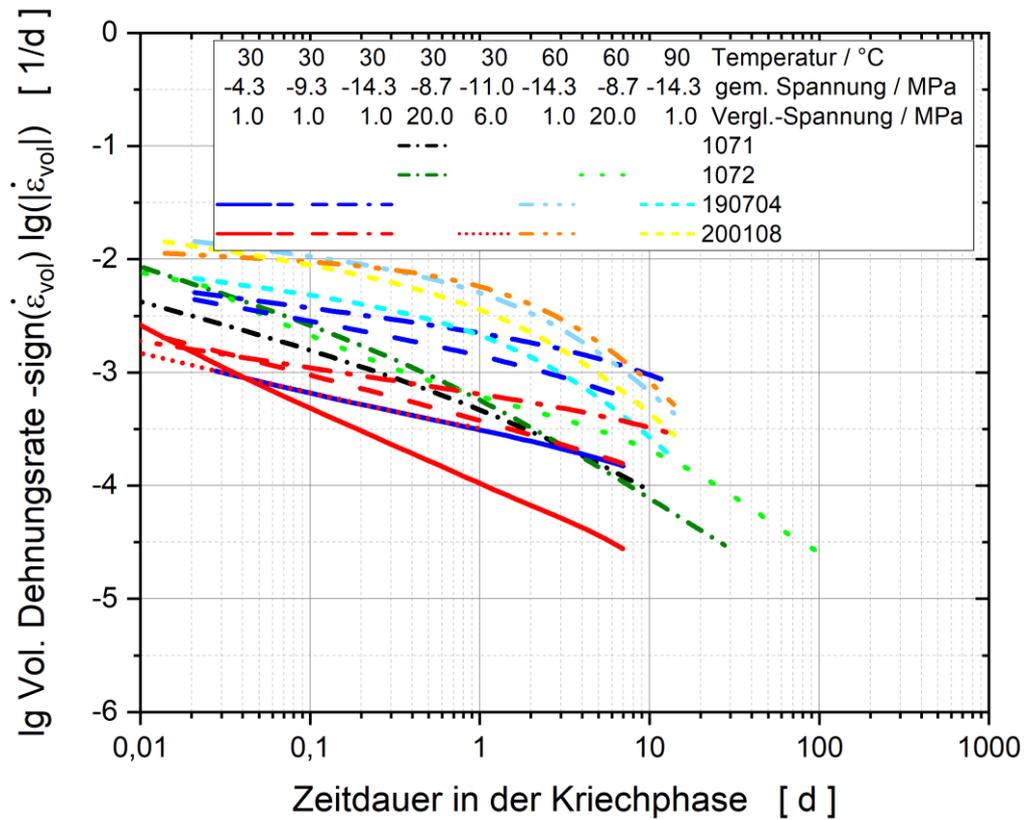


Abbildung 38: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate als Funktion der Zeitdauer der Kriechphase im logarithmischen Maßstab

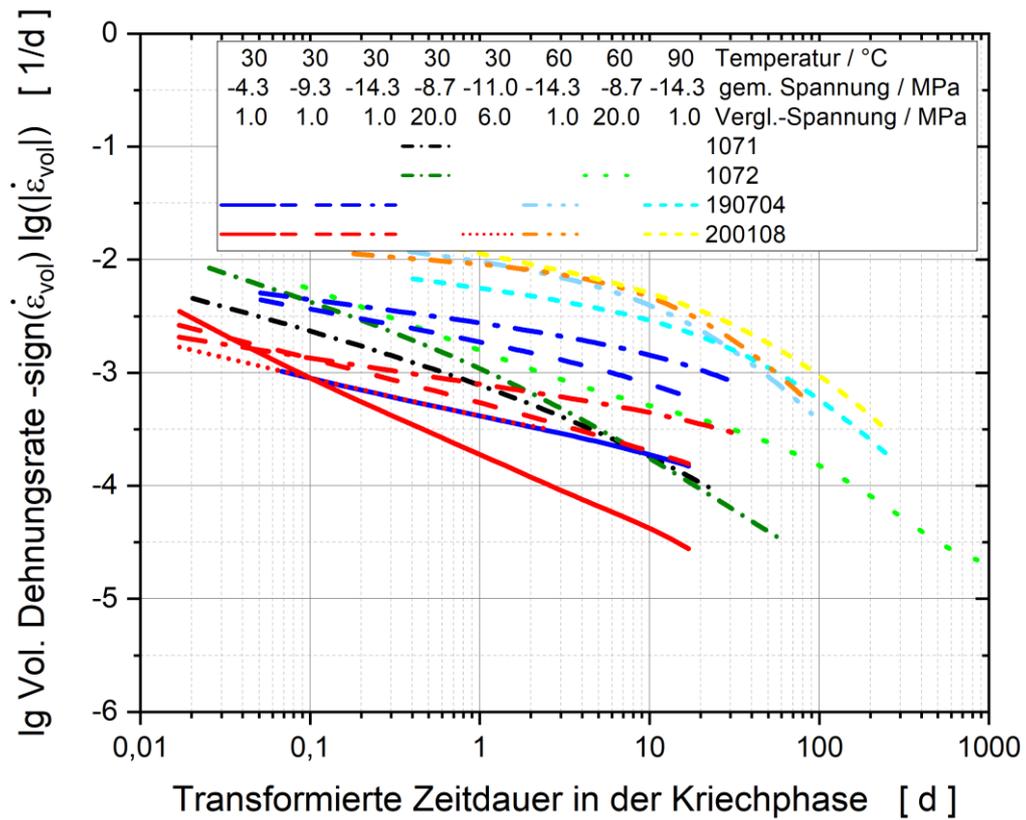


Abbildung 39: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate als Funktion der transformierten Zeitdauer im logarithmischen Maßstab

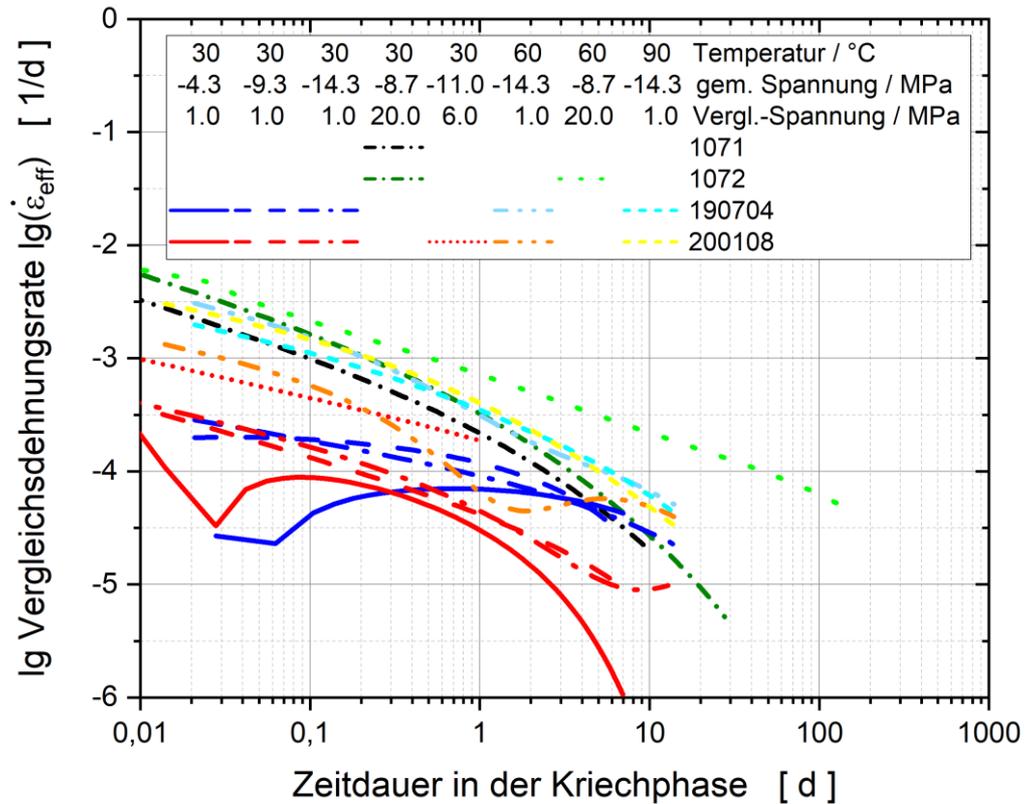


Abbildung 40: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Vergleichsdehnungsrate als Funktion der Zeitdauer in der Kriechphase im logarithmischen Maßstab

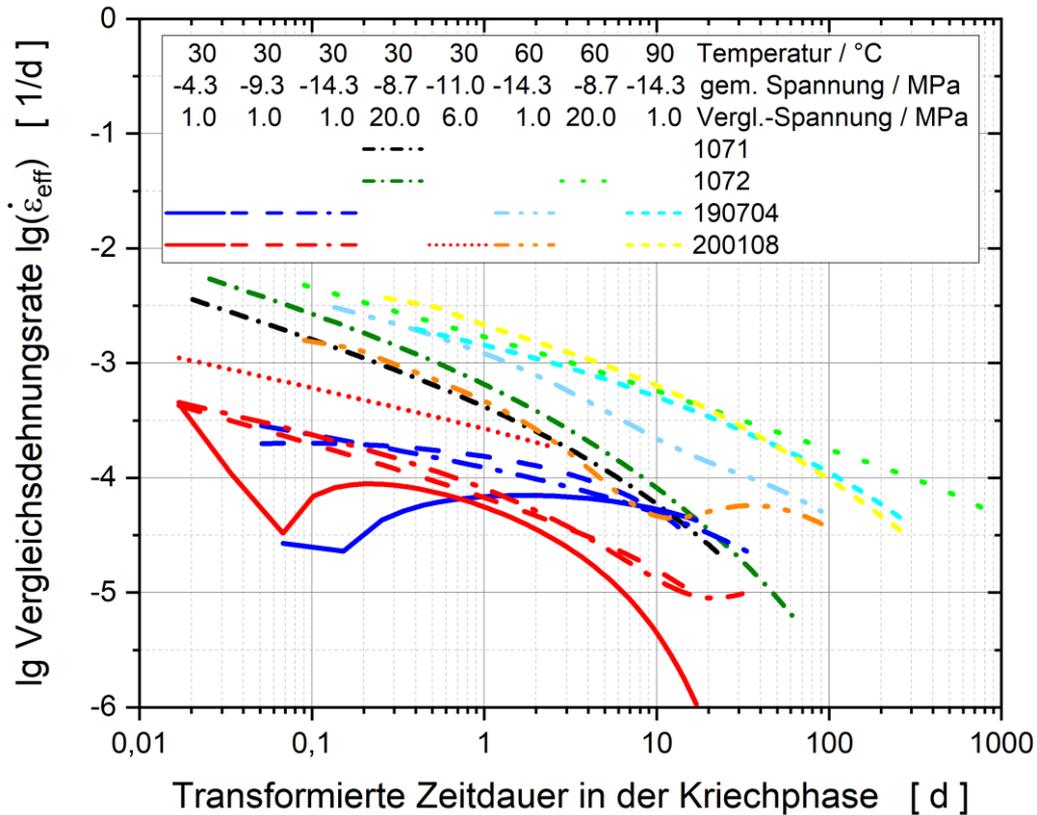


Abbildung 41: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Vergleichsdehnungsrate als Funktion der transformierten Zeit im logarithmischen Maßstab

Durch die Darstellung der Dehnungsrate in Abhängigkeit der Dehnung kann der Zeiteinfluss eliminiert werden (Abbildung 42), wobei der Vollständigkeit halber in Abbildung 42a) und d) die Kopplungen über Kreuz zwischen den volumetrischen und deviatorischen Dehnungsanteilen und den Raten des entsprechend anderen Anteils mit aufgeführt sind. Es ist jedoch zu beachten, dass die deviatorischen Versuche nur einen Temperaturwechsel beinhalten, während die isotropen Versuche mechanische Last- und Temperaturwechsel beinhalten. Weiterhin gibt es auch Unterschiede in Bezug auf die volumetrische und deviatorische Beanspruchung. So ist in den volumetrischen Versuchen die kleinste deviatorische Beanspruchung mit 1 MPa eher gering, bezogen auf die maximale Beanspruchung von 20 MPa in den deviatorischen Versuchen, während die kleinste isotrope Beanspruchung, die mit -8,7 MPa in den deviatorischen Versuchen auftritt, durchaus erheblich ist im Vergleich zu der höchsten Beanspruchung von -14,3 MPa, vgl. Tabelle 7. Auf das gemeinsame Agieren zeitabhängiger Deformationsprozesse, die im Zusammenhang mit der Modellbildung durch das Kelvin- und das Maxwellelement repräsentiert werden sollen, Abbildung 16, sei noch einmal hingewiesen.

Zusammenfassend stellt sich das Ergebnis der ausgewerteten Versuchsphasen wie folgt dar:

- Die Zeitdauer einzelner Kriechphasen ist für eine klare Prozesskennzeichnung (Maxwell- und Kelvin- Prozess) sehr kurz,
- Von Störungen wie z. B. der Anfangsphase abgesehen weisen alle Phasen eine Abnahme der Dehnungsraten bzw. ein verfestigendes Verhalten über der Zeit auf.

- Auch bei einem sehr langen Zeitraum, über den sich ein Deformationsprozess erstrecken würde, bleibt die Deformation innerhalb einer Laststufe (mechanisch oder thermisch) wegen der Abnahme der Dehnungsraten bzw. des verfestigenden Verhaltens endlich.
- Innerhalb des einzelnen Versuchs weist eine nachfolgende Phase mit erhöhter Beanspruchung in der Regel auch höhere Deformationsraten für den gleichen Zeitpunkt in der Kriechphase aus, so dass eine Verfestigung durch eine Dehnungsakkumulation vorangegangener Versuchsphasen weitgehend ausgeschlossen werden kann. D. h., dass der durch eine Abnahme der Dehnungsraten bzw. Verfestigung gekennzeichnete Prozess bei einer neuen Laststufe von neuem beginnt.
- Bei der volumetrischen Dehnungsrate
 - liegt die Dehnungsrate zu Beginn der Laststufe innerhalb einer Größenordnung.
 - Insbesondere bei erhöhter und hoher Temperatur zeigt sich eine deutliche Abnahme der Dehnungsrate zu späteren Zeitpunkten (Abbildung 39). Soweit die Datenlage eine Aussage an dieser Stelle zulässt tritt dieser Wechsel zwischen der anfänglichen und der späteren Verfestigung im Bereich von 10 bis 100 d auf, wobei eine Zeit-Temperatur Transformation auf die Referenztemperatur durchgeführt wird.
 - Vor dem Wechsel fällt die Dehnungsrate mit -0,3 bis -0,5, im Anschluss an den Wechsel unabhängig von der zugrundeliegenden thermomechanischen Beanspruchung mit etwa -1.
 - Eine höhere Temperatur führt zu einer höheren Dehnungsrate. Dieser Sachverhalt ist bekannt, allerdings lässt sich aus den Versuchsergebnissen kein eindeutiger Trend ablesen. Zwar ist zwischen 30 °C und 60 °C eine Geschwindigkeitserhöhung festzustellen, jedoch bezogen auf den 30 °C-Wert nur noch in Grenzen beim Wechsel zu hohen Temperaturen von 90 °C. In Bezug auf 60 °C ergibt sich bei 90 °C sogar wieder eine Abnahme.
- Deutlich differenzierter stellt sich das Verhalten auf der Seite der Vergleichsdehnungsrate dar:
 - Deviatorische und isotrope Versuchsergebnisse fächern im Hinblick auf die Rate der Vergleichsdehnung zu Beginn der Kriechphase mit zwei bis drei Größenordnungen deutlich stärker auf als bei der volumetrischen Dehnungsrate (Abbildung 41).
 - Der Übergang zwischen dem jeweils dominierenden Teilprozess (Kelvin-/Maxwell-Übergang), der für den Maxwellanteil in einer stärker abnehmenden Dehnungsrate zeigt, ist für den Deviator offensichtlich stärker thermisch beeinflusst als für den Kugeltensor. Allerdings stellt sich für den Deviator die Zeitdauer des Übergangs wesentlich länger dar als im isotropen Fall (Abbildung 41).
 - Weiterhin scheint eine höhere Abhängigkeit von der Spannung zu bestehen.
- Werden Kugeltensor und Deviator vergleichend betrachtet, tendiert der Deformationsprozess dazu, den volumetrischen Anteil zu bevorzugen. Das wird in Abbildung 43 deutlich, da die deviatorischen Vergleichsdehnungsraten i. d. R. kleiner sind als die volumetrischen Kriechraten (Eff-Vol-Linie schwarz).

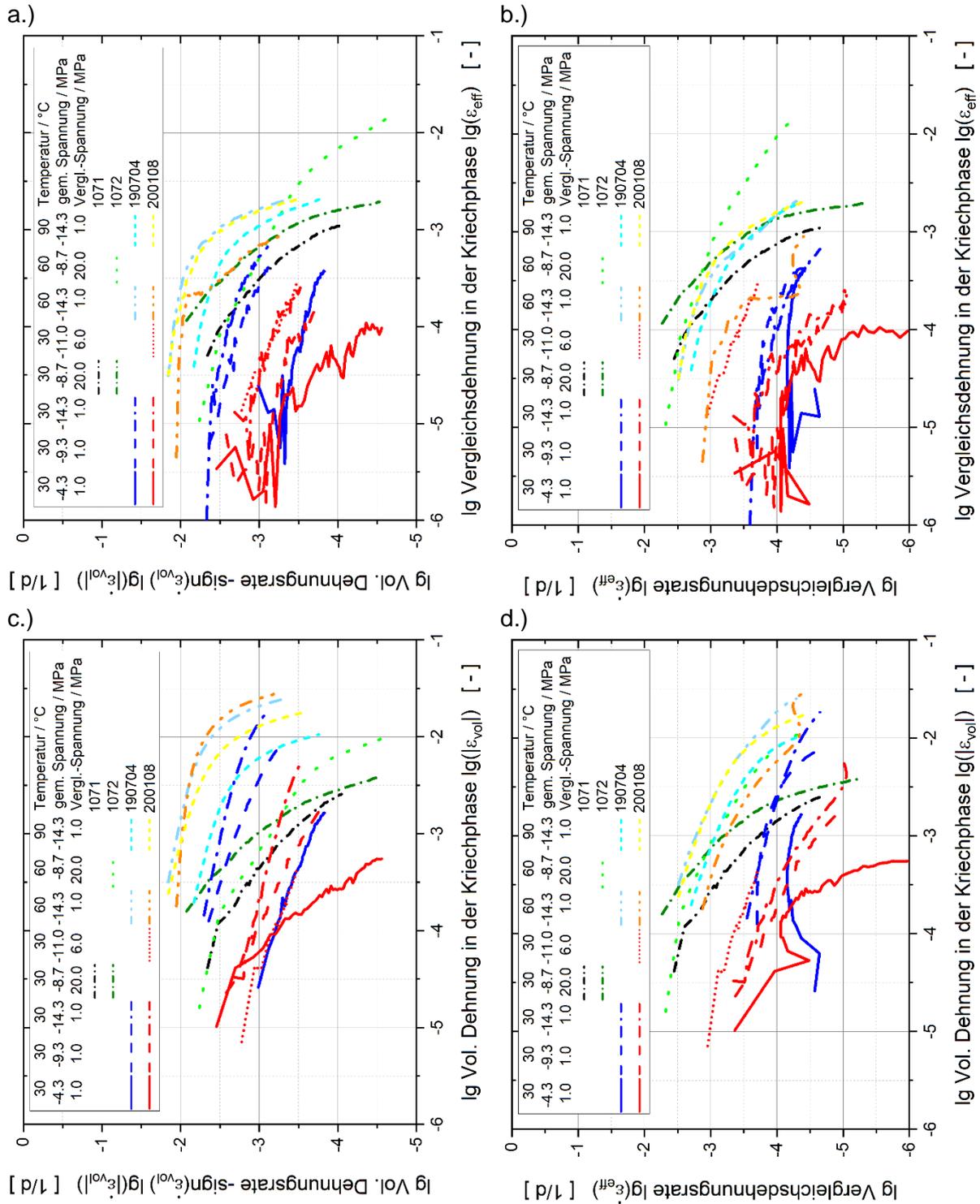


Abbildung 42: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte volumetrische Dehnungsrate (a.) und c.)) und Rate der Vergleichsdehnung (b.) und d.)) als Funktion der logarithmierten Vergleichsdehnung (a.) und b.)) bzw. der volumetrischen Dehnung (c.) und d.))

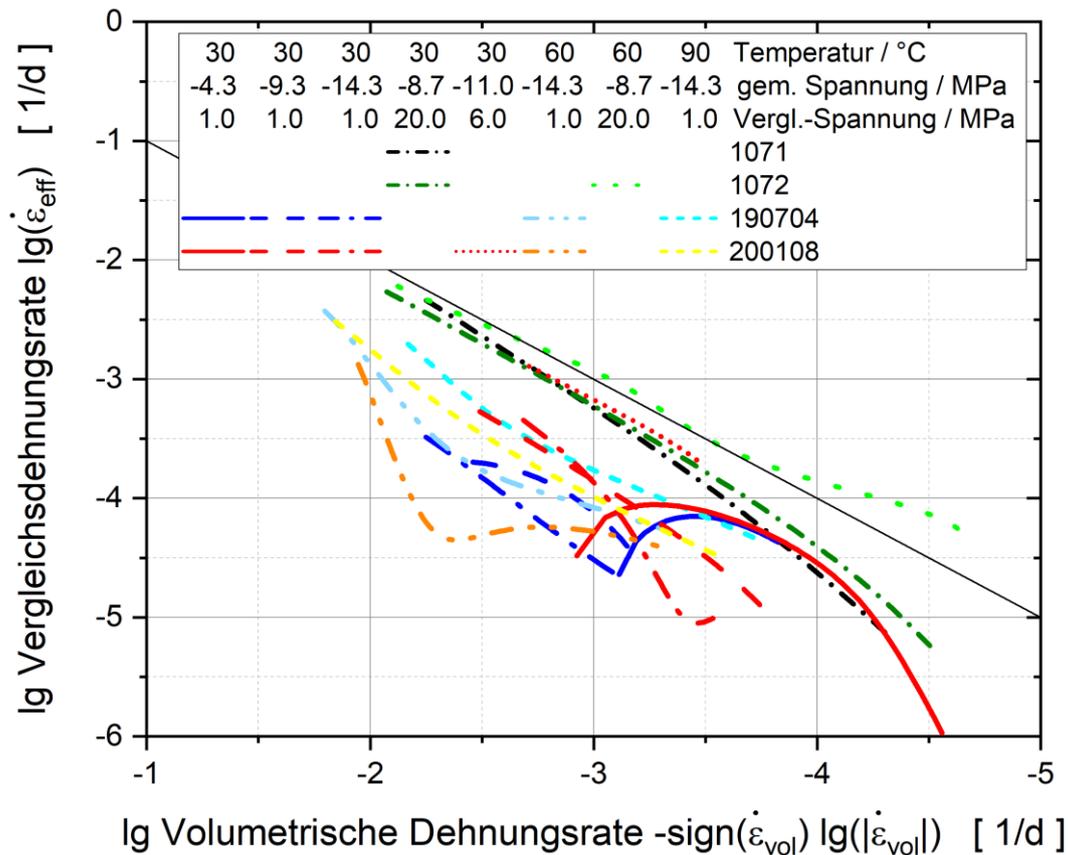


Abbildung 43: Berücksichtigte Kriechphasen der GRS-Laborversuche – Logarithmierte Rate der Vergleichsdehnung in Abhängigkeit der volumetrische Dehnungsrate

Der Einfluss der Temperatur kann isoliert werden, wenn Phasen gleicher mechanischer Belastung miteinander verglichen werden. Entsprechende Belastungen gibt es sowohl bei den deviatorischen Versuchen, Abbildung 44, als auch bei den isotropen Versuchen, Abbildung 45. Es sei an die deviatorische Vorstufe 20.3a unmittelbar vor der 30 °C Belastung in Versuch 200108, Abbildung 45, erinnert, so dass Unterschiede zwischen den beiden isotropen Versuchen in der Laststufe 3 möglicherweise in der unterschiedlichen Ausgangssituation zu Beginn der Laststufe 3 zu sehen sind.

Die Temperaturunterschiede der Kriechphasen wirken sich für den deviatorischen und den volumetrischen Anteil unterschiedlich aus. Während in beiden Fällen eine Temperaturerhöhung tendenziell zu einer Erhöhung der Dehnungsraten führt, ist die Charakteristik unterschiedlich. Im deviatorischen Fall führt eine Temperaturerhöhung zu einer verlängerten Dauer des Kriechens bei erhöhten Raten, im volumetrischen Fall führt eine Temperaturerhöhung zwar ebenfalls tendenziell zu erhöhten Dehnungsraten, allerdings nehmen mit zunehmender Temperatur die Dehnungsraten auch schneller ab.

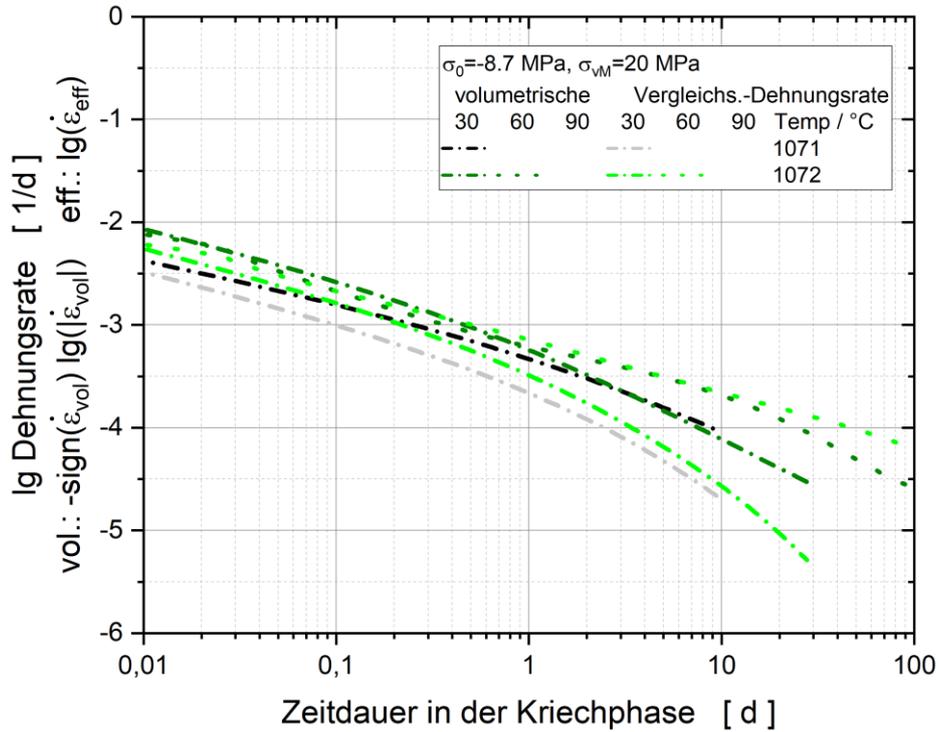


Abbildung 44: GRS-Laborversuche – Berücksichtigte Kriechphasen gleicher mechanischer Belastung ($\sigma_0 = -8,7 \text{ MPa}$, $\sigma_{vM} = 20 \text{ MPa}$) bei unterschiedlicher Temperatur: Logarithmierte Rate der volumetrischen Dehnungsrate und der Vergleichsdehnungsrate in Abhängigkeit der Zeitdauer in der Kriechphase

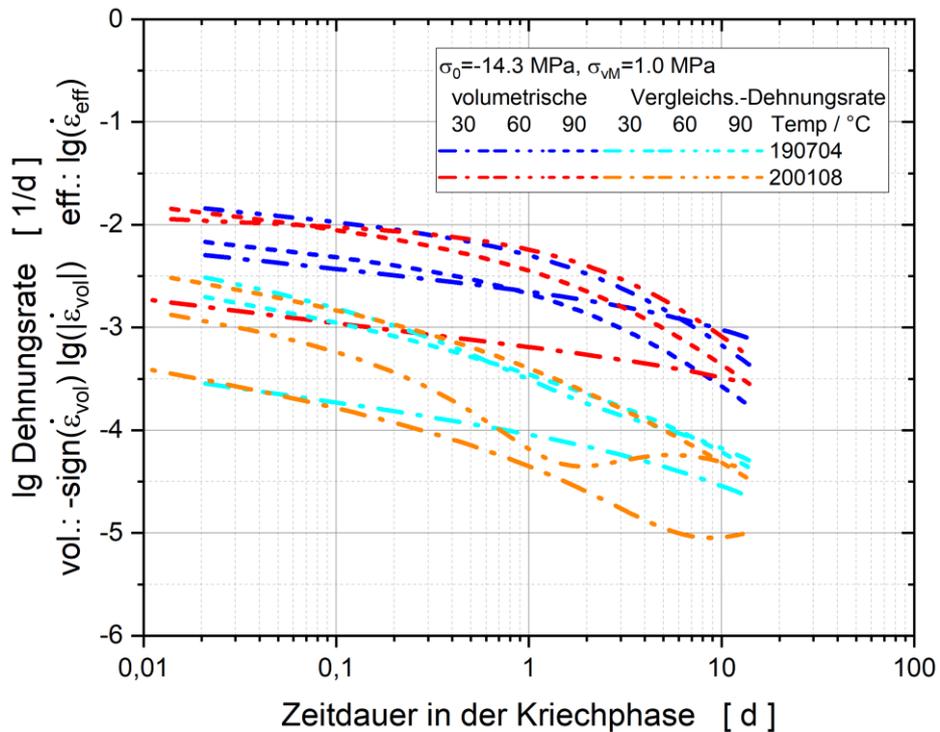


Abbildung 45: GRS-Laborversuche – Berücksichtigte Kriechphasen gleicher mechanischer Belastung ($\sigma_0 = -14,3 \text{ MPa}$, $\sigma_{vM} = 1 \text{ MPa}$) bei unterschiedlicher Temperatur: Logarithmierte Rate der volumetrischen Dehnungsrate und der Vergleichsdehnungsrate in Abhängigkeit der Zeitdauer in der Kriechphase

Im Ergebnis der Neuaufbereitung der Laborversuche lässt sich im Vorfeld der Weiterentwicklung des Stoffmodells und der Identifikation der zugehörigen Parameter festhalten:

- Die Trennung in deviatorische und volumetrische Dehnungsanteile erwies sich als sinnvoll, da diese beiden Anteile tendenziell charakteristische Unterschiede im Verhalten aufweisen.
- Bleibende Dehnungen und Vorzeichenwechsel der Dehnungsraten („Durchschwingen“) zeigen, dass ein viskoplastischer und ein viskoelastischer Prozess gleichzeitig wirken. Die Separation und die Identifikation der zugehörigen Parameter dieser sehr ähnlichen Prozesse auf Basis der vorliegenden Versuchsdaten stellt eine Herausforderung dar.
- Die Temperaturunterschiede der Kriechphasen wirken sich bei gleichen mechanischen Randbedingungen für den deviatorischen und den volumetrischen Anteil unterschiedlich aus. Möglicherweise ist dieses Verhalten ein Resultat des viskoplastischen und des viskoelastischen Prozesses, die auf die beiden Dehnungsanteile unterschiedlich wirken.

8 Weiterentwicklung des Stoffmodells

Der bisherige Stand basiert auf allgemein bekannten Informationen zum Stoffmodell von Beton (vgl. Kapitel 4), Überlegungen zum Einfluss des Salzzuschlages (vgl. Kapitel 1) und auf im Labor ermittelten experimentellen Daten. In diesem Kapitel zur Weiterentwicklung des Stoffmodells werden zwei Aspekte betrachtet. Ein Aspekt ist daher die Überprüfung der Labordaten anhand der Messungen an den in situ baubegleitend erstellten Probekörpern, wobei qualifizierte Teilstoffmodelle unverändert beibehalten werden. Dieser Aspekt trifft auf die Teilstoffmodelle des zeitunabhängigen Materialverhalten zu. Der zweite Aspekt ist die Überprüfung von Teilstoffmodellen zum zeitabhängigen Verhalten. Die Anpassungen erstrecken sich daher nicht allein auf die Identifikation der Materialparameter, sondern beinhalten ggf. auch die Modifikation des zugrundeliegenden Teilstoffmodells.

8.1 Anpassung der Stoffmodellparameter für das zeitunabhängige Materialverhalten

Die folgenden Teilstoffmodelle beschreiben die zeitunabhängigen Prozesse, die im Stoffmodell enthalten sind und im Rahmen dieser Arbeit zum Tragen kommen: Das Hooke'sche Gesetz als linearer Spannungs-Dehnungszusammenhang, wobei der Elastizitätstensor aufgrund des Probenalters bei den hier vorliegenden Versuchen als konstant angenommen werden kann, entsprechend Glg. 11,

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{el} = \mathbb{C}^{-1} \dot{\boldsymbol{\sigma}} \quad \text{Glg. 11}$$

mit

\mathbb{C} :	Elastizitätstensor
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{el}$:	Tensor der elastischen Verzerrungsrate
$\dot{\boldsymbol{\sigma}}$:	Rate des Spannungstensors

und die thermische Expansion bzw. Kontraktion, entsprechend Glg. 12,

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{th} = \alpha_T \dot{T} \mathbf{I} \quad \text{Glg. 12}$$

mit

\mathbf{I} :	Einheitstensor
\dot{T} :	Rate der Temperaturänderung
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{th}$:	Tensor der thermischen Verzerrungsrate
α_T :	thermischer Expansionskoeffizient

Der Elastizitätstensor des instantanen Verhaltens ist der des Maxwellanteils, Abbildung 16. Aufgrund der auch für Beton zulässigen Annahmen zur Symmetrie und Isotropie des Elastizitätstensors bestimmen entsprechend z. B. [STE 1996] zwei von vier elastischen Kenngrößen – Elastizitätsmodell E , Schubmodul G , Kompressionsmodul K und Querkontraktionszahl ν – dieses Materialverhalten, Glg. 13.

$$E = 2G(1 + \nu)$$

$$K = \frac{2}{3}G \frac{1 + \nu}{1 - 2\nu}$$

Glg. 13

Als Referenzwerte für die vier elastischen Kenngrößen und für den thermischen Expansionskoeffizienten wurden die Werte entsprechend [BFS 2009] gewählt. Sie sind in Tabelle 9 aufgeführt. Zum thermischen Expansionskoeffizienten sei angemerkt, dass sich der Referenzwert von $\alpha_T = 34 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ auf einen Temperaturbereich zwischen 20 °C und 60 °C bezieht und $\alpha_T = 31 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ auf einen Temperaturbereich zwischen 20 °C und 90 °C. Auf die Bestimmung dieser Kennwerte aus den hier beschriebenen Versuchen an Proben des Sorelbeton A1 wird im Folgenden eingegangen.

Tabelle 9: Kennwerte des thermoelastischen Verhaltens - Referenzwerte und Versuchsanpassung

Kenngröße		Einheit	Referenz	Versuch	Relative Differenz [%]
Elastizitätsmodul	E_{ce}^M	[GPa]	21,8	14,3	-34
Kompressionsmodul	K_{ce}^M	[GPa]	14,0	5,9	-58
Schubmodul	G_{ce}^M	[GPa]	8,8	6,5	-26
Poissonzahl	ν^M	[-]	0,24	0,1	-59
Thermischer Expansionskoeffizient	α_T	[$10^{-6}/\text{K}$]	34..31	40	19..31

Auf der Basis der verfügbaren Versuche wäre es grundsätzlich möglich gewesen, die Identifikation des thermischen Verhaltens vom instantan mechanischen Verhalten zu trennen. Um auch die Phasen mit gleichzeitiger Änderungen auf mechanisch und thermischer Seite berücksichtigen zu können, wurden die zeitunabhängigen Prozesse gemeinsam angepasst. Die in der Anpassung berücksichtigten Phasen sind für die vier von der GRS durchgeführten Versuche in Tabelle 10 aufgeführt. Die Lastparameter sind in Tabelle 10 getrennt für die mechanische Seite (in der oberen Zeile die Axialspannung und in der unteren die Radialspannung) und die thermische Seite angegeben. Zusätzlich zu den geplanten mechanischen und thermischen Lastwechseln wurden die Anfangsphasen sowie bei den beiden isotrop geprägten Versuchen die messtechnisch mit erfasste Abschaltphase ausgewertet. Darüber hinaus konnten im Fall von Versuch 1072 auch zwei Störungen berücksichtigt werden. Auf die Besonderheit des mit 20.3a und 20.3 in zwei deviatorischen Schritten ausgeführten mechanischen Lastwechsels beim isotrop geprägten Versuch 200108, auf die bereits in Kapitel 7.3 eingegangen wurde, sei nochmals hingewiesen.

Tabelle 10: Berücksichtigte Phasen zur Identifikation des zeitunabhängigen Materialverhaltens

Versuch	Be- ginn [d]	Zeit- dauer [h]	Lastparameter		Erläuterung
			$\sigma_{ax}; \sigma_r$ [MPa]	T [°C]	
1071	0,0	2,0	0/-22 0/-2	~30	Anfangsphase: Mechanische Laststeigerung auf Sollwert und thermische Stabilisierung
1071	19,8	5,9	- -	30/60	Thermische Laststeigerung
1072	0,0	2,1	0/-22 0/-2	~30	Anfangsphase: Mechanische Laststeigerung auf Sollwert und thermische Stabilisierung
1072	21,0	2,3	-22/0/-22 -2/0/-2	~30	1. Störung: Mechanische Ent- und Belastung; thermische Abkühlung und Wiederaufheizung
1072	27,8	2,6	- -	30/60	Phase thermischer Laststeigerung
1072	98,0	1,8	var. -2/0/-2	~60	2. Störung: Mechanische und thermische Belastungsstörung
190704	0,0	0,5	0/-5 0/-4	~30	Anfangsphase: Mechanische Laststeigerung auf 1. Sollwert und thermische Stabilisierung
190704	7,0	0,5	-5/-10 -4/-9	-	1. mechanische Laststeigerung
190704	14,0	0,5	-10/-15 -9/-14	-	2. mechanische Laststeigerung
190704	28,0	1,7	- -	30/60	1. thermische Laststeigerung
190704	42,0	2,2	- -	60/90	2. thermische Laststeigerung
190704	56,0	3,7	- -	90/60	1. thermische Entlastung
190704	70,0	8,2	-15/-1 -14/~-0	60/30	1. mechanische und 2. thermische Entlastung
190704	77,0	1,3	-1/-0,2 ~-0	30/28	Mechanische und thermische Abschaltung
200108	0,0	0,7	0/-5 0/-4	-	Anfangsphase: Mechanische Laststeigerung auf 1. Sollwert
200108	7,0	0,7	-5/-10 -4/-9	-	1. mechanische Laststeigerung (~isotrop)
200108	14,0	0,7	-10/-15 -	-	2. mechanische Laststeigerung (axial)
200108	15,1	0,7	- -9/-14	-	3. mechanische Laststeigerung (radial)
200108	28,0	1,7	- -	30/60	1. thermische Laststeigerung
200108	42,0	1,7	- -	60/90	2. thermische Laststeigerung
200108	56,0	2,5	- -	90/60	1. thermische Entlastung
200108	70,0	5,8	-15/-1 -14/~-0	60/30	Mechanische und thermische Abschaltung

Die hier betrachteten Zeitdauern für die Lastwechsel sind so kurz, Tabelle 10, dass sich die Einflüsse der zeitabhängigen Prozesse nicht störend bemerkbar machen und deshalb vernachlässigt werden können.

In den überwiegend deviatorischen Versuchen gab es keine geplanten mechanischen Lastwechsel und die beiden anderen Versuche sind überwiegend isotrop angelegt, Tabelle 10. Die Orthogonalität von isotropen und deviatorischen Anteil würde daher die Bestimmung des Schubmoduls schwierig machen, wenn nicht glücklicherweise durch die eine in zwei deviatorischen Schritten sequentiell durchgeführte Laststeigerung im Versuch 200108, durch die Anlaufphasen in den Versuchen und Abklingphasen in den nahezu isotropen Versuchen sowie aus Versuchsstörungen Messdaten zur Verfügung ständen. In Abbildung 46 ist beispielhaft eine überwiegend isotrop verlaufende Lasterhöhung dargestellt sowie der erste deviatorische Teil mit Laststeigerung in axialer Richtung vor Beginn der Kriechphase 20.3a. In beiden Fällen wird das gemessene Verhalten gut wiedergegeben.

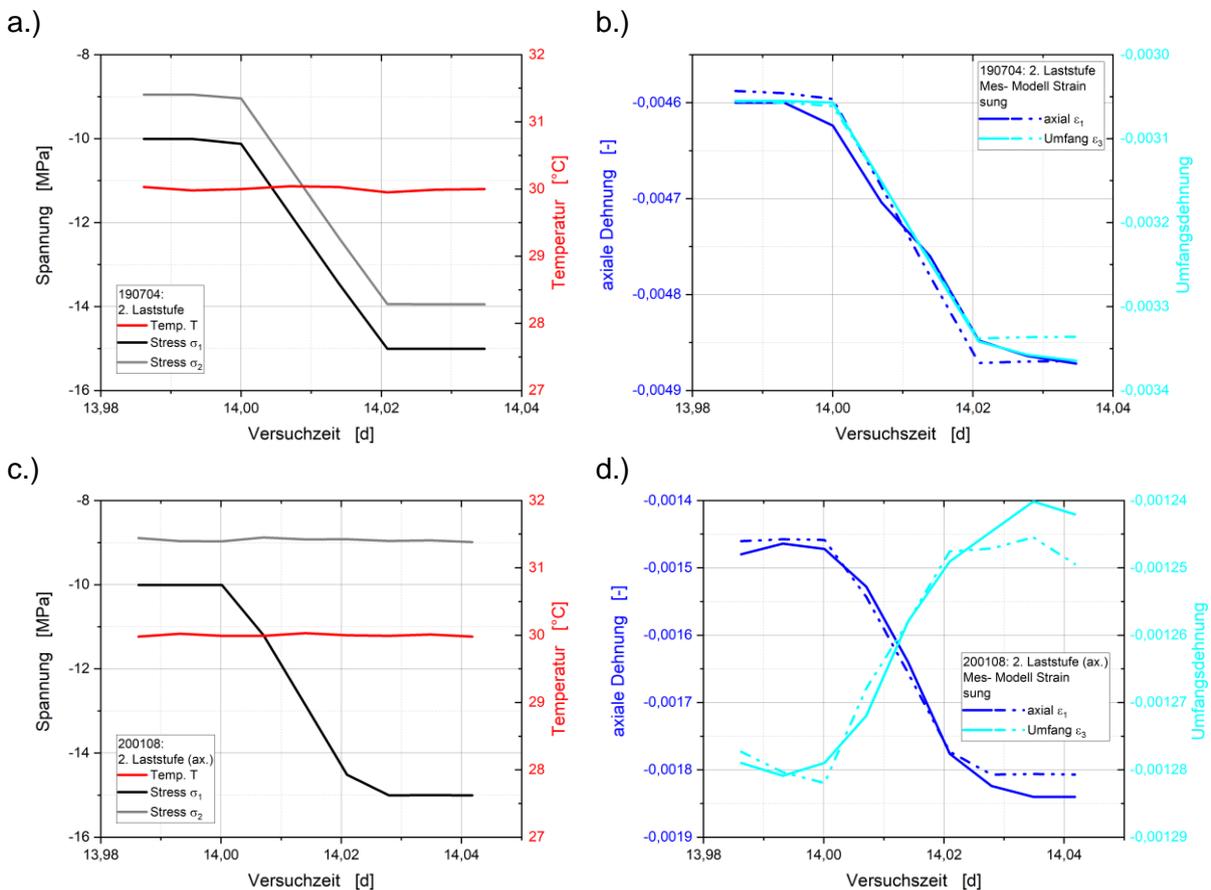


Abbildung 46: Laborversuche 190704 und 200108 – Spannungsänderung: a.) und c.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) und d.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit

Die Übereinstimmung zwischen gemessenem und berechnetem Verhalten fällt im Fall einer Störungen nicht ganz so gut aus, Abbildung 47. Vor dem Hintergrund der sich überlagernden Vorgänge ergibt sich jedoch immer noch eine zufriedenstellende Approximation. Während die

Deformationsänderung in axialer Richtung etwas überschätzt wird, wird die in Umfangsrichtung etwas unterschätzt.

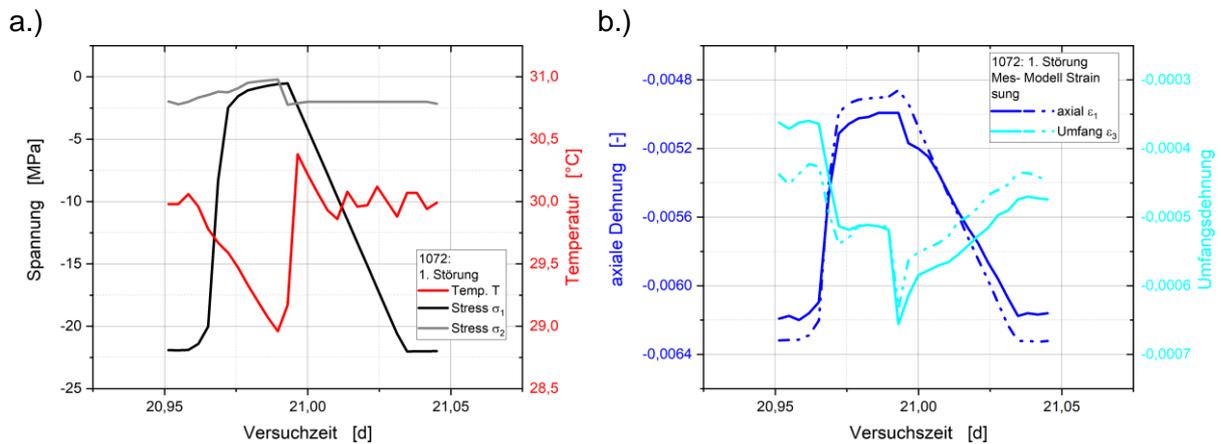


Abbildung 47: Laborversuch 1072 – 1. Störung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T, Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit

Der in Abbildung 48 dargestellte Verlauf zu Beginn eines Kriechversuches zeigt mit dem dort zu erkennenden nichtlinearen Verhalten ein typisches Merkmal bei der Untersuchung von Baustoffen dieser Art. Für die weitergehende Betrachtung ist es unerheblich, ob es sich dabei um eine Setzung des Materials an den Stempelplatten oder eine Konsolidierung des Materials handelt. Auch in den nahezu isotropen Versuchen lässt sich eine derartige, allerdings ca. eine Größenordnung geringere Differenz feststellen.

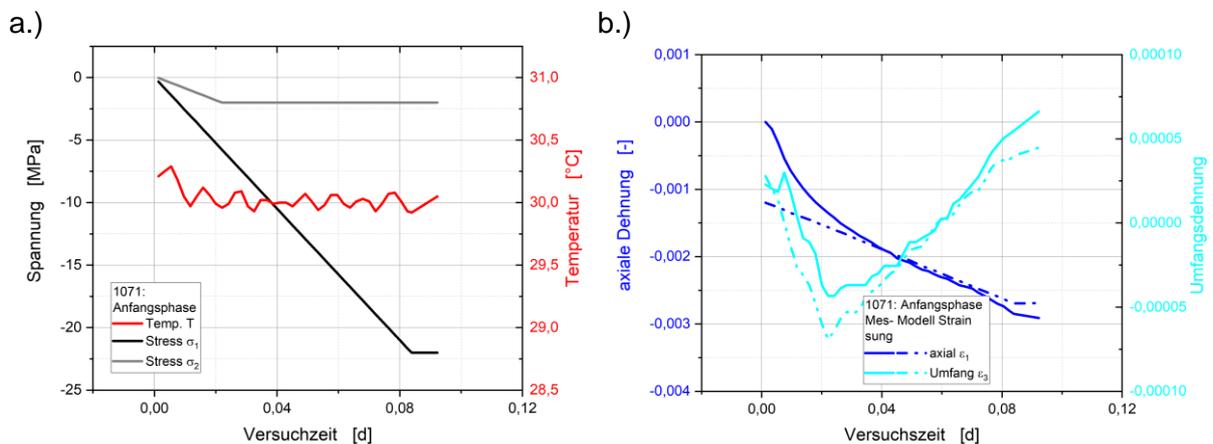


Abbildung 48: Laborversuch 1071 – Anfangsphase: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T, Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit

Die größten Abweichungen treten im Bereich thermomechanisch kombinierter Entlastungsphasen auf, Abbildung 49. Über den Aspekt der Genauigkeit zwischen gemessenem und berechnetem Verhalten hinaus treten in Teilbereichen Differenzen auf, in denen sich das gemessene Verhalten nicht mit dem der Berechnung zugrundeliegenden Stoffmodell abbilden lässt. Davon ist insbesondere das Deformationsverhalten in Umfangsrichtung während der mecha-

nischen Entlastung betroffen. Wie aus der zeitlichen Zuordnung von mechanischer und thermischer Entlastung in Abbildung 49 und den Darstellungen in Abhängigkeit der gemittelten Spannung sowie der Temperatur erkennen lässt, besteht zwischen der hier auftretenden Diskrepanz und der mechanischen Entlastung ein Zusammenhang.

Die Frage, ob ein zusätzlicher, bisher im Modell nicht enthaltener Prozess sich an dieser Stelle auswirkt, kann hier nicht beantwortet werden, jedoch kann ausgeschlossen werden, dass es sich hier um das Verhalten des Steinsalzzuschlages handelt, das im Zusammenhang mit dem Versetzungskriechen auftritt. Steinsalz weist im Falle des Versetzungskriechens eine Anlaufverzögerung und ein Nachwirken im Deformationsprozess aus [GÜN 2009]. Die hier festgestellte Intensität der Dehnungsrate in Umfangsrichtung steht jedoch nicht im Einklang mit der Dehnungsrate aus der vorgelagerten Belastungsstufe. Schlussendlich weist der überwiegende Anteil der hier berücksichtigten Phasen kein verzögertes Verhalten auf, so dass ein diesbezüglicher, unberücksichtigter Teilprozess eher nicht in Frage kommt.

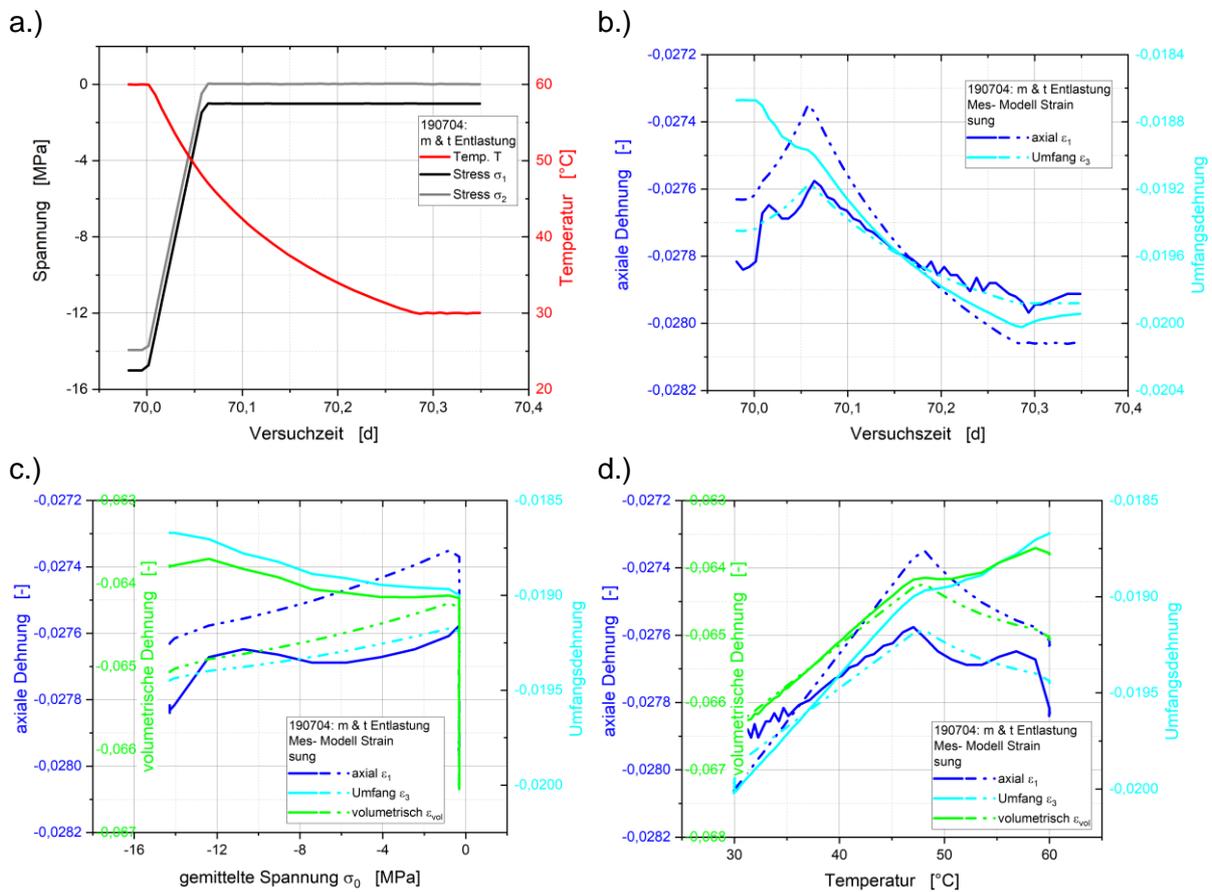


Abbildung 49: Laborversuch 190704 – mechanische und thermische Entlastung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T , Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ε_1 , Umfangsdehnung ε_3) als Funktion der Zeit; c.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ε_1 , Umfangsdehnung ε_3 , Volumendehnung ε_{vol}) als Funktion der gemittelten Spannung σ_{vol} ; d.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ε_1 , Umfangsdehnung ε_3 , Volumendehnung ε_{vol}) als Funktion der Temperatur

Die gemeinsame Betrachtung aller in Tabelle 10 genannten Phasen mit Spannungsänderung ist in Abbildung 50 dargestellt. Insgesamt lässt sich eine gute Übereinstimmung feststellen, wobei nochmals angemerkt werden soll, dass alle geeigneten Versuchsphasen im Modell durch den gleichen Parametersatz approximiert werden. Auf die sichtbaren Abweichungen zu Beginn der deviatorischen Belastung und zu Versuchsende bei der nahezu isotropen Entlastung wurde bereits eingegangen.

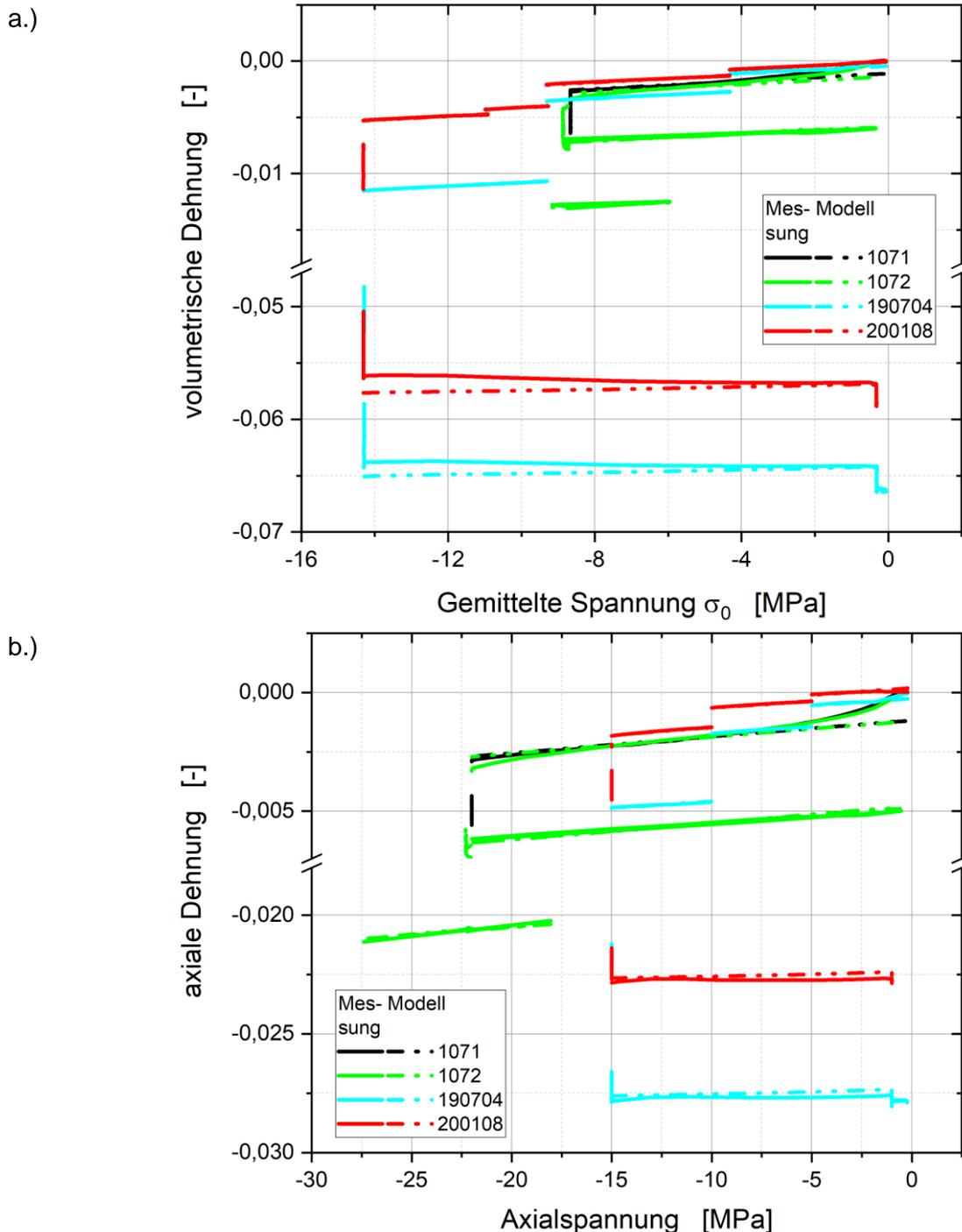


Abbildung 50: GRS-Laborversuche – Spannungsänderung: a.) Gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ε_{vol} als Funktion der gemittelten Spannung σ_0 ; b.) gemessene und berechnete Axialdehnung ε_1 als Funktion der Axialspannung σ_1

In Tabelle 9 war das Ergebnis dieser gemeinsamen Betrachtung bereits mit angegeben. Es ist deutlich, dass die hier untersuchten Proben gegenüber den Referenzwerten verminderte Moduln aufweisen. Da auch die Poissonzahl mit $\nu^M = 0,1$ gegenüber dem Referenzwert wesentlich abweicht, fällt die Abminderung in den Moduln unterschiedlich aus, Tabelle 9.

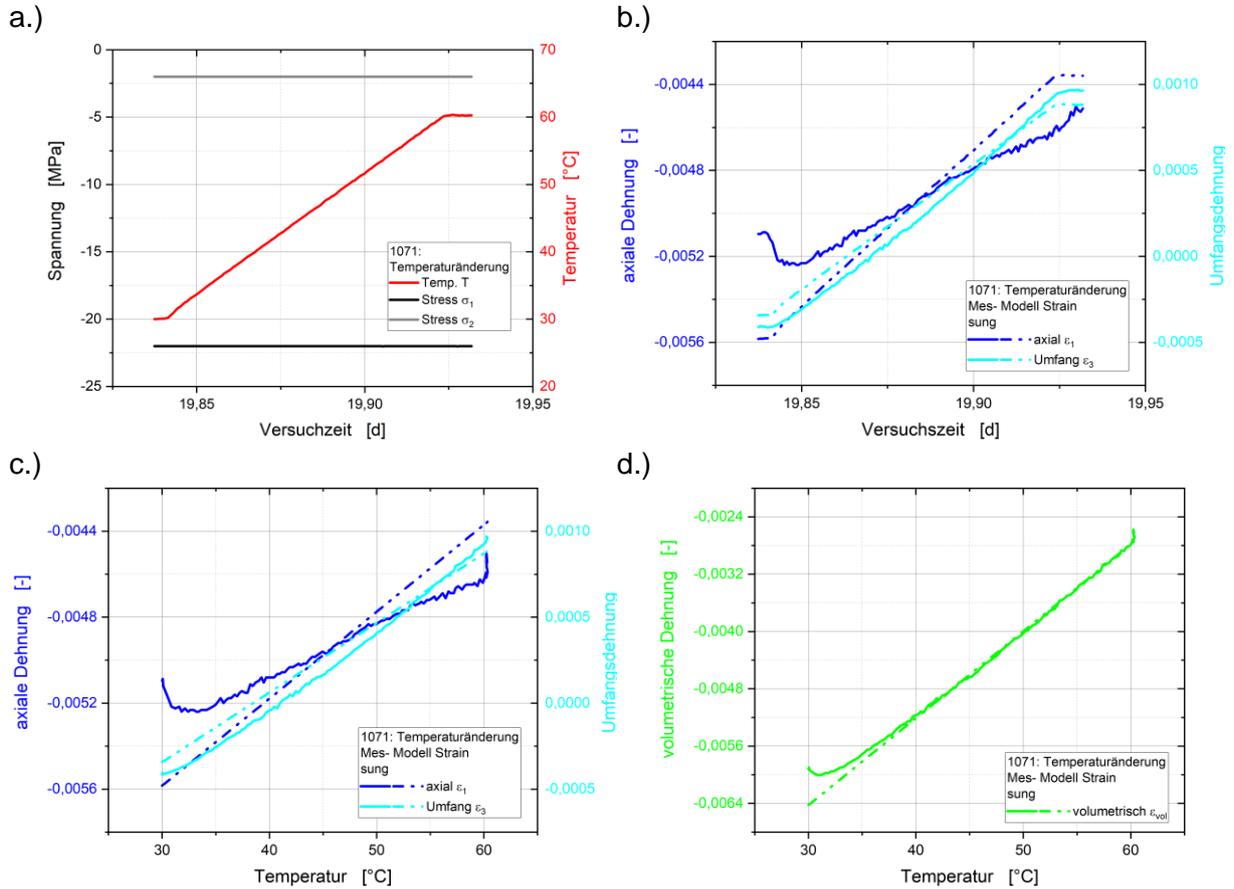


Abbildung 51: Laborversuch 1071 – Temperaturänderung: a.) Steuergrößen des Versuchs (Temperatur T, Axialspannung σ_1 , Radialspannung σ_2) als Funktion der Zeit; b.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Zeit; c.) gemessene und berechnete Dehnungen (Axialdehnung ϵ_1 , Umfangsdehnung ϵ_3) als Funktion der Temperatur; d.) gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ϵ_{vol} als Funktion der Temperatur

Gemäß der Zielsetzung auch thermische Einwirkungen zu berücksichtigen, ist für die jeweiligen Versuchsführungen das Verhalten während Temperaturwechselphasen spezifisch. Beispielfhaft sind in Abbildung 51 die gemessenen und berechneten Daten für die Phase der Temperaturerhöhung aus Versuch 1071 dargestellt. Bei sehr konstant gehaltenen Spannungen wird die Temperatur entsprechend der vorgegebenen Rampenfunktion von 30 °C auf 60 °C erhöht. Während das gemessene Dehnungsverhalten in Umfangsrichtung ϵ_3 der Temperaturänderung unmittelbar folgt, weist die axiale Deformation ϵ_1 zunächst noch eine weiter zunehmende Kompaktion aus, bevor sich die thermische Expansion bemerkbar macht. Bei einer Abkühlphase, wie sie in den nahezu volumetrischen Versuchen vorkommt, kehrt sich das hier beschriebene Phänomen um. Als Ursache für dieses Verhalten wird ein Temperatureinfluss auf die Prüfmaschine bzw. das Messequipment angenommen. Die Auswertung beschränkt sich deshalb auf den Bereich mit linearem Dehnungs-Temperaturverhalten.

Das mathematische Modell der thermisch verursachten Dehnungsänderung, Glg. 12, beschreibt ein isotropes, allein auf den volumetrischen Anteil der Deformation wirkenden Prozess eines linearen Temperatur-Dehnungszusammenhanges. Wie in Abbildung 51.d dargestellt, scheinen diese drei genannten Eigenschaften gut erfüllt zu sein, Abbildung 51.b und c zeigen jedoch, dass die Messdaten eine Anisotropie ausweisen. Während die thermisch induzierte axiale Deformation rechnerisch etwas überschätzt wird, wird die Umfangsrichtung unterschätzt. Solch eine Über- bzw. Unterschätzung findet sich auch in den Versuchen mit nahezu isotroper Spannungsbeaufschlagung.

Für die in Tabelle 10 genannten Phasen ist der Vergleich zwischen gemessener und berechneter Volumendehnung in Abhängigkeit von der Temperatur in Abbildung 52 dargestellt. Abweichungen ergeben sich insbesondere in den Anfangsbereichen der Phasen mit abfallender Temperatur. Insgesamt jedoch wird das volumetrische Verhalten mit guter Genauigkeit wiedergegeben.

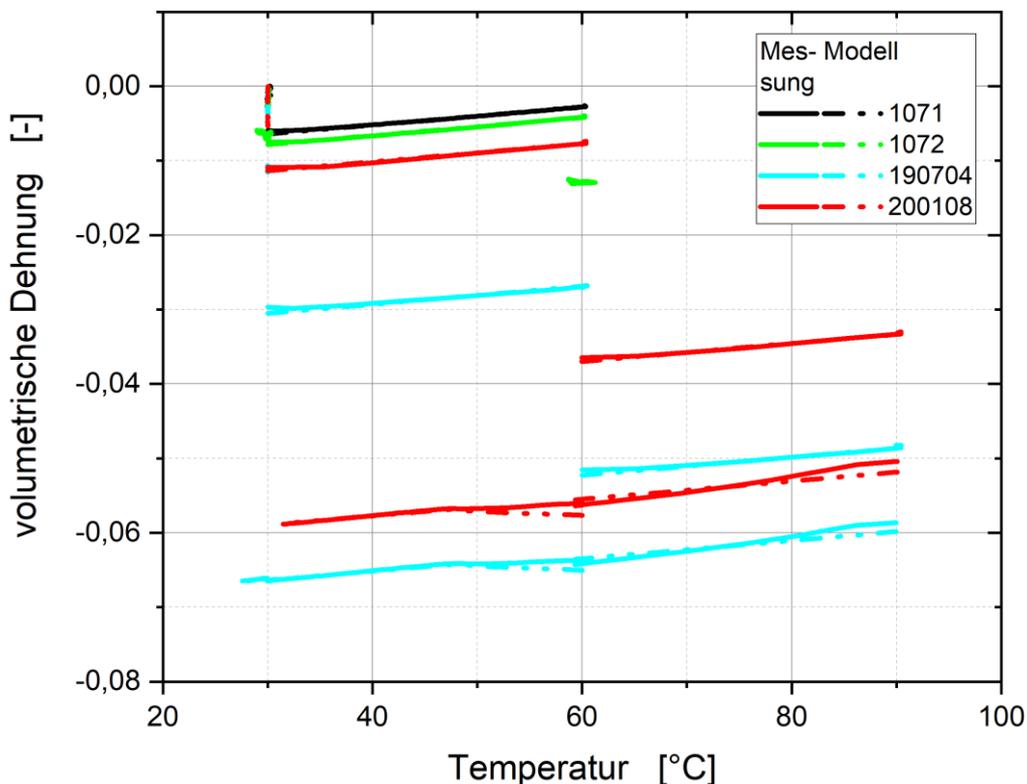


Abbildung 52: GRS-Laborversuche – Temperaturänderung: Gemessene und berechnete volumetrische Dehnungen ε_{vol} als Funktion der Temperatur

Der thermische Ausdehnungskoeffizient, der Abbildung 52 zugrunde liegt, beträgt $\alpha_T = 40 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$, was einer um 19 bis 31 % höheren uniaxialen Dehnung und damit einer etwa doppelt so großen volumetrischen Dehnung entspricht, Tabelle 9.

Der hier bestimmte Ausdehnungskoeffizient liegt oberhalb der Werte, die dem Referenzwert zugrunde liegen. Als Anmerkung zur Ursache für die Differenz sei darauf hingewiesen, dass

der thermische Ausdehnungskoeffizient in der Regel als thermische Längenänderung bestimmt wird, vgl. Abbildung 51. Höhere Werte des thermischen Ausdehnungskoeffizienten werden typischerweise auf dem Expansionspfad (Aufheizung) gemessen, niedrigere auf dem Kontraktionspfad (Abkühlung), [ENG 2003]. Abbildung 52 lässt sich entnehmen, dass für diese sehr alten Proben diese Differenzierung zwischen Aufheizung und Abkühlung nicht mehr von Bedeutung ist. Die Auswertungen der Versuche haben bisher weder einen Hinweis auf einen temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten gegeben, wie es sich aus den Referenzwerten ergibt (Tabelle 9) noch auf einen Unterschied zwischen dem thermischen Expansionspfad und dem thermischen Kontraktionspfad. Im Ergebnis steht der ermittelte Wert in guter Übereinstimmung mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Steinsalz [GRS 2012a].

8.2 Zeitabhängiges Materialverhalten

In Kapitel 6.2 wurde die Stoffmodellstruktur beschrieben und in Kapitel 1 die experimentellen Ergebnisse dargestellt und aufbereitet, wobei im Rahmen der Aufbereitung deviatorische und isotrope Deformationsanteile separiert wurden. Mit Bezug auf das zeitabhängige Materialverhalten sind die experimentellen Daten der Kriechphasen maßgeblich. Während in Tabelle 8 die nicht adäquat abbildbaren Kriechphasen gegeben ist, enthält Tabelle 11 die für die Modellentwicklung nutzbaren Kriechphasen und die zugehörigen mechanischen und thermischen Beanspruchungen.

Bei der mechanische Beanspruchung sind nicht nur die unmittelbar im Versuch ermittelte axiale Spannung σ_{ax} und radiale Spannung σ_r aufgeführt, sondern auch die daraus ermittelten invarianten Größen - die gemittelte Spannung σ_0 und die von-Mises-Vergleichsspannung σ_{vM} -, die den isotropen und den deviatorischen Spannungsanteil charakterisieren. Der überwiegende Anteil der zu berücksichtigenden Kriechphasen erstreckt sich auf den im Endlagerbergwerk zu erwartenden natürlichen Gebirgstemperaturbereich, wenige auf erhöhte oder gar hohe Temperaturen, wie sie aus der Einlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in der Nähe eines Barrierestandorts resultieren können. Auf die unterschiedliche zeitliche Dauer der einzelnen Kriechphasen in der Realzeit und der transformierten Zeit im Vergleich miteinander wurde bereits in Kapitel 1 eingegangen.

Tabelle 11: Berücksichtigte Phasen zur Identifikation des zeitabhängigen Materialverhaltens

Ver- such, ID	Be- ginn [d]	Zeit- dauer [d]	Lastparameter: Spannung, Temperatur					Erläuterung
			σ_{ax} [MPa]	σ_r [MPa]	σ_0 [MPa]	σ_{vM} [MPa]	T [°C]	
1071 71.1	0,1	19,8	-22	-2	-8,7	20	30	1. Kriechphase, deviatorisch
1072 72.1	0,1	27,8	-22	-2	-8,7	20	30	1. Kriechphase, deviatorisch
1072 72.2	27,9	132,0	-22	-2	-8,7	20	60	2. Kriechphase, deviatorisch und unter erhöhter Temperatur
190704 19.1	0,0	7,0	-5	-4	-4,3	1	30	1. Kriechphase, isotrop
190704 19.2	7,0	7,0	-10	-9	-9,3	1	30	2. Kriechphase, isotrop unter erhöhter Last
190704 19.3	14,0	7,0	-15	-14	-14,3	1	30	3. Kriechphase, isotrop unter hoher Last
190704 19.4	28,1	14,0	-15	-14	-14,3	1	60	4. Kriechphase, isotrop unter hoher Last und erhöhter Temperatur
190704 19.5	42,1	14,0	-15	-14	-14,3	1	90	5. Kriechphase, isotrop unter hoher Last und Temperatur
200108 20.1	0,0	7,0	-5	-4	-4,3	1	30	1. Kriechphase, isotrop
200108 20.2	7,0	7,0	-10	-9	-9,3	1	30	2. Kriechphase, isotrop unter erhöhter Last
200108 20.3	14,0	1,1	-15	-9	-11,0	6	30	3. Kriechphase, deviatorisch unter hoher Axiallast
200108 20.4	15,1	12,9	-15	-14	-14,3	1	30	4. Kriechphase, isotrop unter hoher Last
200108 20.5	28,0	14,0	-15	-14	-14,3	1	60	5. Kriechphase, isotrop unter hoher Last und erhöhter Temperatur
200108 20.6	42,0	14,0	-15	-14	-14,3	1	90	6. Kriechphase, isotrop unter hoher Last und Temperatur

8.2.1 Spannungsabhängigkeit des Basiskriechens – Varianten ohne thermische Aktivierung

In diesem Unterkapitel wird der Aspekt der Spannungsabhängigkeit auf der Basis eines vereinfachten Modells betrachtet. Außerhalb einer mechanischen oder thermischen Laständerung und unter der Annahme, dass der Übergangseffekt des viskosen Materialverhaltens abgeklungen ist, verbleibt an dieser Stelle aus dem in Abbildung 16 gezeigten Modell das zeitabhängige Verhalten eines Maxwellelementes. Bleibt zusätzlich im Rahmen dieses Unterkapitels eine thermische Aktivierung unberücksichtigt, ergibt sich allein das spannungsabhängige Verhalten des Maxwellelementes mit konstanten Parametern wie es in Abbildung 9 dargestellt ist. In Abbildung 53 ist das Gesamtmodell mit seinen einzelnen Komponenten entsprechend Abbildung 16 dargestellt, zum Tragen kommt jedoch ausschließlich der im gestrichelten Rahmen eingefasste Teil des Basiskriechens. Entsprechend der experimentellen Separierung

wird zur besseren Veranschaulichung und Verarbeitbarkeit der Versuchsergebnisse das Modell der rheologischen Körper angepasst und in Kugeltensor und Deviator zerlegt, Abbildung 53. Dazu ist anzumerken, dass es sich nicht im eigentlichen Sinne um eine Parallelschaltung handelt. Aufgrund ihrer linearen Unabhängigkeit sind die Anteile unabhängig; sie könnten analog zu Abbildung 11 auch als Reihenschaltung dargestellt werden. Da sie jedoch über ihre Federkennwerte und Dämpferviskositäten über skalarwertige Größen bzw. Funktionen miteinander gekoppelt sind, wird der parallelen Darstellung der Vorzug gegeben, um so die Koppelung mit darzustellen.

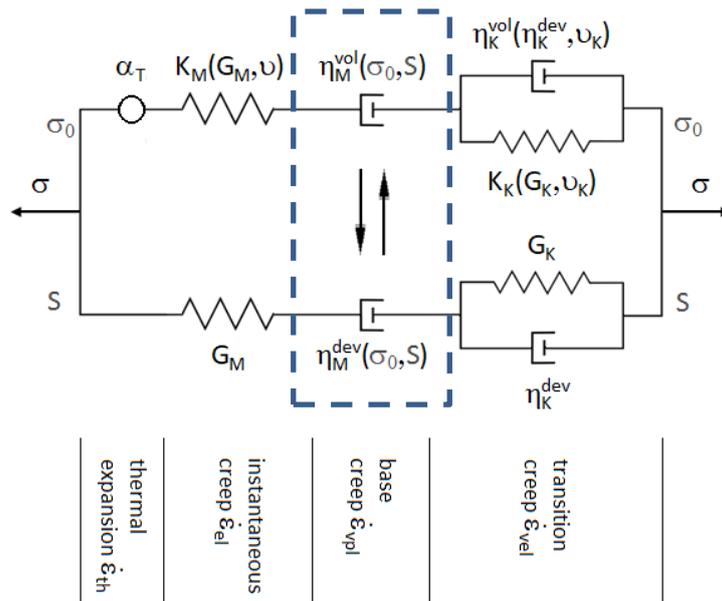


Abbildung 53: Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellanteil ohne thermische Aktivierung

Von den in Tabelle 11 genannten Kriechphasen beschränkt sich die folgende Untersuchung auf die Endphasen der einzelnen Kriechphasen, da in den Endphasen von der Dominanz des Maxwellanteils ausgegangen wird. Deshalb bleibt Kriechphase 20.3 von den in Tabelle 11 genannten Phasen wegen ihrer Kürze hier unberücksichtigt. In Kapitel 1 wurde bereits auf die Dauer der Kriechphasen und die zeitliche Wirkung der Maxwell- und Kelvinprozesse eingegangen. Da eine klare Trennung von Maxwell- und Kelvinprozess nicht gegeben ist, dienen die Ergebnisse in diesem Kapitel, das auf die Beschreibung des Maxwellprozesses ausgerichtet ist, als Hinweis auf ein zu berücksichtigendes Verhalten, erlauben jedoch noch keine abschließende Bestimmung.

In der betonspezifischen Literatur wie z. B. [GUT 1999] wird von einer linearen Spannungs-Dehnungsabhängigkeit ausgegangen (Abbildung 9). Diese Linearität ist in die Modellierung des Maxwellelementes, Glg. 8, übertragen worden. Steinsalz weist unabhängig von seinem Modellierungsansatz eine nichtlineare Spannungsabhängigkeit auf, die nur bei feuchtbestimmten Deformationsprozessen im Bereich einer linearen, deviatorischen Spannungsabhängigkeit liegt, [HAM 2010]. Außerhalb davon liegen Exponenten des deviatorischen Spannungsanteils im Bereich von ca. 4 bis 7. Im Falle des Salzgruses gilt ein hoher Spannungsexponent aufgrund des Korngefüges auch für den volumetrischen Spannungsanteil. Um eine Abschätzung

des Spannungseinflusses vornehmen zu können, wird deshalb das Maxwellelement, Glg. 8, entsprechend Glg. 14 modifiziert

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{vpl} = g(m|\sigma_0|^p + n\sigma_{vM}^p)^q \left(\frac{mp|\sigma_0|^{p-2}}{3} \sigma_0 \mathbf{I} + \frac{3}{2} np \sigma_{vM}^{p-2} \mathbf{S} \right) \quad \text{Glg. 14}$$

mit

g :	Dissipationsfunktion
m, n :	Materialparameter
p, q :	Spannungsexponenten
σ_0, σ_{vM} :	Invarianten des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$

Wie bereits im ursprünglichen Ansatz, Glg. 8, wirken beide Spannungsinvarianten in der Fließfunktion gemeinsam. Die Überbestimmung, die sich aus den Parametern g , m und n ergibt, wird durch Setzen von $n = 1$ verhindert. Der Gesamtspannungsexponent q_{ges} in dem Ansatz insgesamt ergibt sich zu $q_{ges} = p \cdot q + p - 1$, wobei $\sigma_0 \mathbf{I}$ und \mathbf{S} selbst mit einem Exponenten von 1 beitragen. Invarianten der viskoplastischen Verzerrungsrate sind die volumetrische viskoplastische Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}_{0,vpl}$ und die viskoplastische Vergleichsdehnungsrate $\dot{\varepsilon}_{vM,vpl}$, Glg. 15

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{0,vpl} &= g(m|\sigma_0|^p + n\sigma_{vM}^p)^q mp|\sigma_0|^{p-2} \sigma_0 \\ \dot{\varepsilon}_{vM,vpl} &= g(m|\sigma_0|^p + n\sigma_{vM}^p)^q np \sigma_{vM}^{p-1} \end{aligned} \quad \text{Glg. 15}$$

Bei gleichen Werten für die Spannungsinvarianten ergibt sich das Verhältnis der Invarianten der Verzerrungsrate zu $\dot{\varepsilon}_{0,vpl}/\dot{\varepsilon}_{vM,vpl} = m/n$.

Vorab wurde in einem ersten Schritt der Einfluss der beiden Spannungsinvarianten geprüft. Dazu wurde wechselseitig m oder n zu Null gesetzt. Ein wechselseitiges zu Null setzen bedeutet bei dem Modell nach Glg. 15 nicht nur den Wegfall einer Spannungsgröße sondern den vollständigen Wegfall des jeweiligen Deformationszweiges. Die Versuchsergebnisse in Kapitel 1 haben bereits gezeigt, dass beide Deformationszweige zum Gesamtdeformationsverhalten beitragen. Auch im Ergebnis der mathematischen Approximation ergibt sich, dass beide Spannungsinvarianten zur Gesamtdeformation beitragen. Es liegt ein größeres Gewicht auf der volumetrischen Seite, aber der deviatorische Anteil trägt immer noch signifikant zum Ergebnis bei. Die stärkere Gewichtung des volumetrischen Anteils ist sicher zum Teil der Versuchsführung geschuldet, da bei den hier vorliegenden Versuchen immer ein substantieller isotroper Spannungsanteil vorhanden ist, während der deviatorische Spannungsanteil bei den höher beanspruchten isotropen Versuchen gering ausfällt.

Im Anschluss sind auf der Basis von Glg. 14 drei Varianten untersucht worden, in Tabelle 12 als Var. 1.1 bis 1.3 bezeichnet. Beginnend bei Einzel- und Gesamtspannungsexponenten von Eins – ein Wert, wie er klassisch in Betonstoffmodellen angesetzt wird -, wurden in den beiden

folgenden Varianten zunächst mit der Variation von p und anschließend von p und q das Ergebnis quantitativ verbessert, aber aufgrund der Restriktionen des hier verwendeten Stoffmodellansatzes nicht qualitativ, Abbildung 54.

Tabelle 12: Temperaturunabhängige Anpassung des Maxwellelementes im Endbereich der einzelnen Kriechphasen

Variante	Invariantenverhältnis	Spannungsexponent		
	$\dot{\epsilon}_{0,vpl} / \dot{\epsilon}_{vM,vpl}$	p	q	q_{ges}
	m/n			
Var. 1.1	18,9	1,0	1,0	1,0
Var. 1.2	1,9	1,9	1,0	2,8
Var. 1.3	1,6	1,8	1,2	3,0

In Abbildung 54 sind für Variante 1.1 die gemessenen und die berechneten Kriechraten für die verwertbaren Kriechphasen der vier Laborversuche einander gegenübergestellt.

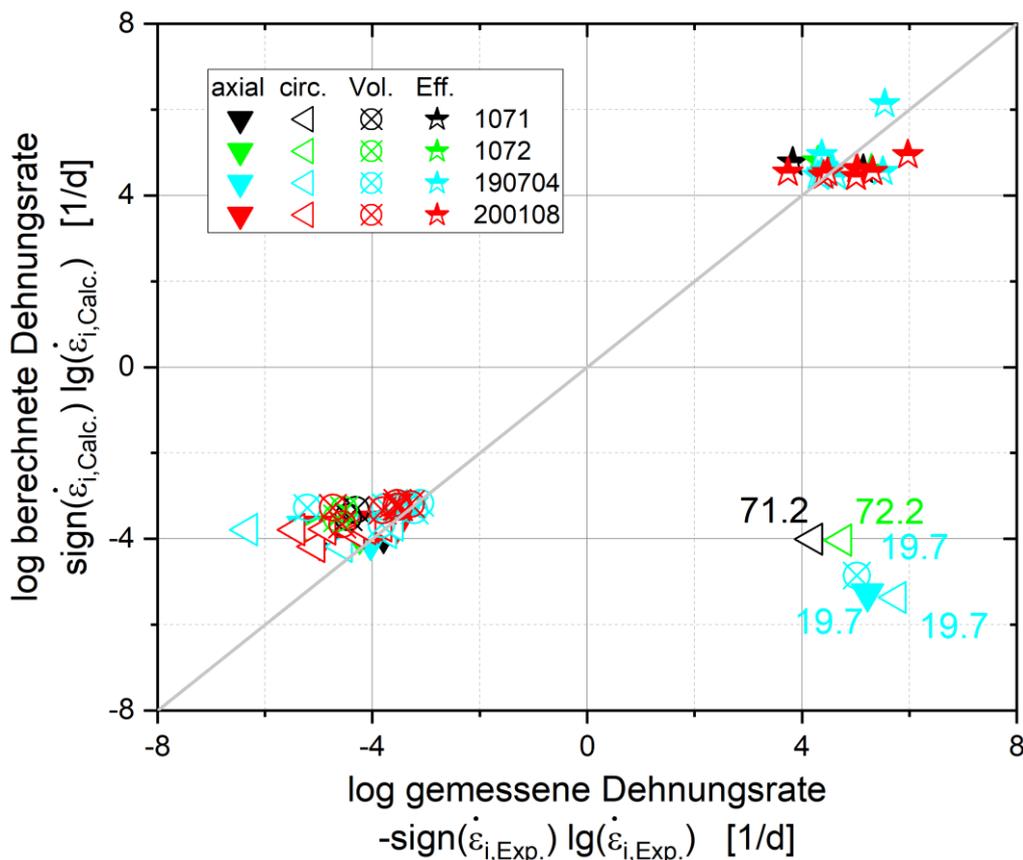


Abbildung 54: GRS-Laborversuche – Berechnete Kriechraten des thermisch inaktiven Maxwellelementes (in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv) gegenüber der jeweiligen gemessenen Kriechrate im doppeltlogarithmischen Maßstab, Var. 1.1

Wird vorausgesetzt, dass zumindest die Vorzeichen von gemessener und berechneter Verzerrungsrate übereinstimmen, müssen die in Abbildung 54 dargestellten Punkte im ersten und dritten Quadranten liegen. Für alle hier betrachteten Varianten ist jedoch die fehlende Fähigkeit des verwendeten Modells charakteristisch, das Deformationsverhalten in Umfangsrichtung bei den deviatorischen Versuchen in beiden Belastungsphasen gemeinsam vorzeichenrichtig abzubilden. Es hängt von den identifizierten Parametern ab, ob Phase 1 oder Phase 2 vorzeichenrichtig bestimmt wird. In Var. 1.1 werden die Raten der Phase 1 vorzeichenrichtig bestimmt und die der Phase 2 finden sich im vierten Quadranten wieder, Abbildung 54, in Var. 1.2 und 1.3 werden die Kriechraten der Phase 2 vorzeichenrichtig bestimmt und die der Phase 1 liegen im zweiten Quadranten. Dass eine solche Diskrepanz zwischen gemessenem und berechneten Verhalten auch in weiteren, bei der Anpassung nicht berücksichtigten Phasen (Tabelle 8) auftreten kann, zeigt das Verhalten der Phase 19.7, die eine vollständige Entlastung verbunden mit Rückwärtskriechen umfasst. Bei den deviatorischen Versuchen ist das Auftreten der Diskrepanz nicht verwunderlich, da die Messergebnisse, Abbildung 21, in beiden Versuchen den Vorzeichenwechsel in der Kriechrate ausweisen. Da aber nur die thermische Last beim Wechsel von der ersten zur zweiten Kriechphase geändert wurde, ein Temperatureinfluss in den Modellen entsprechend Glg. 14 und Glg. 18 noch unberücksichtigt geblieben ist, können die Modelle dieses Verhalten nicht abbilden und sind daher in einem weiteren Schritt zu vervollständigen.

Als wesentliche Ergebnisse der in diesem Unterkapitel beschriebenen Untersuchungen kann festgestellt werden, dass für diesen Baustoff auch auf niedrigem Spannungsniveau, der Auslastungsgrad lag maximal bei etwa 40 %, von einem Spannungsexponenten abweichend von Eins ausgegangen werden kann und dass der Kriechprozess thermisch aktiviert sein muss.

8.2.2 Thermische Aktivierung

Entsprechend dem Resümee des vorangegangenen Unterkapitels muss der viskose Anteil des Maxwell-Elementes um eine Temperaturabhängigkeit erweitert werden. Dazu wird die Dissipationsfunktion g , Glg. 14, um die Arrheniusfunktion $e^{-Q_M/RT}$ erweitert, Glg. 16, wobei $F(\sigma)$ hier den modifizierten Term $(m |\sigma_0|^p + n \sigma_{vM}^p)$ beinhaltet. Die im Deformationsansatz zum Zuge kommende Aktivierungsenergie wird als unabhängig von der Aktivierungsenergie des stark exothermen Abbindevorgangs, [ENG 2003], gesehen. Darüber hinaus wird davon ausgegangen, dass die hier zum Zuge kommende Aktivierungsenergie eine Konstante ist und nicht selbst von der Temperatur abhängt.

$$\dot{\epsilon}_{vpl} = g e^{-\frac{Q_M}{RT}} (F(\sigma))^q \frac{\partial F(\sigma)}{\partial \sigma} \quad \text{Glg. 16}$$

mit

Q :	Aktivierungsenergie
R :	universelle Gaskonstante
T :	absolute Temperatur

Für zwei Zustände (1) und (2) mit gleicher mechanischer Belastung und gleichem inneren Zustand lässt sich die Aktivierungsenergie eines Prozesses/Aspektes i entsprechend Glg. 17

bestimmen. In einer natürlich-logarithmischen Darstellung der Dehnungsrate in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur ist bei Annahme einer Arrheniusfunktion der Wert $-Q_{M,i}/R$ die Steigung. Die Verwendung eines Logarithmus zur Basis 10 führt nur zu einem Skalierungsfaktor dieses Steigungsmaßes.

$$Q_{M,i} = - \frac{\ln(\dot{\epsilon}_{i,1}) - \ln(\dot{\epsilon}_{i,2})}{\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2}} R \quad \text{Glg. 17}$$

In der folgenden Auswertung werden die volumetrische Dehnungsrate und die effektiven Dehnungsrate als zwei voneinander unabhängige Aspekte i betrachtet. Auf der Basis der in Tabelle 11 aufgeführten Laststufen liegen unterschiedliche thermische Bedingungen bei gleichen mechanischen Bedingungen bei den in Tabelle 13 aufgeführten Laststufen vor. Die Laststufe 71.2 war wegen ihres nicht plausiblen Kriechverhaltens von der Betrachtung ausgeschlossen, daher wird für die thermische Laststufe von 60 °C aus den deviatorischen Versuchen nur die Laststufe 72.2 herangezogen.

Tabelle 13: Berücksichtigte Laststufen zur thermischen Aktivierung

Temperatur [°C]	Versuchsführung	
	deviatorisch	isotrop
30	71/72.1	19/20.3
60	72.2	19/20.4
90	-	19/20.5

Für die in Tabelle 13 genannten Laststufen sind für die Kompaktionsrate, das ist der negative Wert der volumetrischen Dehnungsrate, und für die effektive Dehnungsrate in Abbildung 55 die Bandbreite der Einzelwerte und deren gemittelte Werte dargestellt. Zusätzlich zu den Einzelwerten ist als Linie eine Approximation über den gesamten Temperaturbereich mit dargestellt, die sich ergibt, wenn allein die Kompaktionsrate oder die effektive Dehnungsrate ausgewertet wird. Im Ergebnis zeigt sich, dass aus der unterschiedlichen Versuchsführung kein grundsätzlich widersprüchliches Verhalten resultiert. Die volumetrische Dehnungsrate weist eine negative bis schwach positive Aktivierungsenergie auf, wohingegen die effektive Dehnungsrate eine signifikant positive Aktivierungsenergie aufweist. In Abbildung 55 beträgt die Aktivierungsenergie der effektiven Dehnungsrate 58 kJ/mol und liegt damit im Bereich des Steinsalzes.

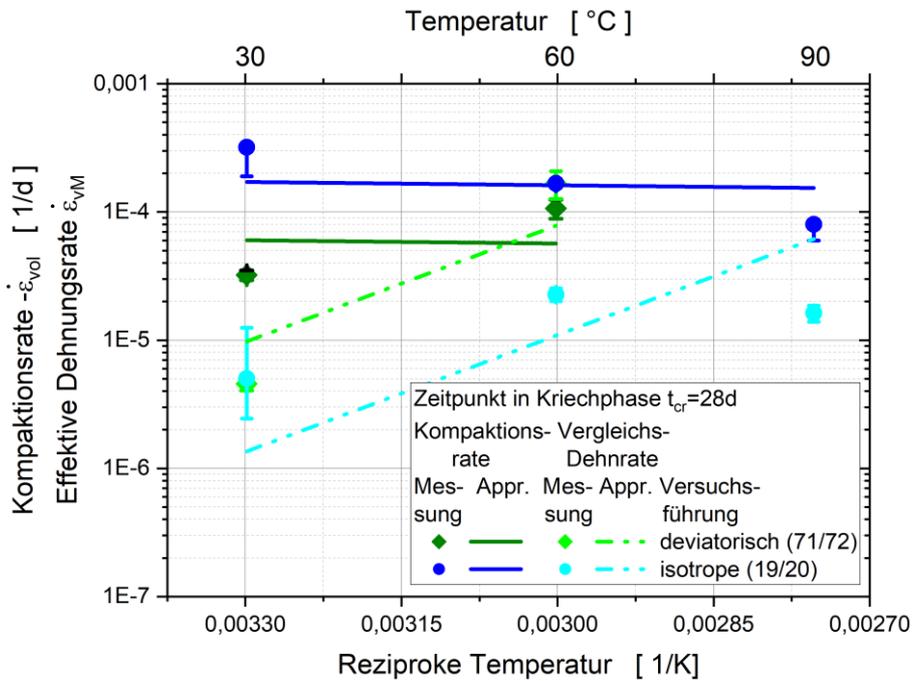


Abbildung 55: Volumetrische und effektive Dehnungsrate in logarithmischer Darstellung in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur – Zeitpunkt in Kriechphase 28 d – und deren Approximation unter Verwendung einer Arrheniusfunktion

8.2.3 Spannungsabhängigkeit des Basiskriechens – Varianten mit thermischer Aktivierung

Entsprechend dem vorangegangenen Unterkapitel wurde der viskose Anteil des Maxwell-Elementes um eine Temperaturabhängigkeit in Form einer Arrheniusfunktion der Dissipationsfunktion erweitert, Abbildung 56. Da sich die Änderung allein auf die Dissipationsfunktion beschränkt, bleiben die Beschreibungen entsprechend Glg. 14 einschließlich des Gesamtspannungsexponenten und Glg. 15 mit dem Verhältnis der Invarianten der Verzerrungsrate erhalten.

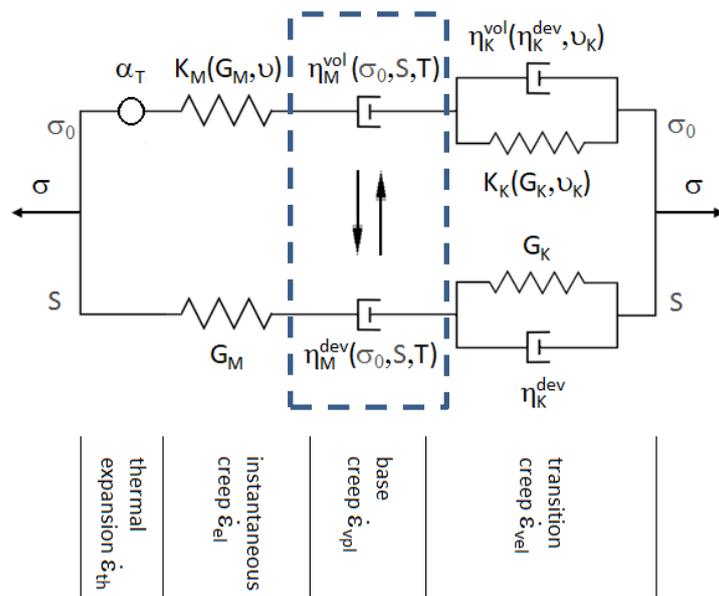


Abbildung 56: Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellteil mit thermische Aktivierung

Die Anpassung mit dem thermisch erweiterten Modellansatz führte jedoch zu keiner substanziellen Verbesserung. Mit der Temperaturabhängigkeit wurde zwar ein zusätzlicher Freiheitsgrad eingeführt, aus der Anpassung ergab sich jedoch keine Relevanz dieses Parameters.

Grundsätzlich könnte die Begrenzung auf den viskosen Anteil des Maxwell-Elementes mit diesem Ergebnis und dem Hinweis auf die Kürze der Versuchsphase und damit auf das noch wirksame Übergangskriechen abgeschlossen werden. Das unterschiedliche Verhalten zwischen deviatorischen und volumetrischen Deformationsverhalten, Kapitel 7.4, motivierte zu einer weiteren Ergänzung des viskosen Anteils des Maxwell-Elementes, Abbildung 57 und Glg. 18. Die Kopplung von volumetrischem und deviatorischem Spannungsanteil in der Fließfunktion von Glg. 14 führt dazu, dass sich beide Spannungsanteile gemeinsam im volumetrischen und im deviatorischen Deformationsverhalten bemerkbar machen. Ein Deformationsverhalten auf einem Zweig, was unabhängig vom Spannungszustand des anderen Zweiges ist, ist mit dem Ansatz in Glg. 14 nicht möglich. Wird der Faktor m der gemittelten Spannung oder der Faktor n der Vergleichsspannung zu Null gesetzt, führt das nicht nur zum Wegfall dieses Spannungseinflusses in der Fließfunktion sondern eliminiert das viskose Deformationsverhalten dieses Zweiges. Um auf der Deformationsseite eine spannungsseitige Entkopplung zu ermöglichen, wurde das viskoplastische Teilstoffmodell um eine weitere Ansatzfunktion ergänzt. Indem in beiden gleichartigen Ansatzfunktionen, Glg. 18, die Vorfaktoren wechselseitig ein- und ausgeschaltet lässt sich ein rein isotropes oder ein rein deviatorisches Deformationsverhalten unabhängig vom Spannungsanteil des jeweils anderen Zweiges modellieren. Dabei kann zusätzlich der Temperatureinfluss auf den beiden Zweigen individuell modelliert werden. Bereits bei der spannungsseitigen Entkopplung auf den beiden Zweigen im Zusammenhang mit individueller Temperaturempfindlichkeit stellt sich die Frage, ob es sich nicht um zwei unabhängige Prozesse handelt. Die Möglichkeit der spannungsseitigen Kopplung innerhalb der beiden Teilfunktionen weist in diese Richtung.

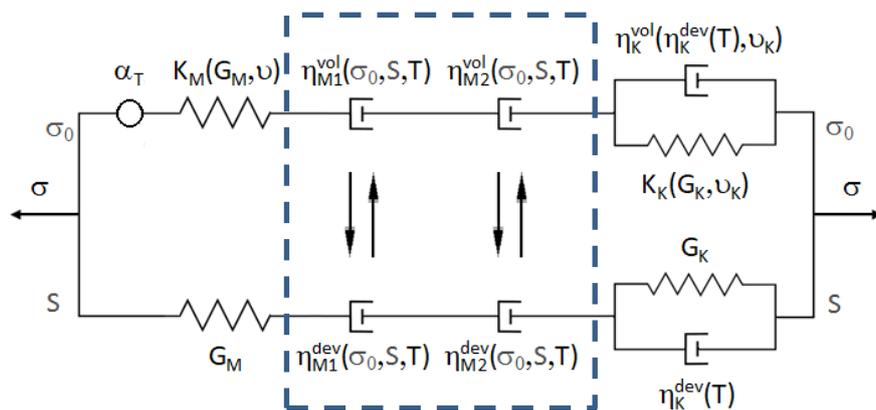


Abbildung 57: Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator - Langzeitverhalten im markierten Maxwellanteil mit erweiterter Spannungsfunktion und thermischer Aktivierung

$$\dot{\epsilon}_{vpl} = \sum_{i=1}^2 \left(g_i e^{-\frac{Q_{M,i}}{RT}} (m_i |\sigma_0|^{p_i} + n_i \sigma_{vM}^{p_i})^q \left(\frac{m_i p_i |\sigma_0|^{p_i-2} \sigma_0}{3} \mathbf{I} + \frac{3}{2} n_i p_i \sigma_{vM}^{p_i-2} \mathbf{S} \right) \right)$$

Glg. 18

Durch die Unabhängigkeit der Spannungsexponenten p_i und der Aktivierungsenergien Q_i , Glg. 18, wird die Bestimmung des Gesamtspannungsexponenten auf den beiden Deformationspfaden und insbesondere die Bestimmung der Invarianten des Tensors der Verzerrungsrate sehr viel komplexer. In Glg. 19 ist in der oberen Gleichung als volumetrischer Anteil die erste Invariante und in der unteren Gleichung der Deviator des Tensors der Verzerrungsrate aufgeführt. Dieser Deviator ist die Eingangsgröße zur Bestimmung der viskoplastischen Vergleichsverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{vM,vpl}$, Glg. 10.

$$\dot{\epsilon}_{0,vpl} = \sum_{i=1}^2 \left(g_i e^{-\frac{Q_{M,i}}{RT}} (m_i |\sigma_0|^{p_i} + n_i \sigma_{vM}^{p_i})^q m_i p_i |\sigma_0|^{p_i-2} \right) \sigma_0$$

Glg. 19

$$\dot{\epsilon}_{vpl} = \sum_{i=1}^2 \left(g_i e^{-\frac{Q_{M,i}}{RT}} (m_i |\sigma_0|^{p_i} + n_i \sigma_{vM}^{p_i})^q \left(\frac{3}{2} n_i p_i \sigma_{vM}^{p_i-2} \mathbf{S} \right) \right)$$

Das Verhältnis zwischen den beiden ersten Invarianten $\dot{\epsilon}_{0,vpl}$ und $\dot{\epsilon}_{vM,vpl}$ der Kriechrate ist bei gleichem Wert σ für die beiden Spannungsinvarianten σ_0 und σ_{vM} kein konstanter Faktor mehr wie in Kapitel 8.2.1, sondern abhängig von diesem Spannungswert σ und durch die Unabhängigkeit der Aktivierungsenergien zusätzlich von der Temperatur. Für das Beispiel eines spannungsseitig entkoppelten Teilstoffmodells mit $m_1 = 1, n_1 = 0, m_2 = 0, n_2 = 1$, d. h. Zweig 1 ist rein volumetrisch und Zweig 2 rein deviatorisch, ergibt sich der Gesamtspannungsexponent auf dem volumetrischen Zweig 1 zu $q_{1,ges} = p_1 q + p_1 - 1$ und auf dem deviatorischen Zweig 2 zu $q_{2,ges} = p_2 q + p_2 - 1$ sowie das Invariantenverhältnis der Verzerrungsraten unter Annahme des Spannungswertes σ zu $\dot{\epsilon}_{0,vpl}/\dot{\epsilon}_{vM,vpl} = g_1/g_2 p_1/p_2 e^{(Q_{M,2}-Q_{M,1})/RT} \sigma^{(p_1-p_2)(q+1)}$.

Ein Ergebnis aus Kapitel 8.2.1 war, dass eine thermische Aktivierung erforderlich ist, das Ergebnis aus der in diesem Unterkapitel voranstehenden Betrachtung, dass es einer Unabhängigkeit zwischen isotropem und deviatorischem Spannungszweig bedarf, um experimentell beobachtete Effekte abbilden zu können. Für das wegen dieser Anforderungen weiter ergänzte Teilstoffmodell entsprechend Glg. 18 heißt das wegen der dort vorhandenen Summenbildung jedoch weder, dass beide Prozesse thermisch aktiviert sein müssen – ein Teilprozess darf sehr wohl temperaturunabhängig sein –, noch dass beide viskoplastischen Teilprozesse spannungsseitig entkoppelt sind – ein Teilprozess darf sehr wohl spannungsseitig gekoppelt sein. In Tabelle 14 sind die untersuchten Varianten aufgeführt. Die Parameter m_1 und n_2 sind in allen Varianten Eins und daher in der Tabelle nicht mit aufgeführt.

Tabelle 14: Temperaturabhängige Anpassung des Maxwellelementes im Endbereich der einzelnen Kriechphasen

Variante	g_1	$Q_{M,1}$	n_1	p_1	g_2	$Q_{M,2}$	m_2	p_2	q	$q_{1,ges}$	$q_{2,ges}$
	1/d	kJ/mol	-	-	1/d	kJ/mol	-	-	-	-	-
Var. 2.1	$5,6 \cdot 10^{-3}$	16	$0,0^{*1}$	$1,0^{*1}$	$3,6 \cdot 10^3$	54	0^{*1}	$1,0^{*1}$	$1,0^{*1}$	1,0	1,0
Var. 2.2	$2,7 \cdot 10^{-7}$	0^{*2}	$0,0^{*1}$	1,8	$1,2 \cdot 10^5$	63	0^{*1}	0,8	$1,0^{*1}$	2,5	0,6
Var. 2.3	$8,4 \cdot 10^{-3}$	17	0,07	$1,0^{*1}$	$4,1 \cdot 10^7$	75	0^{*2}	$1,0^{*1}$	$1,0^{*1}$	1,0	1,0
Var. 2.4	$6,4 \cdot 10^{-7}$	0^{*2}	0,1	1,6	$1,2 \cdot 10^6$	78	0,19	1,4	$1,0^{*1}$	2,2	1,7
Var. 2.5	$1,5 \cdot 10^{-6}$	0^{*2}	0,025	0,35	$2,9 \cdot 10^{-7}$	95	0^{*2}	1,4	9,0	2,5	13

*1: Festgelegter Parameter in der Variante

*2: Ergebnis des Identifikationsprozesses

Die Komplexität aufgrund zusätzlicher freier Parameter steigt mit der Nummer der Variante in Tabelle 14. Die Varianten Var. 2.1 und Var. 2.2 sind spannungsseitig vollständig entkoppelte Varianten. Während in Var. 2.1 die Spannungsexponenten p_1 und p_2 entsprechend eines typischen Betonmodells auf 1 festgelegt ist, werden sie in Var. 2.2 variiert. Die Varianten 2.3 bis 2.5 sind als spannungsseitig vollständig gekoppelte Varianten angelegt. Var. 2.3 geht noch einmal von einem Spannungsexponenten von 1 aus, in Var. 2.4 sind die Exponenten p_1 und p_2 bereits freie Parameter, in Var. 2.5 sind alle Parameter frei variierbar. Die Entkopplung im zweiten Teilprozess durch $m_2 = 0$ in Var. 2.3 und Var. 2.5 ist im Gegensatz zur Vorfestlegung in Var. 2.1 und Var. 2.2 das Ergebnis des Identifikationsprozesses und keine Vorfestlegung. Ebenso ist die Aktivierungsenergie $Q_{M,1} = 0 \text{ kJ/mol}$ in den Varianten 2.2, 2.4 und 2.5 ein Ergebnis des Identifikationsprozesses.

Im Vergleich von Abbildung 58 mit Abbildung 54 ist bereits für die einfachste Variante, Var. 2.1, die Verbesserung zu erkennen. Das thermisch induzierte deviatorische Verhalten in den beiden Belastungsstufen kann nun abgebildet werden. Gleichzeitig steigt die Approximationsgüte. In Abbildung 59 ist für Var. 2.1 das Verhältnis von berechneter Dehnungsrate zu gemessener Rate für die beiden gemessenen Richtungen sowie die daraus bestimmbaren Vergleichsgrößen dargestellt. Die Farbcodierung ermöglicht die Zuordnung zur Versuchstemperatur. Wegen der logarithmierten Darstellung lässt sich von den Werten der Belastungsstufe 19.7 nur die Vergleichsdehnungsrate darstellen, siehe auch Abbildung 58. Die Verbesserung, die mit den zusätzlichen freien Parametern ermöglicht wird, lässt sich an der sich verringernenden Bandbreite beim Vergleich von Abbildung 59 mit Abbildung 60 erkennen.

In Abbildung 59 und Abbildung 60 sind die im Identifikationsprozess unberücksichtigten Versuchsphasen mit enthalten, sie sind aber aufgrund der Kennung ihrer Versuchsphase identifizierbar. Diese Phasen sind stets diejenigen mit der höchsten Abweichung. Die Höhe dieser Abweichungen sowie unterschiedliche Vorzeichen zwischen gemessenen und berechneten Werten sind Hinweise auf einen auch im zusätzlich erweiterten Modell nicht enthaltenen Prozess.

Unabhängig von der betrachteten Variante weist die effektive Vergleichsdehnungsrate die größte Abweichung auf, die volumetrische Dehnungsrate zeigt wegen ihrer Mittelung ein deutlich besseres Approximationsverhalten.

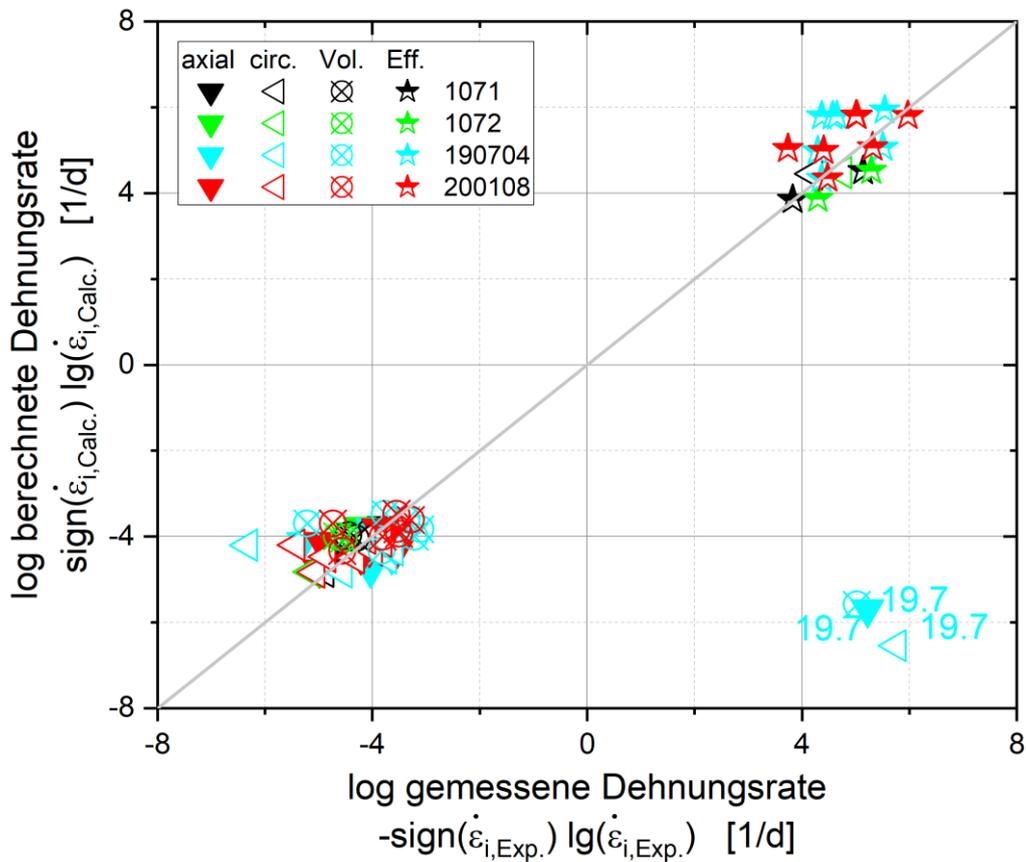


Abbildung 58: GRS-Laborversuche – Berechnete Kriechraten in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements gegenüber der jeweiligen gemessenen Kriechrate im doppeltlogarithmischen Maßstab, Var. 2.1

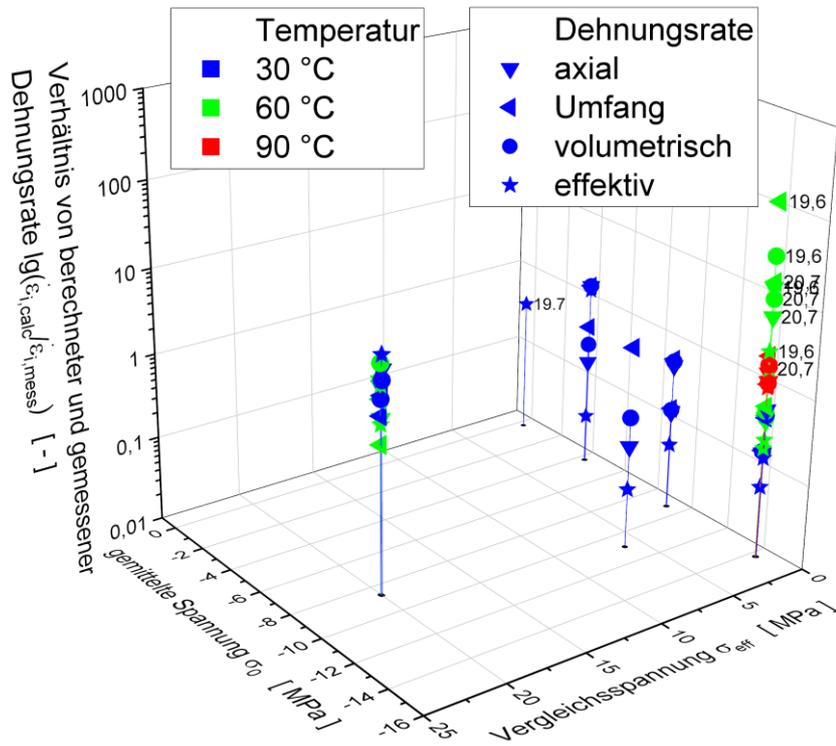


Abbildung 59: GRS-Laborversuche – Logarithmiertes Verhältnis von berechneter zu gemessener Kriechrate in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements, Var. 2.1

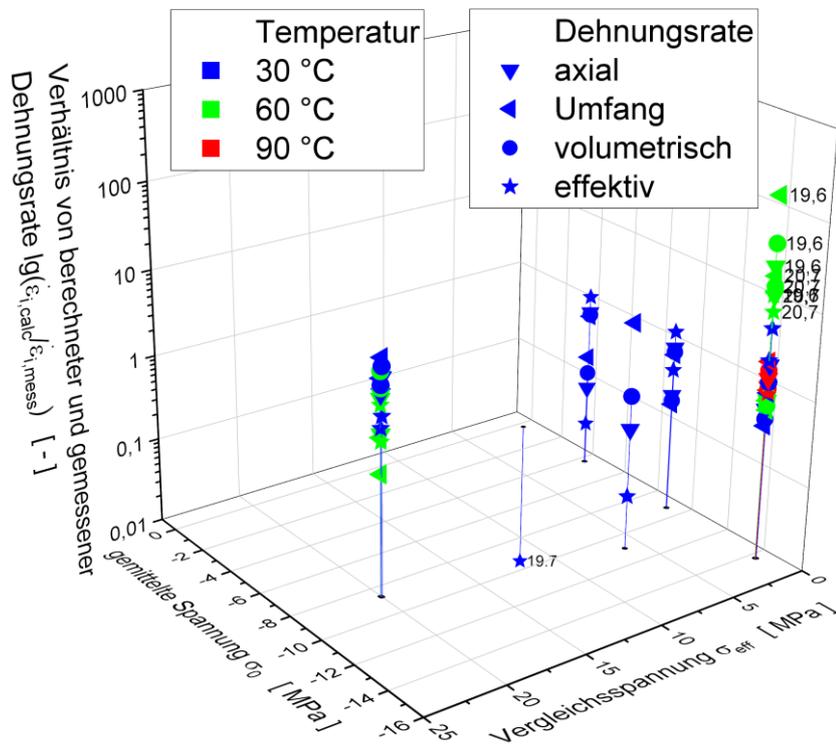


Abbildung 60: GRS-Laborversuche – Logarithmiertes Verhältnis von berechneter zu gemessener Kriechrate in axialer Richtung, in Umfangsrichtung, volumetrisch und effektiv des thermisch aktivierten und in der Spannungsfunktion erweiterten Maxwellelements, Var. 2.5

Mit Zunahme der zu variierenden Parameter im Stoffmodell in der Regel die Approximationsgüte. Aufgrund dieser Verbesserung kristallisieren sich einige charakteristische Merkmale heraus: Auch wenn in den entkoppelten Varianten das Verhältnis zwischen den Vorfaktoren g_1 und g_2 zunächst mit bis zu 12 Größenordnungen sehr groß erscheint und sich deshalb auf den ersten Blick vermuten ließe, dass ein Deformationsanteil vernachlässigt werden kann, relativiert sich dieser Eindruck, wenn zusätzlich der Einfluss der Temperaturfunktion berücksichtigt wird. Durch das Zusammenwirken von Vorfaktor und Temperaturfunktion reduziert sich das Verhältnis auf eine Größenordnung. Diese Relativierung ergibt sich auch bei den spannungsgekoppelten Varianten 2.3 und 2.4: Bei Var. 2.5 müssen zusätzlich die Größen und das Verhältnis der Gesamtspannungsexponenten zueinander berücksichtigt werden, so dass insgesamt festgestellt werden kann, dass beide Summationsanteile für eine adäquate Beschreibung benötigt werden.

Im Hinblick auf ihr Erfordernis gilt das gleiche für die gekoppelten Varianten 2.3 bis 2.5 in Bezug auf das Verhältnis von isotropen zu deviatorischem Anteil im ersten Summanden. Das Verhältnis dieser beiden Spannungsanteile wird durch $(m_1 = 1)/n_1$ beschrieben und liegt zwischen 10 und 40. Daher kann der Prozess, der mit diesem ersten Summanden abgebildet wird, als ein Prozess beschrieben werden, der sowohl vom isotropen als auch vom deviatorischen Spannungsanteil beeinflusst wird, wobei der isotrope Anteil dominiert.

Mit einem Gesamtspannungsexponent $q_{1,ges}$ für diesen ersten Summanden im Bereich von 2 kann nicht mehr von einer linearen Spannungsabhängigkeit wie in üblichen Betonstoffmodellen ausgegangen werden. Auf der anderen Seite ist der Exponent deutlich niedriger, wie er für Steinsalz mit Werten zwischen 4 und 7 üblicherweise angesetzt wird. Die thermische Aktivierung dieses Prozesses ist vernachlässigbar gering. Der zweite Prozess, beschrieben mit dem zweiten Summanden, zeigt in seiner Spannungsabhängigkeit kein so eindeutiges Verhalten wie der erste. Die Ursache liegt im Lösungsverhalten während der Parameteridentifikation; in Teilen liegt die Lösung nahezu auf einem Plateau, so dass auch deutlich abweichende Parametervektoren vergleichbare Ergebnisse erzielen. Von dieser Abhängigkeit sind insbesondere die Parameter g_2 , p_2 und q betroffen. Es kann aber festgestellt werden, dass nur eine geringe bis keine isotrope Spannungsabhängigkeit besteht und der Gesamtspannungsexponent voraussichtlich eher in einem für Steinsalz typischen Wertebereich liegt. Ebenso lässt sich eine thermische Aktivierung feststellen, welche ebenfalls im Wertebereich der Aktivierungsenergie von Steinsalz liegt.

8.2.4 Übergangskriechen

Nach den zeitunabhängigen Anteilen und der Integration des zeitabhängigen Langzeitverhaltens behandelt dieses Kapitel das durch den Kelvinanteil beschriebene Übergangskriechen, Abbildung 61.

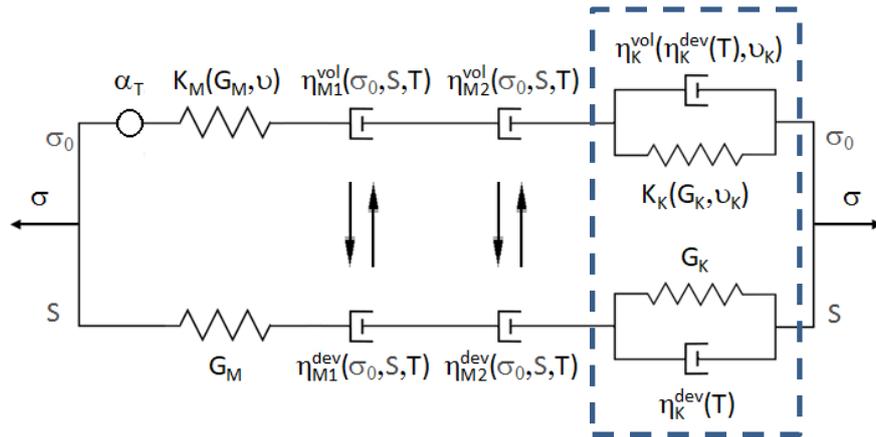


Abbildung 61: Stoffmodell für das bruchlose Verformungsverhalten von Sorelbeton bei Zerlegung in Kugeltensor und Deviator – mit erweitertem Maxwellanteil und mit Kelvinanteil

Der Kelvinanteil wird durch eine Differentialgleichung erster Ordnung beschrieben, Glg. 20,

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C} \boldsymbol{\varepsilon} + \mathbb{D} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad \text{Glg. 20}$$

wobei \mathbb{C} der vierstufige Elastizitätstensor, der unter Annahme eines isotropen Verhaltens mit Hilfe der Elastizitätsgrößen Schubmodul G_K und Querkontraktion ν_K gebildet wird, und \mathbb{D} ist der vierstufige Dämpfungstensor, der in Analogie zum isotropen Elastizitätstensor mit Hilfe der Viskosität η_K^{dev} und der Querkontraktion ν_K des instantanen elastischen Verhaltens gebildet wird. Das Verhältnis von η_K^{dev}/G_K wird als Retardationszeit τ_K des Kelvinprozesses bezeichnet. Die Bedeutung der Retardationszeit wird insbesondere bei einer spannungsgeführten Versuchsführung deutlich, bei der zum Zeitpunkt t_1 der Spannungssprung σ_1 erfolgt, Abbildung 9. Bei einer komponentenweisen Betrachtung z. B. des deviatorischen Zweiges entsprechend Abbildung 61 ergibt sich mit einem Spannungssprung S_{11} die Lösung der oben stehenden Differentialgleichung Glg. 20 zu

$$e_{11}(t) = \frac{S_{11}}{2G_K} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_K}} \right) \quad \text{Glg. 21}$$

wobei entsprechend Glg. 10 e_{ij} die Komponenten des deviatorischen Anteils des Verzerrungstensors sind, wohingegen e die Exponentialfunktion ist. Die maximal mögliche viskoelastische Deformation des Kelvinelementes aufgrund eines Spannungssprungs ist auf $e_{11,max} = S_{11}/(2G_K)$ begrenzt. Beginnend mit einer viskoelastischen Deformation von Null reduziert sich die mögliche viskoelastische Deformationsfähigkeit im Kelvinelement mit jedem Zeitintervall τ_K auf den Anteil $1/e \approx 0,37$, Glg. 21. Während also z. B. bei einem radiologischen Zerfall mit einer Halbwertszeit τ_K 50 % der vorhandenen Teilchen zerfallen, baut sich in einem Kelvinelement innerhalb der Retardationszeit τ_K 63 %, das ist $1 - 1/e$ der jeweils verbliebenen Deformationsfähigkeit des Kelvinelementes ab.

In der Betonliteratur findet sich im Zusammenhang mit der hier behandelten sprunghaften Zustandsänderung der Begriff der Nachgiebigkeit $J(t)$, bzw. als dessen Kehrwert der Relaxationsmodul $R(t)$. Der Zusammenhang zu Glg. 21 liegt bei $e_{ij} = J(t) S_{ij}$ unmittelbar auf der Hand. Bei rheologischen Elementen, die auf einen Deformationssprung reagieren können - was beim Kelvinelement nicht der Fall ist (vgl. Abbildung 9) – beschreibt $\sigma = R(t) \varepsilon$ diesen nichtlinearen Spannungs-Dehnungszusammenhang.

Indem die Querkontraktion ν_K des zeitinvarianten elastischen Verhaltens auch im viskosen Anteil des Kelvinelementes Anwendung findet, bleibt das Verhältnis von Kompressionsmodul K_K und Viskosität des volumetrischen Anteils η_K^{vol} und damit die Retardationszeit τ_K unverändert erhalten, so dass sich die Lösung von Glg. 20 auf der volumetrischen Seite wie folgt ergibt

$$\varepsilon_0(t) = \frac{\sigma_0}{K_K} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_K}} \right) \quad \text{Glg. 22}$$

Folgende Fragen standen bei der Betrachtung des Übergangskriechens im Vordergrund:

- Lässt sich die Wirkung des Kelvinelementes auf einen Deformationszweig beschränken?
- Ist eine thermische Aktivierung im Kelvinanteil zu berücksichtigen?

Die beiden Fragen wurden im Rahmen der Parameteranpassung untersucht. Es wurde das Zeitverhalten einzelner Versuche, von Versuchsgruppen – deviatorisch oder isotrop - oder aller Versuche gemeinsam analysiert. Dabei wurde auf den vorangegangenen Ergebnissen des Kapitels 8.2.3 aufgesetzt.

Über Schalter konnten die Kelvinelemente in den einzelnen Deformationszweigen genutzt werden. Die Nutzung der Kelvinelemente auf beiden Zweigen führte stets zu besseren Ergebnissen als die Nutzung auf nur einem Zweig. Allerdings ist der Einfluss auf dem volumetrischen Zweig ausgeprägter als auf dem deviatorischen Zweig. Dieser stärkere Einfluss des volumetrischen Zweiges auf die Anpassung gilt im Übrigen auch, wenn in der Auswertung nur die deviatorisch dominierten Versuche betrachtet wurden.

Zur thermischen Aktivierung wurde analog zum Maxwellelement die Viskosität um einen Arrheniusansatz $e^{-Q_K/RT}$ erweitert. Da vermutet wird, dass es unterschiedliche physikalische Prozesse sind, die dem Maxwellelement und dem Kelvinelement zu Grunde liegen, werden die Aktivierungsenergien von Maxwellelement und von Kelvinelement als voneinander unabhängig angesehen. Allerdings muss angemerkt werden, dass sich die Untersuchung auf die gemeinsame Aktivierung des volumetrischen und des deviatorischen Zweiges erstreckt. Eine individuelle Aktivierung nur eines Zweiges analog zur Untersuchung des Maxwellelementes steht noch aus. Im Ergebnis zeigte sich, dass eine Beschränkung der thermischen Aktivierung allein auf den Maxwellanteil nicht ausreicht. Die folgenden Einzelfallbetrachtungen, zu denen in Tabelle 15 die Parameter des Kelvinelementes angegeben sind, gehen auf diesen Punkt näher ein.

Tabelle 15: Ausgewählte Varianten zur Anpassung des Kelvinelementes mit Angabe des Schubmoduls G_K , der Scherviskosität η_K^{dev} , der Retardationszeit τ_K , der Aktivierungsenergie Q_K und der Querkontraktion ν_K

Variante	G_K		η_K^{dev}			τ_K			Q_K	ν_K
	(30 °C)		(60 °C)	(90 °C)	(30 °C)	(60 °C)	(90 °C)			
	[MPa]	[MPa d]	[MPa d]	[MPa d]	[d]	[d]	[d]	[kJ/mol]		
71.K-Var.1	3200	10020	10020	10020	0,319	0,319	0,319	0	0,05	
71.K-Var.2	14,2	75658	27057	11468	$1,88 \cdot 10^{-4}$	$5,25 \cdot 10^{-4}$	$1,24 \cdot 10^{-3}$	29	0,16	
72.K-Var.1	844	41368	7280	1707	$2,04 \cdot 10^{-2}$	0,116	0,494	49	0,06	
72.K-Var.2	1151	55268	2780	229	$2,08 \cdot 10^{-2}$	0,414	5,021	84	0,28	
K-Var.Dev	733	134676	3907	203	$5,45 \cdot 10^{-3}$	0,188	3,606	99	0,26	
19.K-Var.1	131	4637	1198	387	$2,82 \cdot 10^{-2}$	0,109	0,338	38	0,28	
19.K-Var.2	141	4483	699	148	$3,15 \cdot 10^{-2}$	0,202	0,955	52	0,30	
19.K-Var.3	73,0	2741	713	232	$2,66 \cdot 10^{-2}$	0,102	0,315	38	0,35	
20.K-Var.1	93,7	10705	1439	270	$8,75 \cdot 10^{-3}$	$6,51 \cdot 10^{-2}$	0,348	56	0,37	
20.K-Var.2	110	16372	1975	338	$6,74 \cdot 10^{-3}$	$5,59 \cdot 10^{-2}$	0,327	59	0,32	
20.K-Var.3	71,0	8035	718	95,6	$8,84 \cdot 10^{-3}$	$9,89 \cdot 10^{-2}$	0,743	68	0,41	
K-Var.Iso	77,2	10953	462	32,9	$7,04 \cdot 10^{-3}$	0,167	2,347	89	0,39	
All.K-Var.1	733	134676	3907	203	$5,45 \cdot 10^{-3}$	0,188	3,606	99	0,26	
All.K-Var.2	338	36692	5421	1099	$9,22 \cdot 10^{-3}$	$6,24 \cdot 10^{-2}$	0,308	54	0,09	

Auch wenn sich die deviatorischen Versuche auf die beiden ersten thermischen Laststufen von 30 °C und 60 °C beschränken, sind die Werte des Stoffmodells für die Laststufe bei 90 °C zur Vervollständigung in Tabelle 15 mit angegeben. Für jeden der beiden deviatorischen Versuche sind zwei Varianten der individuellen Anpassung ausgewählt sowie eine Variante der gemeinsamen Anpassung. Bei den beiden isotropen Versuchen sind jeweils drei individuelle Anpassungen und eine gemeinsame Anpassung aufgeführt. Den Abschluss in Tabelle 15 bilden zwei Varianten, in der alle vier Versuche gemeinsam berücksichtigt wurden. Für diese Varianten ist in der Tabelle der Schubmodul G_K des Kelvinelementes angegeben und aufgrund der Temperaturabhängigkeit die Scherviskosität η_K^{dev} bei den in diesem Kapitel zugrundeliegenden Temperaturstufen. Abhängig von der sich verändernden Viskosität ergibt sich zusammen mit dem Schubmodul die sich ebenfalls verändernde Retardationszeit τ_K . Zur Vervollständigung ist die die Scherviskosität beeinflussende Aktivierungsenergie Q_K mit aufgeführt. Die Übertragung zwischen deviatorischer Seite und volumetrischer Seite erfolgt mittels der in der Tabelle angegebenen Querkontraktion ν_K .

In Abbildung 62 bis Abbildung 65 ist der Vergleich des gemessenen Verhaltens mit dem gerechneten für die einzelnen Versuche dargestellt, Abbildung 66 enthält die Darstellung einer Anpassung, die alle vier GRS-Versuche berücksichtigt hat. Unter dem Begriff der „Messung“

werden an dieser Stelle die durch Zeitreihenanpassung angenäherten Versuchsdaten, die daraus bestimmten volumetrischen und Vergleichsdehnungen sowie die zugehörigen Zeitableitungen verstanden. Die Versuchssteuerung der deviatorischen Versuche wurde bereits in Tabelle 4 beschrieben, die der isotropen Versuche in Tabelle 6. Die bei Versuch 19 und in Abbildung 64 erkennbare Belastungsphase 7 hat keine Entsprechung in Versuch 20, vgl. Abbildung 65 und Tabelle 6.

Bei der folgenden Bewertung der Anpassungen ist die unterschiedliche Ausprägung der Versuche im Hinblick auf mechanische und thermische Laststufen, Zeitdauer der einzelnen Laststufen und Grad der Übereinstimmung der Wiederholmessungen zu berücksichtigen. Darüber hinaus sind Abweichungen zwischen Messung und Identifikation bei den Zeitableitungen, in den Abbildungen auf der rechten Seite, deutlicher zu erkennen als bei den Deformationen, in den Abbildungen auf der linken Seite. Der Vergleich der gemessenen Daten mit den berechneten Ergebnissen zeigt den aktuellen Stand des Stoffmodells:

- das volumetrische Verhalten kann insgesamt besser abgebildet werden als das deviatorische Verhalten;
- das Übergangskriechen in den einzelnen thermischen Laststufen kann nur mit unterschiedlicher Güte approximiert werden – während in den Messungen bei aufeinander folgende thermische Laständerungen in beiden Laststufen eine nichtlineare Deformationsrate festgestellt wird, weist im approximierten Verhalten zwar i. d. R. eine Laststufe eine nichtlineare Rate auf, die andere ist jedoch durch eine konstante oder zeitlich linear veränderliche Rate gekennzeichnet;
- die verringerte Anpassungsgüte in den Raten wirkt sich insbesondere in der Vergleichsdehnung und dort vor allen bei den isotropen Versuchen aus;
- der Übergang vom Kelvin- zum Maxwellverhalten erfolgt beim Vergleich zwischen volumetrischer und effektiver Deformationsrate unterschiedlich schnell, vgl. dazu insbesondere die deviatorischen Versuche in Abbildung 62 und Abbildung 63; vom Kelvinelement kann dieses Verhalten aktuell nicht abgebildet werden kann, da das Kelvinelement nur eine gemeinsame Aktivierungsenergie für den volumetrischen und den deviatorischen Deformationszweig aufweist. Diese Gemeinsamkeit führt dazu, dass von thermischer Seite aus nur derselbe Einfluss auf die Retardationszeit der beiden Deformationszweige besteht; die isotropen Versuche erlauben wegen der Kürze ihrer Laststufen und der gemessenen Vergleichsdehnungsrate, Abbildung 64 und Abbildung 65, keine eindeutige Aussage;
- das verfügbare Deformationsvermögen des Kelvinelementes ist bei konstanter Last entsprechend den analytischen Lösungen in Glg. 21 und Glg. 22 eine Konstante und ergibt sich aus den anliegenden Spannungen und den elastischen Konstanten; wird in einer Variante diese mögliche viskoelastische Deformationsfähigkeit in einer ersten Laststufe aufgebraucht, verbleibt in der nachfolgenden Stufe nur noch das viskoplastische Deformationsverhalten des Maxwellelementes, vgl. 71.K-Var.1 in Abbildung 62;
- bei der gemeinsamen Betrachtung der deviatorischen Versuche, 7x.K-Var.Dev, folgt die Deformationsrate der Umfangsrichtung in der Anpassung dem monotonen Verlauf des Versuchs 72. Auch wenn das im Versuch 71 gemessene Verhalten in Umfangsrichtung aktuell als unphysikalisch für ein schädigungsfreies Deformationsverhalten eingestuft wird, lassen sich Parametersätze finden, die an dieser Stelle der Charakteristik des Versuchs 71 folgen.

Momentan steht eine Überprüfung in der Parameterbestimmung noch aus, um ein derartiges Verhalten für beliebige Zustandsänderungen auszuschließen;

- die Erfordernis, unphysikalisches Verhalten auszuschließen, wird noch einmal bei der Variante 20.K-Var.2 in Abbildung 65 deutlich. Die Versuchsbedingungen in der Versuchsphase 5 sind eine Konstante Versuchstemperatur von 90 °C und konstante Spannungsbedingungen von axial -15 MPa und radial -14 MPa. In den Messungen in dieser Phase wird sowohl in der axialen Deformation wie in der Umfangsdeformation ein kontinuierlich abnehmendes Verhalten festgestellt. Die Anpassung liefert jedoch bei ca. 50 Tagen ein Vorzeichenwechsel in den Raten, was eine rechnerische Volumenzunahme nach sich zieht; wie Tabelle 15 zu entnehmen ist, liegt der Parametervektor der Variante 20.K-Var.1 in der Nähe, weist aber kein derartiges Verhalten wie die Variante 20.K-Ver.2 auf;
- bei den isotropen Versuchen, Abbildung 64 und Abbildung 65, fällt der Deformationszuwachs sowohl in axialer wie in Umfangsrichtung trotz gleichbleibender mechanischer Last und gleicher Dauer der Laststufen in der 60 °C-Laststufe gegenüber der 30 °C- und der 90 °C-Laststufe am größten aus, Diese Abstufung kann mit dem Kelvinelement bei thermischer Aktivierung nachvollzogen werden;
- die gemeinsame Anpassung der isotropen Versuche zeigt, dass die wesentlichen Unterschiede trotz gleichartiger Belastungssteuerung in den ersten drei Laststufen zu finden sind;
- die Aktivierungsenergie für den viskoelastischen Anteil weist in den deviatorischen Versuchen mit 0 kJ/mol bis 84 kJ/mol eine große Bandbreite auf, Tabelle 15; die Ursachen dafür werden in der geringen Versuchsbasis und zu verbessernden Anpassung gesehen; für die deviatorischen Versuche lässt sich aber feststellen, dass eine thermische Aktivierung zu berücksichtigen ist; wesentlich geringer fällt die Bandbreite bei den isotropen Versuchen mit 38 kJ/mol bis 68 kJ/mol aus, so dass hier gesicherter von einer thermischen Aktivierung auszugehen ist; trotz unterschiedlicher Bandbreite liegt der Mittelwert der Aktivierungsenergie der Gruppe der deviatorischen Versuche und der Gruppe der isotropen Versuche nahe bei einander;
- Abbildung 66 zeigt abschließend, dass es trotz gemeinsamer Anpassung aller Versuche Parametervarianten gibt, die die deviatorischen Versuche gut erfassen, die jedoch zu einem zu steifen volumetrischen Verhalten führen und Varianten, die das volumetrische Verhalten gut abbilden, jedoch zu einem zu weichen deviatorischen Verhalten führen: Dieser Sachverhalt zeigt sich erfreulicherweise systematisch, seine Ursache ist jedoch noch unklar.

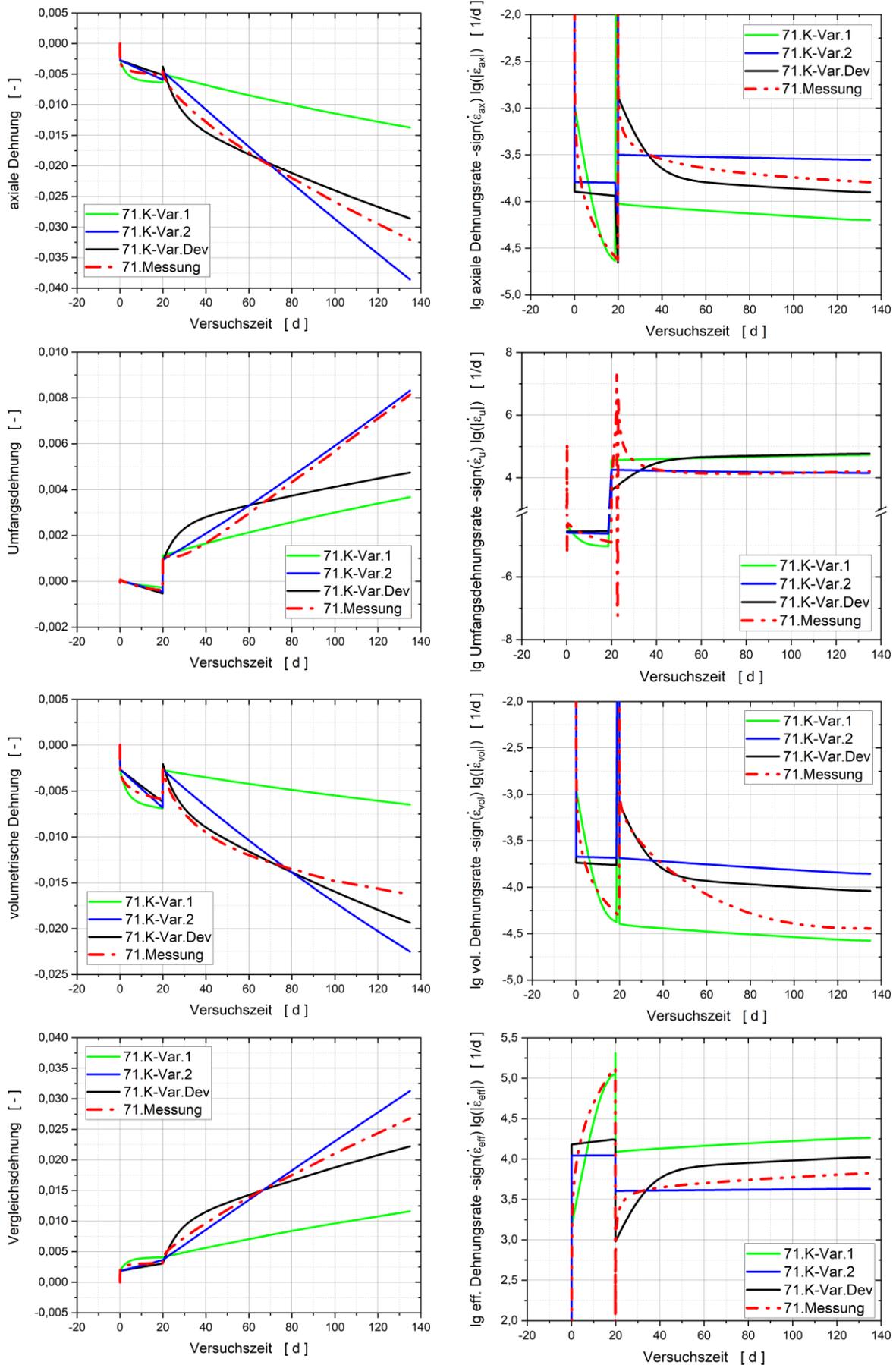


Abbildung 62: Laborversuch 1071 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung

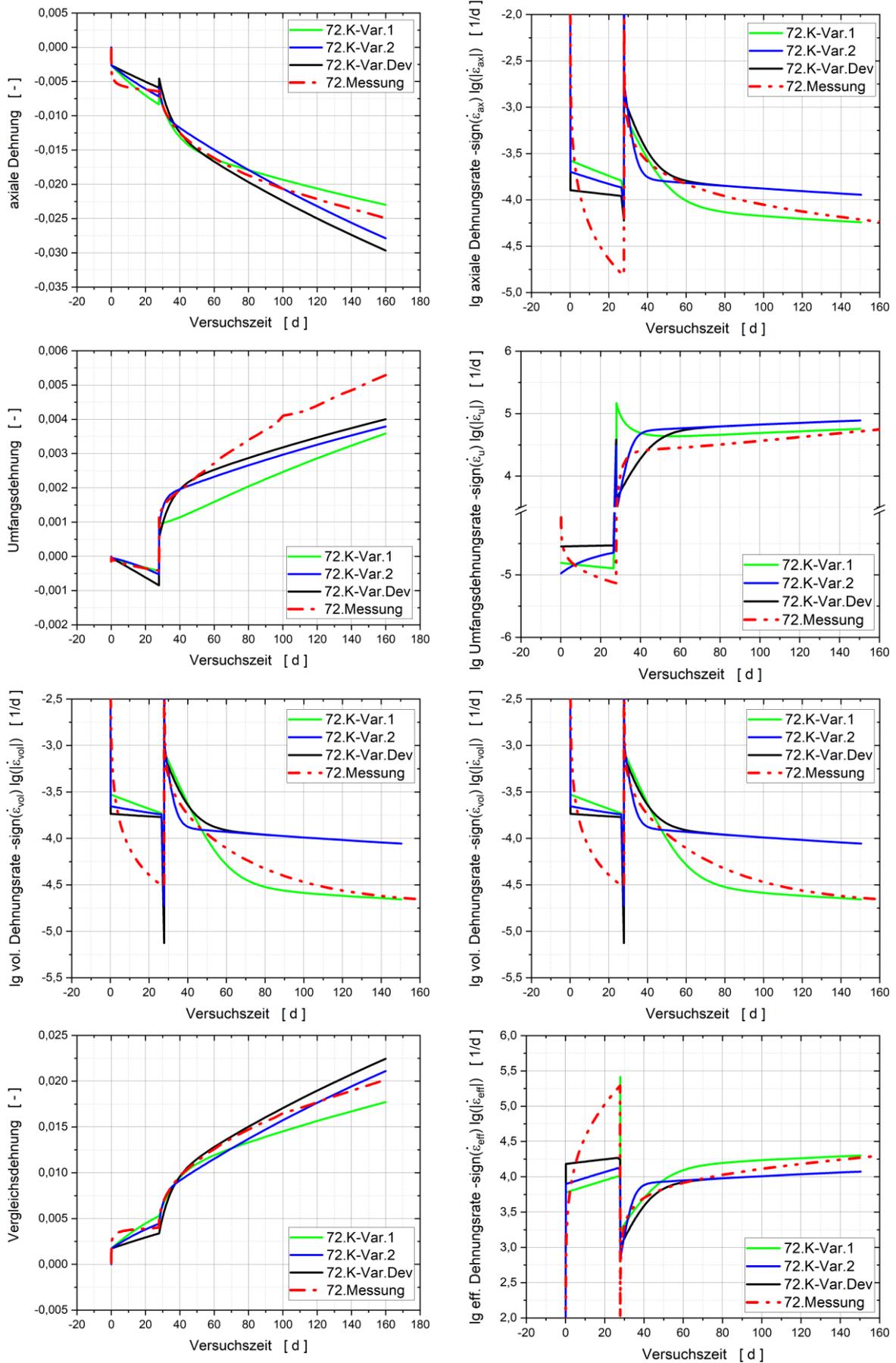


Abbildung 63: Laborversuch 1072 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung

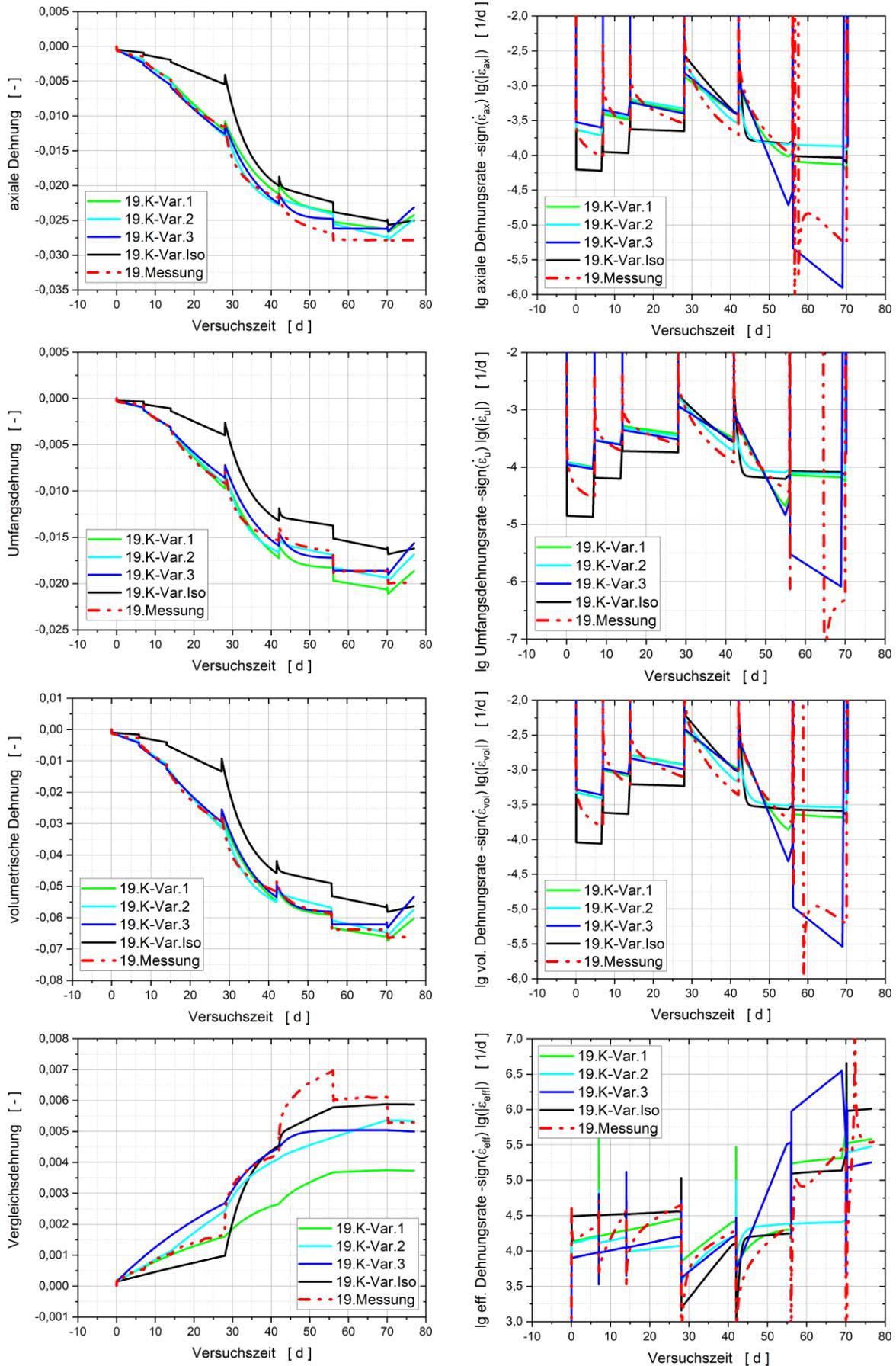


Abbildung 64: Laborversuch 190704 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung

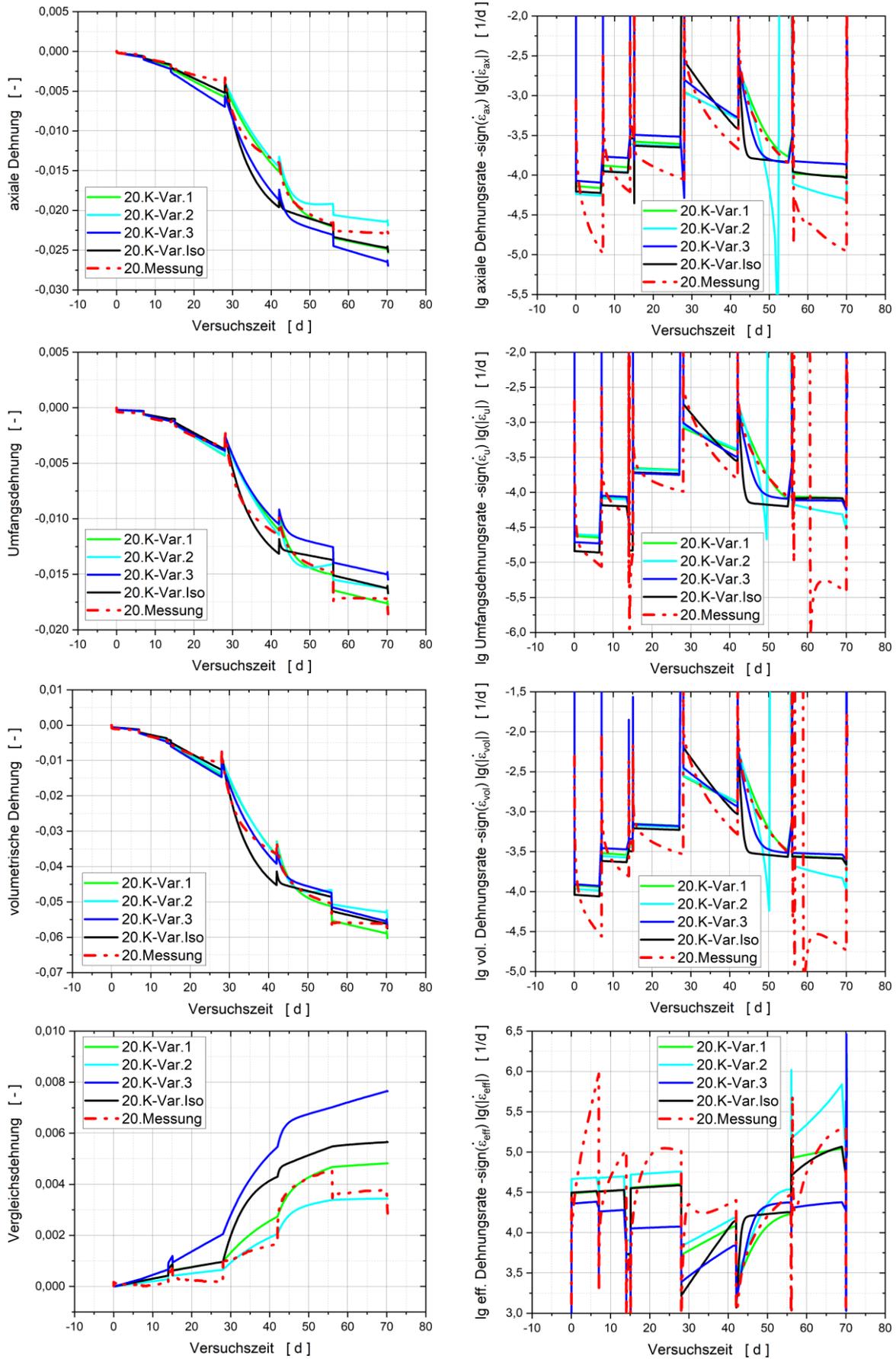


Abbildung 65: Laborversuch 200108 – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung

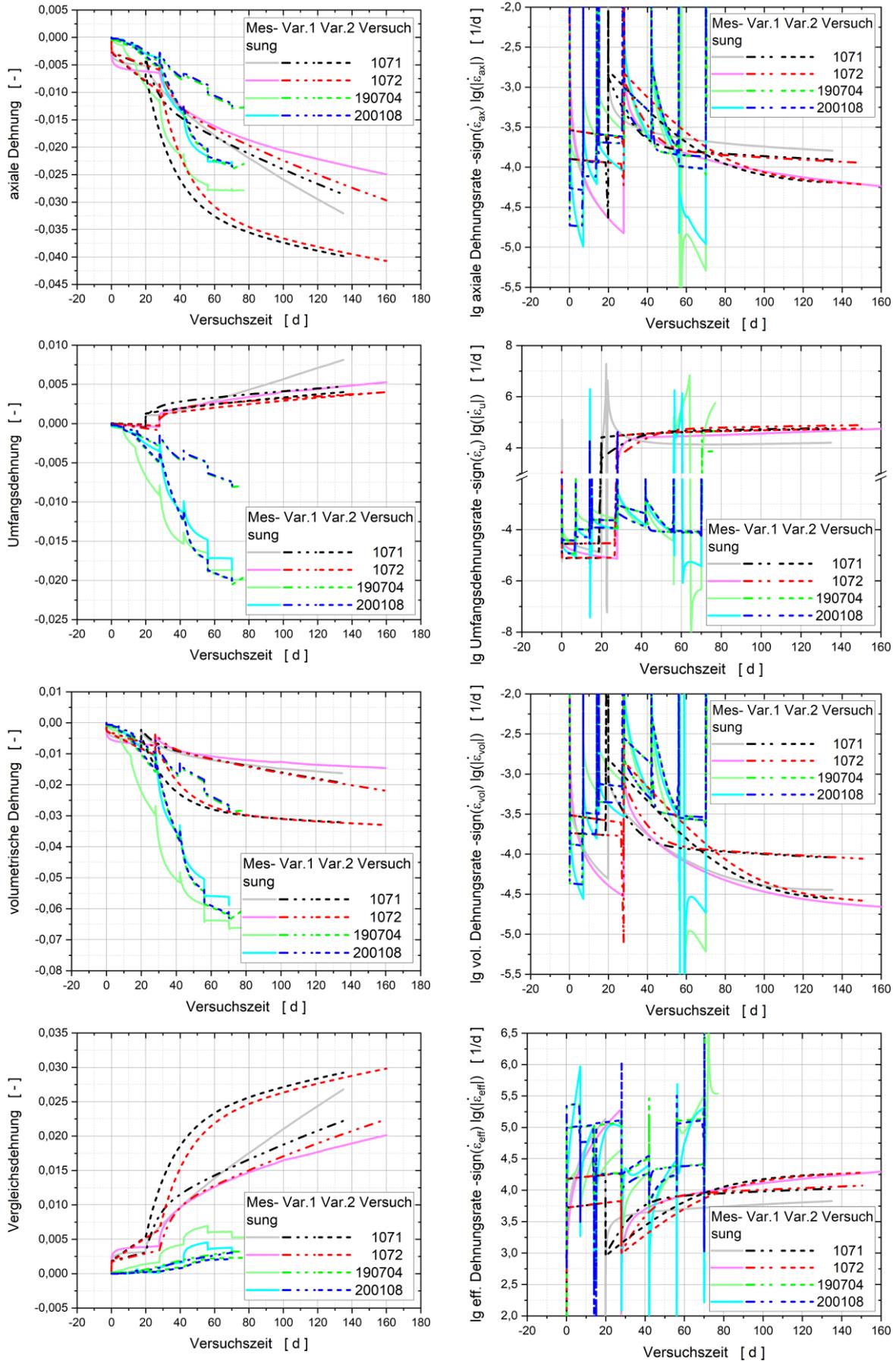


Abbildung 66: GRS-Laborversuche – Zeitreihenoptimierte Messdaten und Ableitung sowie Anpassung

8.3 Zusammenfassung des Ergebnisses der Parameteridentifikation für den Sorel-beton A1 und Diskussion

Die Analyse der Versuche an den baubegleitenden Proben aus Sorelbeton A1 hat eine Reihe an neuen Erkenntnissen für die Versuchsdurchführung, Modellentwicklung und Auswertung gebracht.

Die Strategie zur Auswahl des Versuchsregimes „überwiegend deviatorisch“ und „volumetrisch“ hat sich bewährt. Die Verlagerung der Versuchsführung auf Trennung der Prozessgrößen ist ein deutlicher Schritt vorwärts beim Prozessverständnis. Bei der Trennung, hier insbesondere der mechanischen Last in isotrope und deviatorische Komponente, kommt der Vergleichbarkeit der Versuche, die daher jeweils mindestens eine Doppelmessung erfordern, ein hoher Stellenwert zu.

Die auf den Versuchen basierende Auswertung der Versuche, die die mathematische Orthogonalität deviatorischer und volumetrischer Anteile berücksichtigt, ist sehr hilfreich bei der Stoffmodellformulierung und Parameteridentifikation, da sich unabhängige Prozesse separieren lassen und vorhandene Kopplungen auf skalarwertige Funktionen - ggf. in Abhängigkeit der Invarianten der maßgeblichen Spannungs- bzw. Verzerrungstensoren - reduziert werden.

Allerdings bedingt diese Ausrichtung der Versuche die Durchführung komplexerer, auf einander abgestimmter Versuche bzw. Versuchsgruppen, die es erlauben die dreidimensionalen Einflüsse zu erfassen und die größere Anzahl der Parameter möglichst unabhängig voneinander zu bestimmen. Die Zeitabhängigkeit des viskosen Verhaltens erfordert eine angemessen lange Versuchsdauer. Bereits aus Kriechversuchen anderer Materialien wie Salz ist die Bedeutung der Länge der Kriechphasen und damit über die Auswertung und Anpassung ihr Einfluss nicht nur auf die Materialparameter, sondern auch auf die Modellansätze bekannt.

Aufgrund vorhandener Vorinformation wurden die Parameter sukzessive identifiziert, wobei darauf geachtet wurde die Störung in Folge von Einflüssen aus Prozessen, die nicht im Fokus der jeweiligen Identifikation lagen, gering zu halten. Im Einzelnen erfolgte die Identifikation in drei wesentlichen Schritten – instantane Elastizität, Basiskriechen und Übergangskriechen, wobei in Abhängigkeit der vorhandenen Vorinformation ggf. innerhalb dieser drei Schritte auch noch der jeweilige Einfluss sukzessive einbezogen wurde. Die Ergebnisse der Identifikation lassen sich wie folgt einordnen.

Im Zusammenhang mit dem hier eingangs beschriebenen Stoffmodell konnten für das unverändert beibehaltene Teilstoffmodell zur instantanen Elastizität aus Vorinformationen bekannte Materialparameter bestätigt werden. Für den thermischen Expansionskoeffizienten wurde ein Wert ermittelt, der quantitativ in der Bandbreite der aus der Vorinformationen bekannten Werte lag. Für die elastischen Kennwerte – Kompressionsmodul und Schubmodul bzw. Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl – wurde die bestehende Vermutung abgeminderter elastischer Kennwerte belegt und damit vorhandene empirische Erfahrung bestätigt.

Eine wesentliche Weiterentwicklung wurde bei dem zeitabhängigen Materialverhalten erzielt, auch wenn noch einige Aspekte bzgl. der Vervollständigung der Trennung der Maxwellanteile sowie eine Entkopplung im Kelvinanteil noch einer weiteren Bearbeitung bedürfen.

Im Hinblick auf den Maxwellanteil, der als maßgeblich für das Basiskriechen angesehen wird, hat sich gezeigt, dass es zumindest zwei langzeitaktive Prozesse mit unterschiedlicher spannungsseitiger Kopplung und sehr unterschiedlicher thermischer Sensitivität gibt. Für die spannungsseitige Kopplung werden Spannungsexponenten in der Bandbreite von 1 - 3 identifiziert; es besteht also eine nichtlineare Spannungsabhängigkeit. Die Spannungsexponenten liegen jedoch unter den Spannungsexponenten des Versetzungskriechens von Salz, die in der Größenordnung zwischen 4 und 7 liegen, vgl. Abbildung 67. Es wird vermutet, dass das Basiskriechen von Sorelbeton A1 wesentlich durch Drucklösung beeinflusst wird. Weiterhin ergeben sich signifikant verschiedene thermischen Aktivierungsenergien für den volumetrischen und den deviatorischen Kriechanteil. Der volumetrische Anteil zeigt nur eine geringe thermische Aktivierung, während der deviatorische Kriechanteil eine Aktivierungsenergie in der Größenordnung wie Steinsalz zeigt, Abbildung 67. Somit lässt sich feststellen, dass sich für das Basiskriechen Parameter ergeben, die sich plausibel erklären lassen.

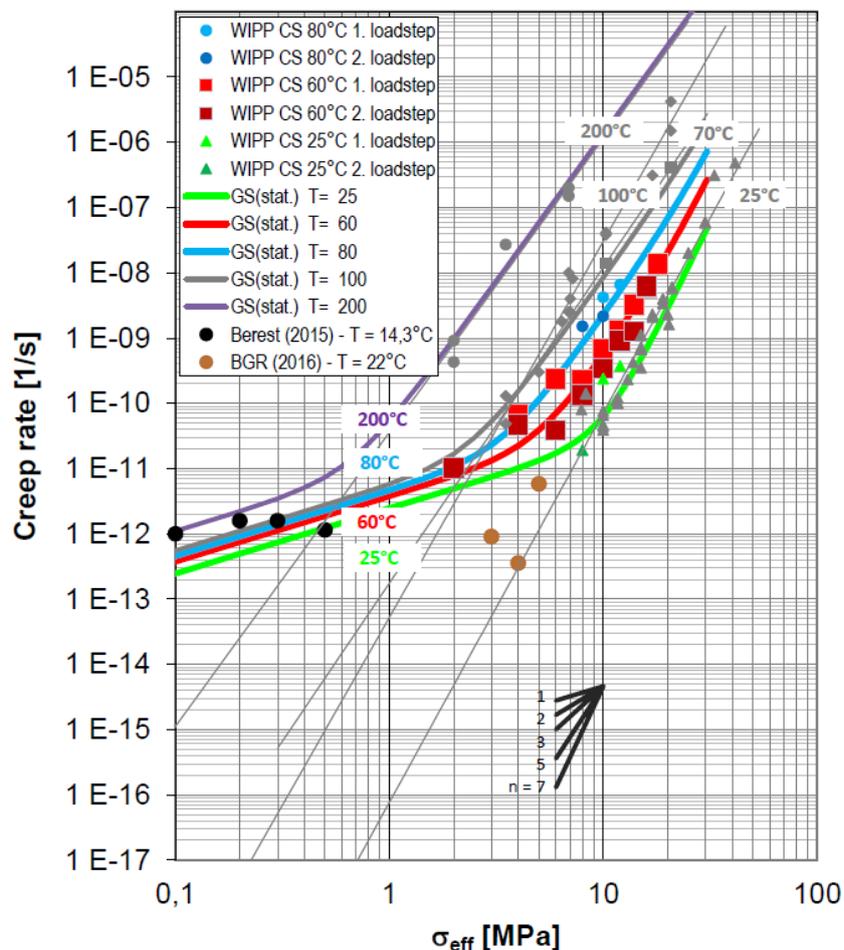


Abbildung 67: Stationäre Kriechrate von Salz in Abhängigkeit der effektiven Spannungen (Spannungsdeviator) bei verschiedenen Temperaturen [HAN 2017]

Im Hinblick auf das im Stoffmodell mit dem Kelvinelement beschriebene stark transiente Übergangskriechen, zeigt sich, dass das Stoffmodell noch einer Weiterentwicklung bedarf, um die Forderung zu erfüllen, dass alle Experimente durch den gleichen Parametersatz abgebildet werden können. Auch wenn die Ergebnisse qualitativ aufzeigen, dass der Ansatz weiter verfolgt werden sollte, führen die identifizierten Parameter quantitativ zu einem zu steifen oder zu weichen Verhalten, wobei offensichtlich eine Systematik besteht. Wird das deviatorische Verhalten aller Versuche gut erfasst, ergibt sich der volumetrische Anteil als zu steif, wird der volumetrische Anteil gut angepasst, zeigt der deviatorische Anteil ein zu weiches Verhalten.

Da eine thermische Aktivierung in vielen Fällen zu einem weicherem Verhalten führt, wurde die Temperaturabhängigkeit der volumetrischen und der deviatorischen Dehnungsrate kurz nach einer Temperaturerhöhung aufgetragen, Abbildung 68. Jedoch zeigte sich eine eher geringe Temperaturabhängigkeit, die allerdings wiederum eine Abhängigkeit vom Versuchsregime – überwiegend deviatorisch oder isotrop – auswies. Zur Lösung der Fragestellung des zu steifen bzw. zu weichen Verhaltens sind weitere Untersuchungen erforderlich. Dabei sollte auch eine thermische Aktivierung weiter betrachtet werden, um auszuschließen, dass zu früh Prozesse vernachlässigt werden, die helfen, die Fragestellung des zu steifen bzw. zu weichen Verhaltens zu klären. Für das Übergangskriechen lässt sich feststellen, dass qualitativ das Verhalten aller Versuche abgebildet werden konnte, quantitativ jedoch noch kein zufriedenstellender, einheitlicher Parametersatz ermittelt werden konnte. Aufgrund der identifizierten Systematik des zu steifen bzw. zu weichen Verhaltens wurde mit diesem Erkenntnisgewinn ein wichtiger Fortschritt erzielt.

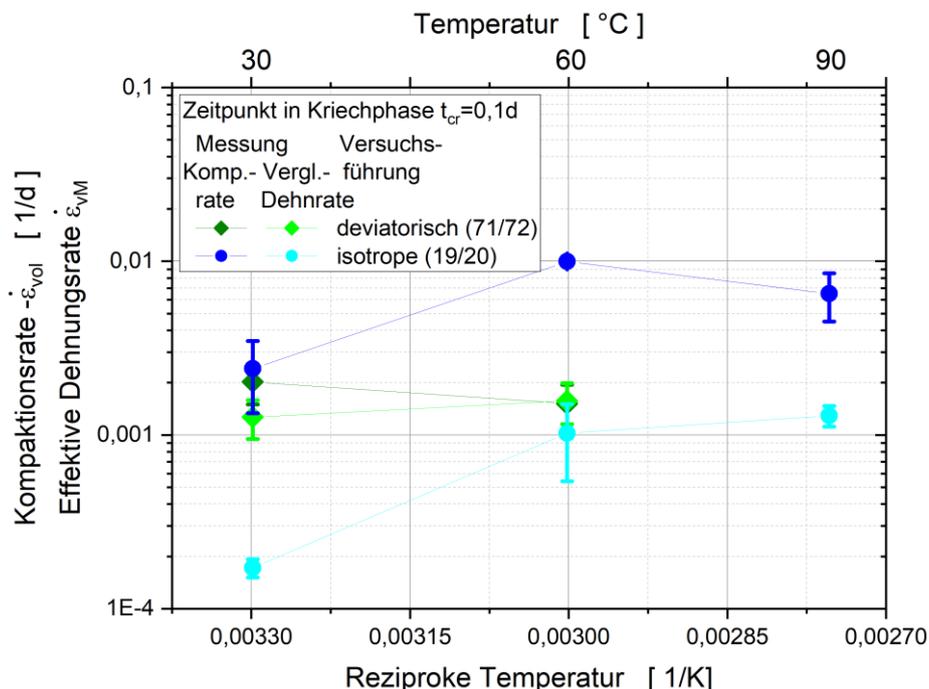


Abbildung 68: Volumetrische und effektive Dehnungsrate in logarithmischer Darstellung in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur – Zeitpunkt in Kriechphase $t_{cr} = 0,1 d$

9 Darstellung ausgewählter Untersuchungsergebnisse zum Salzbeton TYP ASSE

Wie bereits in Kapitel 7.1 ausgeführt, stehen für den Salzbeton TYP ASSE nur wenige verwertbare Versuchsergebnisse zum viskosen Verhalten zur Verfügung. Hierzu ist anzumerken, dass die Versuche am Salzbeton TYP ASSE zu einem früheren Zeitpunkt durchgeführt wurden als die Versuche am Sorelbeton A1 und so die Erfahrungen aus den Versuchen am Salzbeton TYP ASSE für die Versuche am Sorelbeton A1 genutzt werden konnten.

Die nachstehend zusammenfassend beschriebenen Versuchsergebnisse wurden [GRS 2016] entnommen. Ihre detaillierte Beschreibung findet sich in [GRS 2016], wo sich auch über das mechanische Verhalten hinausgehend Untersuchungsergebnisse zum Verhalten nach Schädigung sowie zum hydraulischen bzw. hydromechanischen Verhalten finden. Vor dem Hintergrund der Fragestellung der Rissbeschränkung erfolgt im Rahmen dieses Vorhabens die Fokussierung auf das viskose Verhalten ohne Schädigung.

Zunächst werden ausgewählte experimentelle Ergebnisse zum viskosen Verhalten kurz dargestellt, die nach erster Einschätzung an Hand der Versuchsergebnisse das schädigungsfreie Verhalten des Salzbetons charakterisieren. Anschließend erfolgt eine ergebnisorientierte Darstellung der in [GRS 2016] durchgeführten numerischen Analysen.

9.1 Experimentelle Datenbasis Salzbeton TYP ASSE

Zur Ermittlung des zeitabhängigen Kriechverhaltens von Salzbeton TYP ASSE wurden uniaxiale und triaxiale Kriechversuche durchgeführt und für verschiedene Spannungszustände sowie eine Temperaturerhöhung die Dehnungen und die Dehnungsraten bestimmt.

Im Rahmen der uniaxialen Kriechversuche (UC-Tests) wurden fünf übereinander angeordnete Probekörper gleichzeitig in der gleichen Prüfmaschine geprüft. Das bedeutet, dass alle Probekörper gleichen Spannungs-, Temperatur- und Feuchtebedingungen ausgesetzt waren. Die Probekörper wurden in drei Laststufen – 5 MPa, 10 MPa und 20 MPa – belastet und das Dehnungsverhalten über 300 Tage aufgezeichnet, wobei die einzelnen Kriechphasen eine Dauer zwischen 67 und 106 Tagen aufwiesen, vgl. Abbildung 69. Während der ersten zwei Laststufen herrschte Raumklima, d. h. die Temperatur betrug ca. 25 °C und die relative Feuchte etwa 50 %. In der dritten Versuchsphase war eine höhere relative Feuchte vorhanden, die auch stärkeren Schwankungen unterworfen war. Detaillierte Angaben dazu finden sich in [GRS 2016]. Aufgezeichnet wurden die axialen und die radialen Dehnungen jedes einzelnen Probekörpers, wobei die aufgebrachten axialen Spannungen eine Stauchung in axialer Richtung und eine Dehnung in radialer Richtung hervorriefen, siehe Abbildung 69.

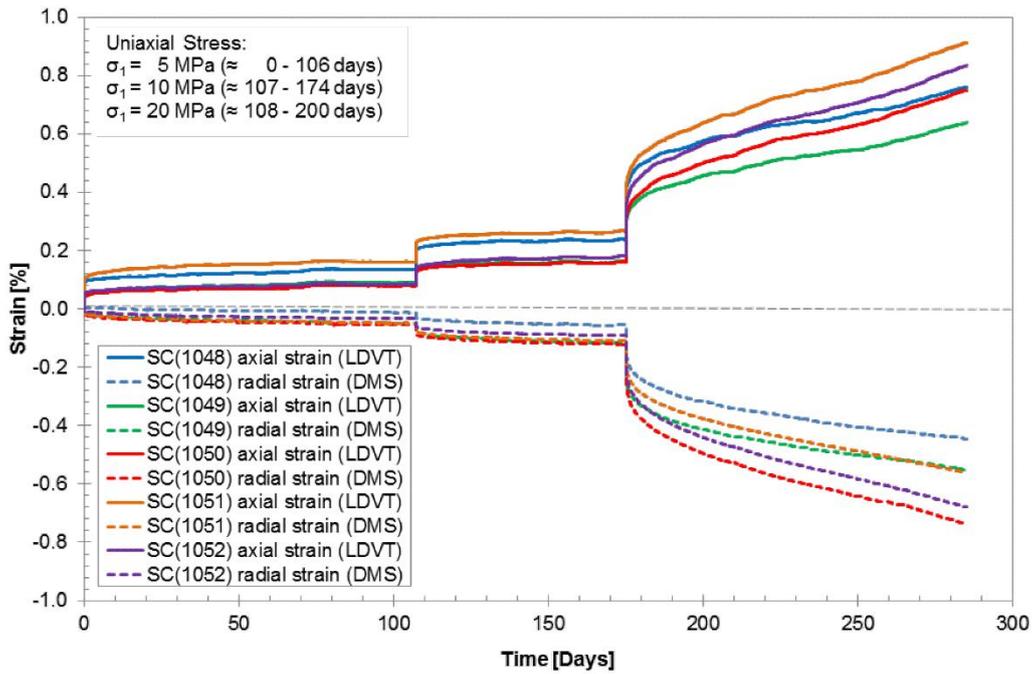


Abbildung 69: Laborversuche 1048 bis 1052 – Axiale und radiale Dehnung als Funktion der Zeit [GRS 2016]

Die detaillierte Auswertung der fünf Versuche beschränkte sich auf die axialen Dehnungen und Dehnungsraten. In Abbildung 70 sind exemplarisch die axialen Dehnungen und Dehnungsraten für den Versuch 1052 angegeben, wobei die Dehnungsraten über jeweils sieben Tage gemittelt wurden. Die Darstellung der Versuchsergebnisse aller Versuche kann [GRS 2016] entnommen werden.

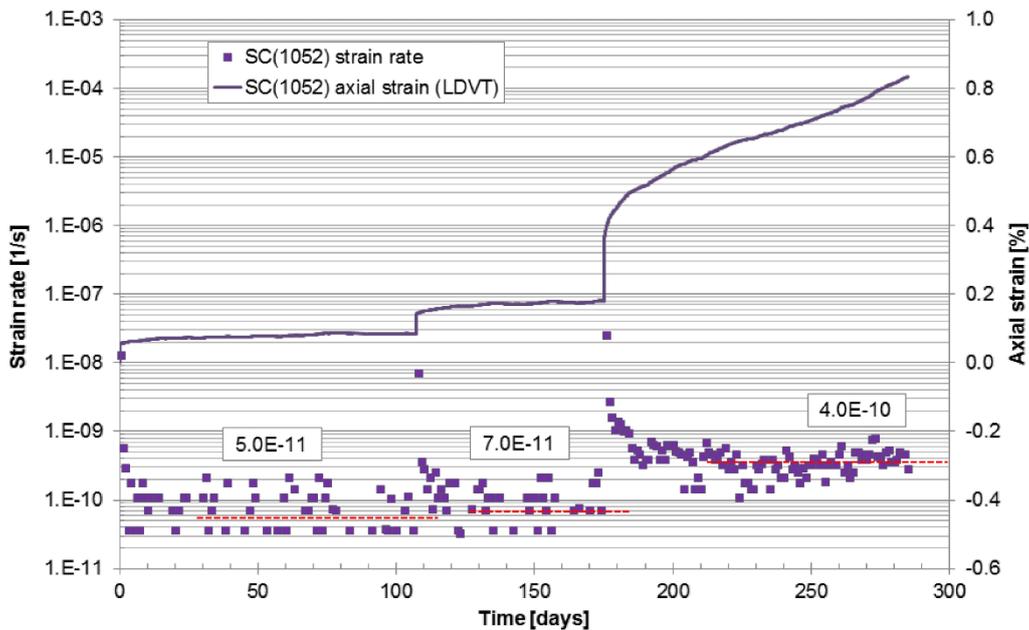


Abbildung 70: Laborversuch 1052 – Axiale Dehnung und Dehnungsrate als Funktion der Zeit [GRS 2016]

Abbildung 70 zeigt, dass in den ersten zwei Laststufen im Vergleich zur dritten Laststufe die Dehnungen nur geringfügig zunehmen und die Dehnungsraten schnell abnehmen. Ein stationäres Kriechen stellt sich nicht ein. In der dritten Laststufe nehmen die Dehnungen stark zu, es zeigt sich ein deutliches Kriechverhalten, wobei sich Dehnungsraten in der Größenordnung von $1E-10$ 1/s einstellen, die möglicherweise stationäres Kriechen darstellen. Begleitend durchgeführte Festigkeitsversuche zeigen, dass davon ausgegangen werden muss, dass in Laststufe 3 50 % der Bruchfestigkeit des Salzbetons TYP ASSE überschritten wurden, so dass nach betontechnologischen Kenntnissen kein schädigungsfreies Kriechverhalten mehr zu erwarten ist. Dieser Sachverhalt wurde in [GRS 2016] durch zusätzliche Festigkeitsversuche belegt.

Für die triaxialen Versuche stand bedauerlicherweise nur noch ein ungeschädigter Probekörper zur Verfügung, so dass die Versuchsergebnisse nur exemplarischen Charakter aufweisen. Weiterhin ist anzumerken, dass dieser Probekörper während der Durchführung des Versuches möglicherweise aufgrund seiner hohen Belastung ebenfalls nicht repräsentativ für die Bestimmung des Kriechverhaltens ist. Die mechanische und thermische Beanspruchung während der Versuchsführung entsprachen der Versuchsführung für den Versuch 1071 am Sorelbeton A1 (vgl. Tabelle 4), wobei allerdings die Zeitdauer der einzelnen Laststufen deutlich geringer war, vgl. Tabelle 4 und Abbildung 71. So wurde zu Beginn der Laststufe 1 eine axiale Druckspannung von 22 MPa aufgebracht und eine radiale Druckspannung von 2 MPa, so dass analog zu den uniaxialen Versuchen der Spannungsdeviator 20 MPa betrug. Die Ausgangstemperatur betrug 30 °C. Nach 13 Tagen wurde die Temperatur auf 60 °C erhöht und bis zum Versuchsende nach 43 Tagen beibehalten. Damit betrug die Dauer der Laststufe 1 und der damit verknüpften Kriechphase nur 13 Tage und die Dauer der Laststufe 2 – Temperaturerhöhung – 30 Tage.

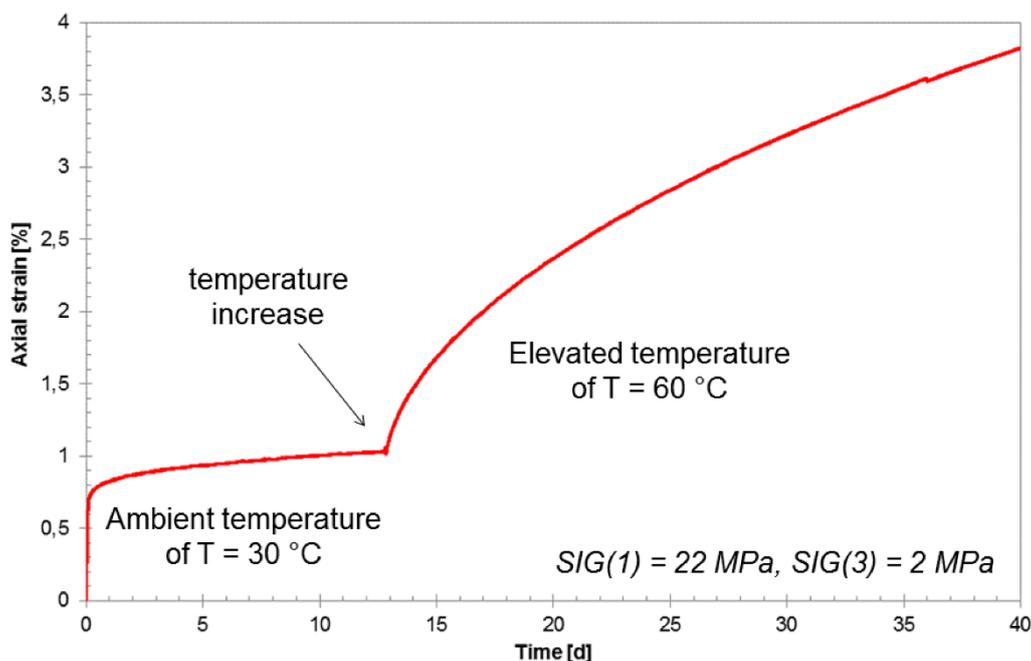


Abbildung 71: Laborversuch – Axiale Dehnung des intakten Probekörpers Salzbeton TYP ASSE als Funktion der Zeit [GRS 2016]

Die Auswertung des triaxialen Versuchs beschränkte sich auf die axialen Dehnungen (Abbildung 71) und die axialen Dehnungsraten (Abbildung 72), wobei die Dehnungsraten über jeweils 6 Stunden gemittelt wurden.

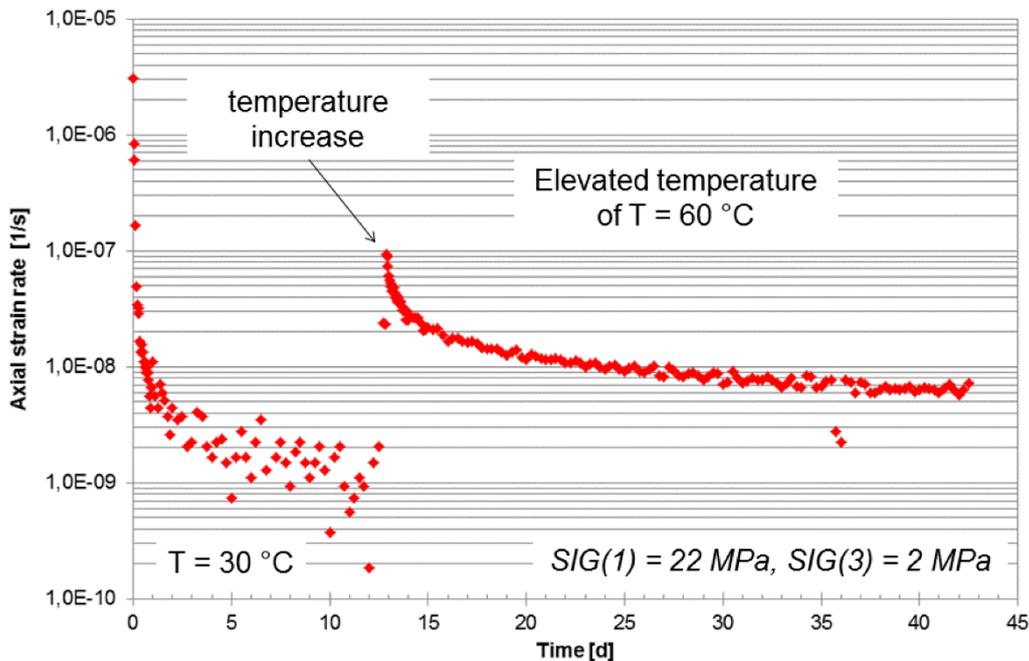


Abbildung 72: Laborversuch – Axiale Dehnungsraten des intakten Probekörpers Salzbeton TYP ASSE als Funktion der Zeit [GRS 2016]

Abbildung 71 und Abbildung 72 zeigen wiederum, dass in der ersten Laststufe im Vergleich zur zweiten Laststufe die Dehnungen nur geringfügig zunehmen und die Dehnungsraten schnell innerhalb von 5 bis 10 Tagen auf Werte kleiner als 2×10^{-9} 1/s abnehmen, d. h. ein stationäres Kriechen tritt in diesem Zeitraum nicht auf. Berücksichtigt man die unterschiedlichen Zeiten für die Mittelung der Dehnungsraten dieses Versuches im Vergleich mit den in Abbildung 69 und Abbildung 70 dargestellten Versuchen, liegen diese Dehnungsraten in diesem Zeitfenster in der gleichen Größenordnung wie bei den uniaxialen Versuchen nach Steigerung der Spannung auf 20 MPa, vgl. Abbildung 70 und Abbildung 72.

In der zweiten Laststufe des triaxialen Versuchs – Temperaturerhöhung auf $60 \text{ }^\circ\text{C}$ - erhöhen sich die Dehnungen deutlich, obwohl keine zusätzliche mechanische Belastung erfolgte. Entsprechend der Dehnungen nehmen auch die Kriechraten erkennbar zu. Bei Dehnungsraten in der Größenordnung von 6×10^{-9} 1/s nach 40 Tagen Versuchszeit hat sich die Geschwindigkeit, mit der die Kriechrate abnimmt, bereits deutlich verringert. Es ist offen, ob sich dieser Zustand bereits als stationäres Kriechen interpretieren lässt. Eine weitergehende Einordnung der Versuchsergebnisse erfolgt nicht, in [GRS 2016] wird auf die Notwendigkeit zusätzlicher Versuche hingewiesen.

9.2 Modellierung

9.3 Verwendetes Stoffmodell

Gemäß Tabelle 2 enthält der Salzbeton TYP ASSE mehr als 70 Masse-% Salzzuschlag. Deshalb wurde für die numerische Modellierung [GRS 2016] der Laborversuche CODE_BRIGTH eingesetzt. CODE_BRIGTH wird erfolgreich für die Modellierung von intaktem und geschädigtem Steinsalz sowie Salzgrus eingesetzt [GRS 2010]. Zur Beschreibung des Kriechverhaltens vom Steinsalz und Salzgrus enthält das Stoffmodell verschiedene Teile, die durch vier additive Terme beschrieben werden:

- (1) Elastischer Ansatz mit porositätsabhängiger Materialsteifigkeit
- (2) Viskoser Ansatz zur Beschreibung stationärer Deformationsprozesses (Versetzungskriechen)
- (3) Viskoplastischer Ansatz zur Beschreibung von Dilatanz/Rekompaktion (transiente Deformationsprozesse)
- (4) Ansatz zur Berücksichtigung von Drucklösungs-/Ausfällungsprozessen.

Für die Modellierung der Laborversuche zum Salzbetons TYP ASSE kamen nur die Terme (1) bis (3) zum Einsatz. Es wurden Parametervariationen mit dem Ziel durchgeführt, eine möglichst gute Approximation der Laborversuche zu erzielen. Bei der Anpassung wurde sukzessive vorgegangen.

9.4 Numerische Simulation der uniaxialen und triaxialen Druckversuche

Zuerst erfolgte die schrittweise Anpassung der uniaxialen Kriechversuche. In Abbildung 73 ist der Zwischenschritt der Anpassung bei Nutzung der Terme (1) und (2) – lineare Elastizität und Versetzungskriechen dargestellt. Es wird deutlich, dass diese beiden Terme zur Erfassung des Deformationsverhalten nicht ausreichen. Während in den ersten beiden Laststufen das elastische Verhalten noch adäquat erfasst wird und nur das transiente Kriechen nicht abgebildet wird, wird in der dritten Laststufe ($\sigma_1 = 20$ MPa) weder das elastische noch das Kriechverhalten erfasst. Wie bereits erwähnt, wird dieser Sachverhalt auf Schädigungseffekte zurückgeführt.

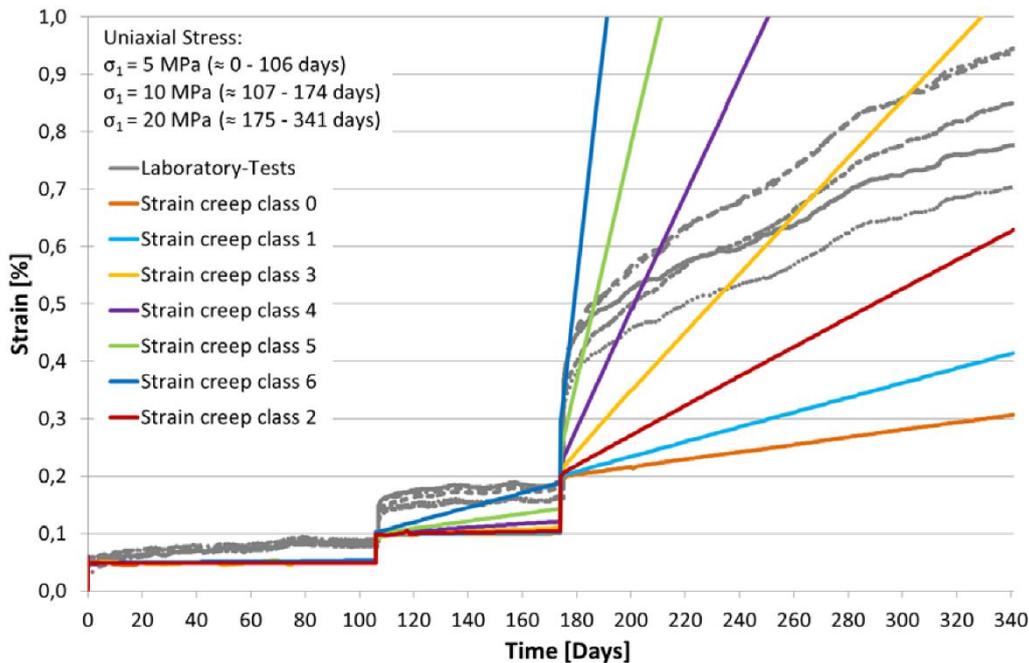


Abbildung 73: Parametervariationen - Vergleich der Messergebnisse der uniaxialen Laborversuche und der Modellierungsergebnisse unter Nutzung der Teilstoffmodelle für Elastizität und Versetzungskriechen [GRS 2016]

In einem weiteren Schritt erfolgte eine Anpassung unter Nutzung der Terme (1) und (3) – lineare Elastizität und Viskoplastizität. Das Ergebnis dieses Anpassungsschrittes ist in Abbildung 74 dargestellt. Nunmehr wird eine Abnahme der Kriechintensität im Ergebnis eines verfestigenden Verhaltens qualitativ abgebildet. Um das Verhalten des geschädigten Salzbetons vom ungeschädigten Verhalten zu separieren, wird der Versuch in zwei Phasen aufgeteilt. Phase 1 werden Laststufe 1 und 2 zugeordnet (ungeschädigter Salzbeton), Phase 2 wird Laststufe 3 zugeordnet (geschädigter Salzbeton). Mit Hilfe von hier nicht erläuterten triaxialen Druckversuchen an vorgeschädigten Proben [GRS 2016] wurden Phase 1 und Phase 2 unter Nutzung aller drei Terme mit unterschiedlichen Parametersätzen angepasst, vgl. Abbildung 75. Von den drei Termen wurde lediglich Term (1) für beide Phasen genutzt, Term (2) und Term (3) differierten in beiden Phasen. Im Ergebnis wurde die in Abbildung 75 dargestellte Anpassung erzielt.

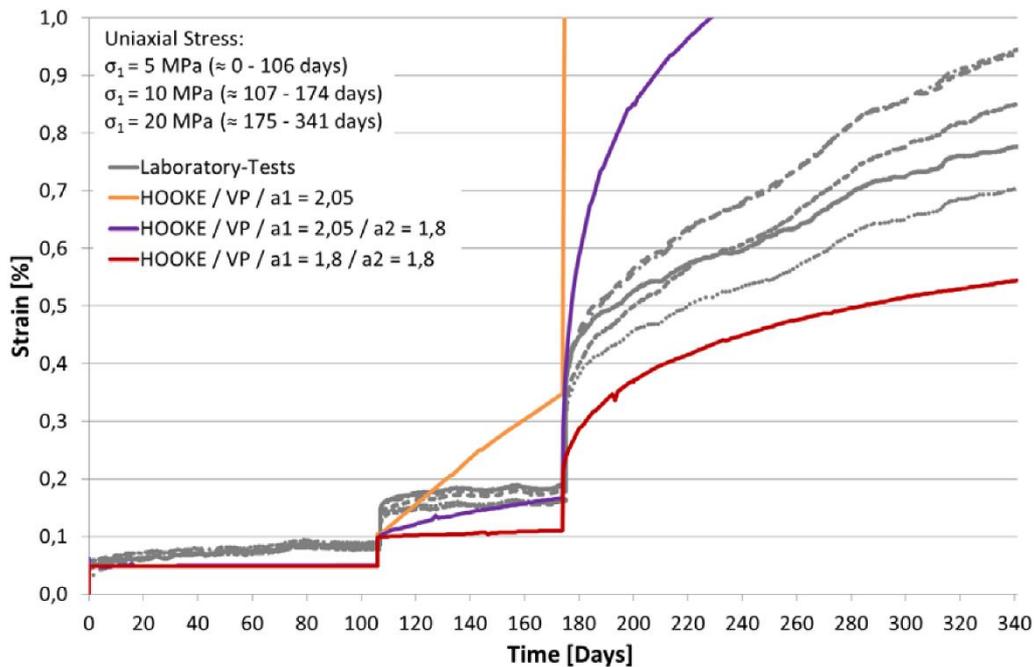


Abbildung 74: Parametervariationen - Vergleich der Messergebnisse der uniaxialen Laborversuche und der Modellierungsergebnisse unter Nutzung der Teilstoffmodelle für Elastizität und Viskoplastizität [GRS 2016]

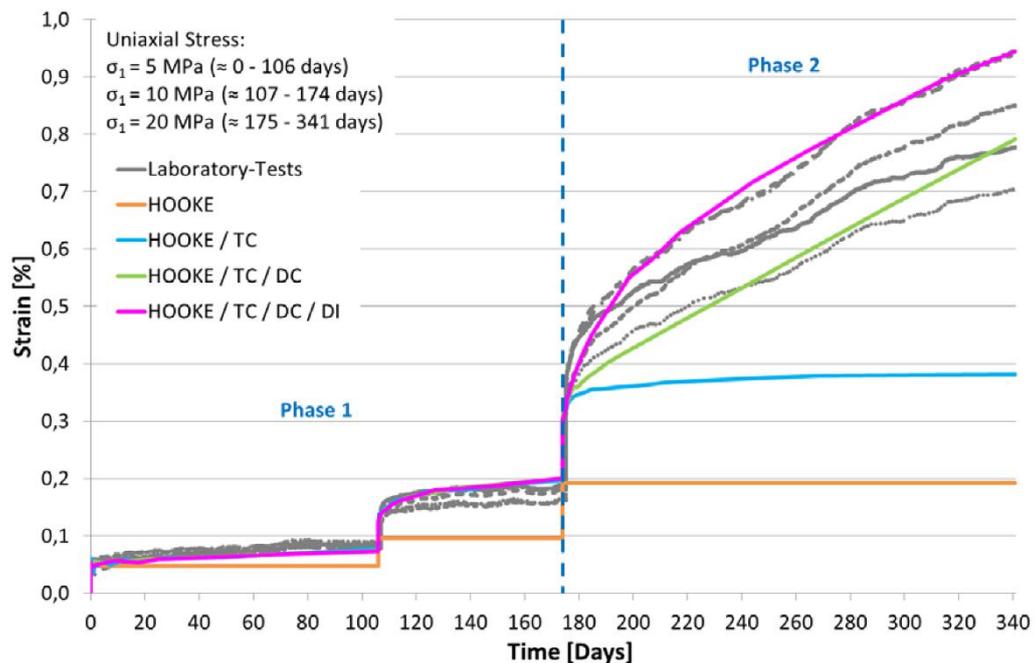


Abbildung 75: Ergebnis der Parameteranpassung mit unterschiedlichen Parametersätzen in Phase 1 und 2. Es kamen die Teilstoffmodelle für Elastizität, Viskoplastizität (Dilatanz) und Versetzungskriechen zur Anwendung [GRS 2016]

Für die eine Probe, deren Verhalten in Abbildung 71 und Abbildung 72 angegeben ist und die als ungeschädigt eingestuft wurde, erfolgte keine numerische Betrachtung. Dies ist insofern verständlich, da Ergebnisse, die nur auf einer einzelnen Probe bzw. einem einzelnen Versuch beruhen, nur ein eingeschränkt belastbares Ergebnis liefern.

9.5 Diskussion der Ergebnisse zum Salzbeton TYP Asse

Analog zu den in Kapitel 1 beschriebenen eigenen Schlussfolgerungen wurde in [GRS 2016] ebenfalls davon ausgegangen, dass sich der Salzbeton TYP ASSE aufgrund seines hohen Anteils an Salzzuschlag ein einem kompaktierten Salzgrus ähnliches Deformationsverhalten aufweist. Dementsprechend wurden Versuchsführungen gewählt und abgestimmt. Als wesentliches Ergebnis der Versuche lässt sich feststellen, dass sich für die Laststufen 5 MPa und 10 MPa der uniaxialen Kriechversuche im Messzeitraum von jeweils etwa 100 Tagen kein stationäres Kriechen einstellt, erst in der dritten Laststufe bei 20 MPa nach etwa weiteren 100 Tagen Kriechdauer weisen die Kriechraten tendenziell auf ein stationäres Kriechen hin. Dementsprechend stellte sich in Bezug auf die Versuchsergebnisse die Frage, ob sich in den ersten beiden Laststufen ein für Salz typisches transientes Verhalten zeigt.

Mit dem für Salz und Salzgrus qualifizierten FEM-Programm CODE_BRIGTH wurde eine Parameteranpassung vorgenommen. Da mit CODE_BRIGTH auch das transiente Verhalten von Salz abgebildet werden kann, ließen sich die erzielten Versuchsergebnisse ausreichend nachvollziehen. Allerdings waren für die Phasen 1 (Laststufe 5 MPa und 10 MPa) und Phase 2 (20 MPa) unterschiedliche Parametersätze notwendig, ein Ergebnis, aus dem geschlossen werden kann, dass ein Prozess vorhanden ist, der mit CODE_BRIGTH nicht abgebildet werden kann. Aufgrund der geringen Zahl der Versuchsergebnisse konnten jedoch keine weitergehenden Analysen stattfinden. Ein weiterer Befund, der die Schlussfolgerung stützt, ist der Sachverhalt, dass die Belastung in Phase 1 unterhalb von 50 % der Bruchfestigkeit liegt, während in Phase 2 diese Grenze überschritten wird. Im Falle von Beton wird empfohlen, bei Kriechversuchen 30 bis 50 % der Bruchfestigkeit nicht zu überschreiten, weil dann beginnende Schädigungseffekte das Kriechverhalten beeinflussen.

Diese Befunde weisen darauf hin, dass trotz des hohen Salzanteils des Salzbetons TYP ASSE auch Verformungsanteile vorhanden sind, die ein betontypisches Verhalten charakterisieren.

10 Fraktionales Modell – Salzbeton M2

Wie sich den Ausführungen in Kapitel 8.2.4 entnehmen lässt, erweist sich Viskoelastizität als nicht zu vernachlässigender Anteil im Stoffmodell, der jedoch noch unbefriedigend erfasst wird. Das zeigt sich exemplarisch auch in der Nutzung der Maxwellketten im klassischen Betonbau, deren Anteile individuell aus Kriechversuchen identifiziert werden, vgl. z. B. [BFS 2007] als Anwendungsbeispiel. Bei entsprechend vielen Parametern kann das Verhalten der Versuche sicherlich gut nachvollzogen werden, siehe auch Kapitel 9.4. Aussagen zur Prognosefähigkeit solcher Modelle, die auf empirischen Anpassungsfunktionen beruhen, sind jedoch in ihrer Aussagefähigkeit auf Randbedingungen beschränkt, die der Empirie zugänglich sind bzw. die durch den Gültigkeitsbereich der Versuche beschränkt sind. Es wurde deshalb recherchiert, ob es Alternativen zu den Maxwellketten gibt und die Viskoelastizität nochmals genauer beleuchtet. Eine Alternative wurde in [HIN 2016a], [HIN 2016b] und [HIN 2016c] untersucht und auf den Salzbeton M2 angewendet. Die Ergebnisse aus [HIN 2016a], [HIN 2016b] und [HIN 2016c] sind in diesem Kapitel zusammengefasst. Ohne auf die Theorie der Viskoelastizität einzugehen, wird die Viskoelastizität noch einmal anschaulich erläutert wie sie im Folgenden verstanden wird.

10.1 Mathematische Beschreibung einfacher fraktionaler Stoffmodelle

Unter Viskoelastizität wird ein zeitabhängiges, elastisches Verhalten verstanden, das durch zeitlich verzögerte interne Umlagerungsvorgänge im Baustoff, wie z. B. Beton, entsteht. Die beiden Verhaltensweisen, die das viskoelastische Verhalten von Beton – üblicherweise als verzögert elastische Verformung bezeichnet – kennzeichnen, sind Kriechen und Relaxation, siehe Abbildung 14. Der Begriff Kriechen beschreibt die zeitabhängige Zunahme der Verformung eines Betons, z. B. unter konstanter Dauerlast, wie Abbildung 9 entnommen werden kann. Diese Verformungen sind bei Entfernung der Last reversibel. Unter Relaxation versteht man den zeitabhängigen Abfall der Spannungen unter konstanter Dehnung. Wie bereits in Kapitel 4 beschrieben, enthalten viskoelastische Modelle als wesentliche Bausteine der Beziehung zwischen Spannung σ und Dehnung ε das Hooke'sche Gesetz mit konstanter Federsteifigkeit E (Glg. 23) und das Newton'sche Gesetz zur Beschreibung einer idealen Newton'schen Flüssigkeit mit konstanter Dämpfungviskosität η (Glg. 24). Angemerkt sei, dass der Aspekt einer ein- oder mehrdimensionalen Betrachtung des Materialverhaltens bei den folgenden Betrachtungen eine untergeordnete Rolle spielt; daher wird bei den folgenden Gleichungen die Schreibweise einer eindimensionalen Formulierung verwendet.

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) \quad \text{Glg. 23}$$

$$\sigma(t) = \eta \frac{d\varepsilon(t)}{dt} \quad \text{Glg. 24}$$

Das einfachste viskoelastische Modell entsteht durch Parallelschaltung von Feder und Dämpfer, das Kelvin-Modell, vgl. Abbildung 8. Wie sich auch hier gezeigt hat, beschreiben einfache Erweiterungen dieser Modelle Kriechverhalten und Relaxation zwar qualitativ, aber nicht

gleichzeitig quantitativ zufriedenstellend, so dass z. B. ein Multiparameteransatz gemäß Glg. 25 gewählt werden muss.

$$\sum_{k=0}^n a_k \frac{d^k \sigma(t)}{dt^k} = \sum_{k=0}^m b_k \frac{d^k \varepsilon(t)}{dt^k} \quad \text{Glg. 25}$$

Dieser Ansatz führt zu komplizierten Differentialgleichungen hoher Ordnung und zu den o. g. Schwierigkeiten hinsichtlich der Parameterbestimmung bei der Lösung praktischer Probleme.

Ein anderer Ansatz zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Baustoffen ergibt sich aus der Betrachtung des Spannungs-Dehnungsverhaltens von Feder und Dämpferelement gemäß Abbildung 9 aus mathematischer Sicht [HIN 2016b]. Während das Hooke'sche Modell die Abhängigkeit $\sigma \sim \varepsilon$ zeigt, ergibt das Newton'sche Modell $\sigma \sim \dot{\varepsilon}$. Für einen Baustoff, liegt es daher intuitiv nah, die Spannung σ proportional zu einer Ableitung der Dehnung ε der Ordnung α mit $0 \leq \alpha \leq 1$ zu wählen, Glg. 26

$$\sigma(t) = p D^\alpha \varepsilon(t) \quad \text{Glg. 26}$$

Dabei sind der Vorfaktor p und α Materialkonstanten und $D^\alpha = d^\alpha / dt^\alpha$ der Differentialoperator der Ordnung α . Es sei darauf hingewiesen, dass trotz gleichlautender Bezeichnung p für die Materialkonstante in diesem Kapitel und einen Spannungsexponenten in Kapitel 8.2 kein Zusammenhang zwischen diesen beiden Größen besteht, ebenso wenig wie zum in Kapitel 2.3 beschriebenen Hydratationsgrad α . Ein einfacher Koeffizientenvergleich von Glg. 23 und Glg. 24 mit Glg. 26 zeigt, dass bei einer linearen Feder $\alpha = 0$ und $p = E$ gilt und bei einem linearen Dämpfer $\alpha = 1$ und $p = \eta$.

Die zugehörige mathematische Theorie zur Definition und Untersuchung solcher Ableitungen beliebiger Ordnung ist unter dem Begriff fraktionale Infinitesimalrechnung bekannt. Anstelle von Feder und Dämpfer werden dabei auch fraktionale Elemente (in Zeichnungen gekennzeichnet durch eine Raute) in die rheologischen Modelle eingeführt. Auch hierbei ist eine Kombination mehrerer fraktionaler Elemente (Maxwell und Kelvin-Elemente) z. B. zur Beschreibung des Kriech- und Relaxationsverhaltens notwendig, so dass der verallgemeinerte Modellansatz eine Form entsprechend Glg. 27 hat

$$\sum_{k=0}^n a_k D^{\alpha_k} \sigma(t) = \sum_{k=0}^m b_k D^{\beta_k} \varepsilon(t) \quad \text{Glg. 27}$$

Allerdings, und das ist der entscheidende Vorteil gegenüber klassischen Modellen, hat sich bei Betrachtung experimenteller Ergebnisse zum Verhalten von Polymeren, deren Verhalten in wesentlichen Anwendungsbereichen als viskoelastisch beschrieben wird, gezeigt, dass ein 5-Parameter-Modell der Form

$$\sigma(t) + bD^\beta \sigma(t) = E_0 \varepsilon(t) + E_1 D^\alpha \varepsilon(t) \quad \text{Glg. 28}$$

mit den Parametern $\alpha, \beta, b, E_0, E_1$ bereits sehr zufriedenstellende Ergebnisse liefert. Dabei ist der Parameter E_1 nicht als klassische Federkonstante sondern als verallgemeinerter Materialparameter zu verstehen, Weiterhin wurde der Ansatz des fraktionalen 5-Parameter-Modells aus Glg. 28 für Polymere auch durch molekulartheoretische Erkenntnisse untermauert, die beinhalten, dass die viskoelastische Antwort ein kontinuierliches Spektrum mit hoher Systemdämpfung darstellt. Außerdem wurde gezeigt, dass für $\alpha = \beta$ die thermodynamischen Beschränkungen erfüllt sind, siehe die in [HIN 2016c] zitierte Literatur. Dies führt zu einem 4-Parameter-Modell gemäß Glg. 29.

$$\sigma(t) + bD^\alpha \sigma(t) = E_0 \varepsilon(t) + E_1 D^\alpha \varepsilon(t) \quad \text{Glg. 29}$$

Basierend auf diesen Überlegungen wurde für die Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Beton ein solches rheologisches Modell ausprobiert [HIN 2016a], [HIN 2016b] und [HIN 2016c]. Zu diesem Modell ist allerdings anzumerken, dass zum damaligen Zeitpunkt eine Zerlegung des rheologischen Modells für Beton in volumetrischen und deviatorischen Anteil noch nicht in dem in Kapitel 7.3 und 8.2 beschriebenen Ausmaß erfolgte, insbesondere im Hinblick auf die experimentellen Grundlagen. Deshalb haben die Ergebnisse nur orientierenden Charakter. Zur Anwendung kam das in Abbildung 76 dargestellte rheologische Modell. Es handelt sich um eine modifizierte Version des 4-Parameter-Modells gemäß Glg. 29. Die Kombination eines Maxwell-Elementes mit einem fraktionalem Kelvin-Element stellt dabei analog zu Abbildung 13 eine additive Zerlegung in instantane Elastizität, Basiskriechen und Übergangskriechen dar, letzteres unter Nutzung eines fraktionalem Elementes.

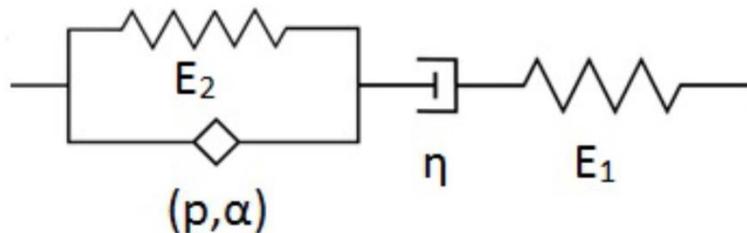


Abbildung 76: Gewählter fraktionaler Modellansatz für Beton [Hin 2016 a, b, c]

Das Modell in Abbildung 76 führt auf das Gleichungssystem Glg. 30 und mit Glg. 23 und Glg. 24 unter Berücksichtigung der Schreibweise aus Glg. 26 auf die Ansatzterme in Glg. 31.

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) &= \varepsilon_{s_1}(t) + \varepsilon_d(t) + \varepsilon_K(t) & \varepsilon_K(t) &= \varepsilon_{s_2}(t) = \varepsilon_f(t) \\ \sigma(t) &= \sigma_{s_1}(t) = \sigma_d(t) = \sigma_K(t) & \sigma_K(t) &= \sigma_{s_2}(t) + \sigma_f(t) \end{aligned} \quad \text{Glg. 30}$$

mit

- x_d : Dämpferanteil des Elementes mit Materialparameter η
- x_f : Anteil des fraktionalem Elementes mit Materialparameter p und α
- x_{s_n} : Federanteil des Elementes mit Materialparameter E_n

und

$$\begin{aligned}\varepsilon_{s_1}(t) &= \frac{\sigma_{s_1}(t)}{E_1} \\ \varepsilon_{s_2}(t) &= \frac{\sigma_{s_2}(t)}{E_2} \\ D^1 \varepsilon_d(t) &= \frac{\sigma_d(t)}{\eta} \\ \sigma_f(t) &= p D^\alpha \varepsilon_f(t)\end{aligned}\tag{Glg. 31}$$

Durch Zusammenführen von Glg. 30d sowie Glg. 30a mit Glg. 31 und Ableiten erhält man

$$p D^1 D^\alpha \varepsilon_K(t) = D^1 \sigma(t) - E_2 D^1 \varepsilon_K(t)\tag{Glg. 32}$$

$$D^1 \varepsilon_K(t) = D^1 \varepsilon(t) - \frac{D^1 \sigma(t)}{E_1} - \frac{\sigma(t)}{\eta}\tag{Glg. 33}$$

Um Glg. 33 in Glg. 32 einsetzen zu können, muss die Reihenfolge der Ableitungen vertauschbar sein, d. h. $D^1 D^\alpha \varepsilon_K(t) = D^\alpha D^1 \varepsilon_K(t)$ muss gelten. Dies ist erfüllt, wenn für die Anfangsbedingungen $\varepsilon_K(0) = D^1 \varepsilon_K(0) = 0$ gilt. Für die betrachteten Experimente bedeutet diese Bedingung, dass zu Beginn die Deformation und deren Geschwindigkeit jeweils 0 ist. Das führt zu der fraktionalen Differentialgleichung in Glg. 34

$$\begin{aligned}p D^{1+\alpha} \varepsilon(t) + E_2 D^1 \varepsilon(t) = \\ \frac{p}{E_1} D^{1+\alpha} \sigma(t) + \frac{E_1 + E_2}{E_1} D^1 \sigma(t) + \frac{p}{\eta} D^\alpha \sigma(t) + \frac{E_2}{\eta} \sigma(t)\end{aligned}\tag{Glg. 34}$$

mit den homogenen Anfangswerten

$$\varepsilon(0) = D^1 \varepsilon(0) = 0 \quad \sigma(0) + D^1 \sigma(0) = 0\tag{Glg. 35}$$

Für das durch Glg. 34 und Glg. 35 gegebene fraktionale Anfangswertproblem werden durch Laplace-Transformation erzielte Lösungen bei gegebenem Spannungsverlauf $\sigma = \sigma(t)$ im Fall von Kriechversuchen bzw. Dehnungsverlauf $\varepsilon = \varepsilon(t)$ bei Relaxationsversuchen in [HIN 2016b] und [HIN 2016c] angegeben. Ein Überblick davon wird im folgenden Kapitel 10.2 gegeben.

10.2 Vergleich mit experimentellen Werten

10.2.1 Kriechversuche

Das fraktionale Modell entsprechend Glg. 34 und Glg. 35 wurde an Kriechversuche der Rezeptur Salzbeton M2 angepasst. Die Versuche sind in Tabelle 16 angegeben. Neben der Versuchsbezeichnung sind Angaben zur Herstellung bzw. Herkunft der Probekörper und der Art und Größe der Belastung angegeben.

Tabelle 16: Fraktionales Modell - zur Parameteridentifikation genutzte Kriechversuche

Kriechversuch	Herstellung Probekörper	Versuchstyp lastgesteuert	Belastung [MPa]	
			Axialdruck	Manteldruck
iBMB-10d	Labor	uniaxial	2,2 ^{*1}	0
IfG-414-K-M2-1-56-8	Labor	triaxial, isotrop	2	2
IfG-M2-TCC 1 + 2	In situ, Bohrung RA328, Teufe 0,16 m bis 2,08 m	triaxial, isotrop	2	2
IfG-M2-TCC 3 + 5	In situ, Bohrung RA328, Teufe 2,67 m bis 6,25 m	triaxial, isotrop	1 / 2	1 / 2
BGR 05019	In situ, Bohrung RA305_12/2005	triaxial, isotrop → deviatorisch	5,5/10/15/17/19	5

*1: Rückgerechnet aus Druckfestigkeit und Kriechzahl

Aus allen angegebenen Kriechversuche wurde ein einheitlicher Satz an Parametern für das fraktionale Modell bestimmt. Die Werte dieser Parameter sind

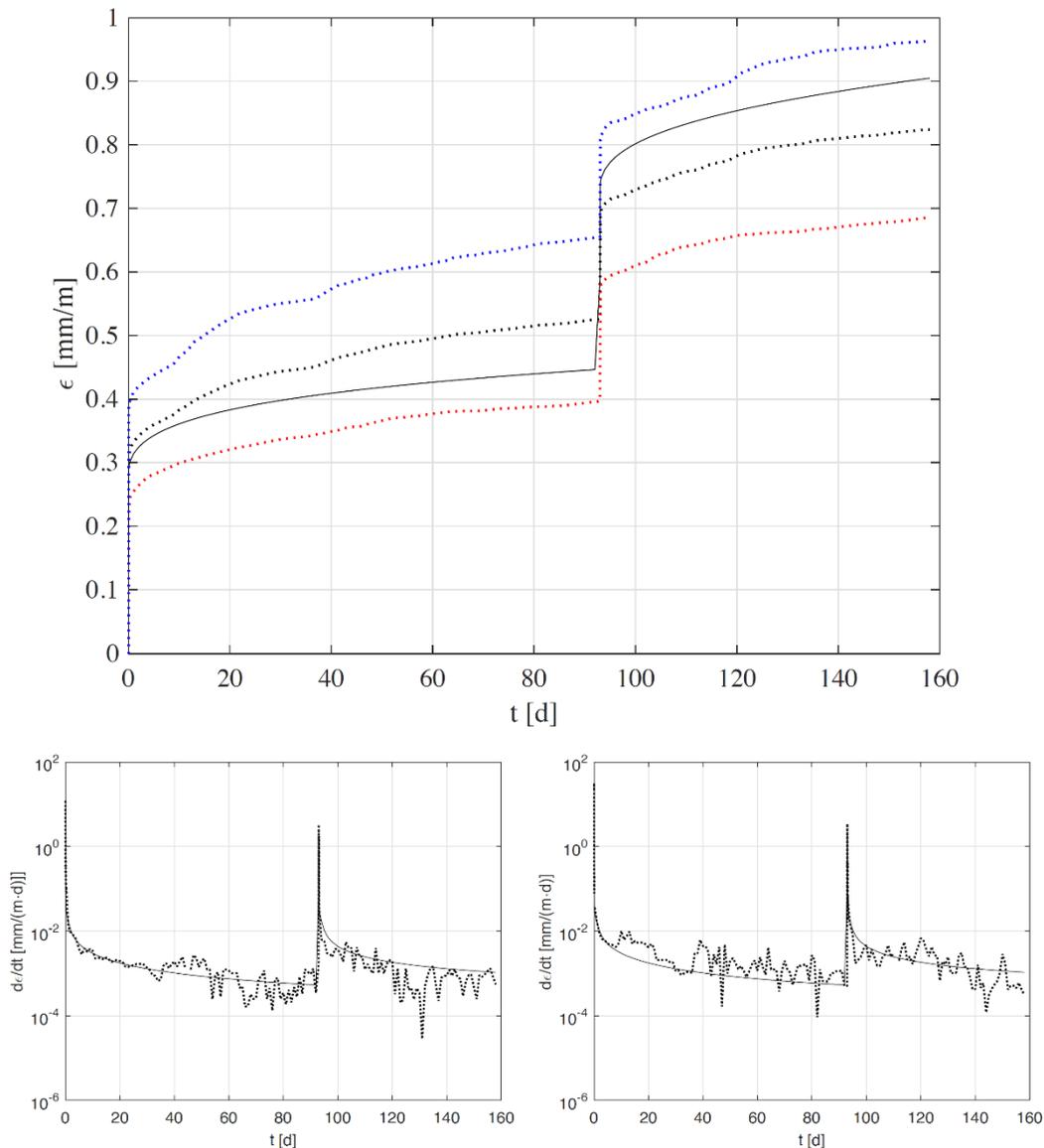
$$\begin{aligned}
 \alpha &= 0,487 & E_1 &= 5,958 \text{ GPa} \\
 p &= 36,219 \text{ GPa} \cdot d^\alpha & E_2 &= 3,767 \text{ GPa} \\
 & & \eta &= 6752 \text{ GPa} \cdot d
 \end{aligned}$$

Es ist ein typisches Merkmal eines fraktionalen Ansatzes, dass sich die Einheit des fraktionalen Elementes hier mit $\text{GPa} \cdot d^\alpha$ und α als reeller Zahl im Zeitbereich ein Stück weit von einer klassischen Vorstellung entfernt.

Mit diesen Parametern wurden zeitliche Dehnungsverläufe berechnet, deren Anstiege für alle betrachteten Kriechversuche gute Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen zeigten. Im Nachhinein wurde für die einzelnen Versuche der Parameter E_1 , der lediglich eine Verschiebung der Dehnungs-Zeit-Diagramme bezüglich der Ordinate bewirkt, neu angepasst. In Tabelle 17 sind die ermittelten Werte E_1 zusammen mit dem jeweiligen wirksamen Betonalter zu Versuchsbeginn dargestellt.

Tabelle 17: Kriechversuche - wirksames Betonalter und nachkalibrierter Parameter E_1

Versuch	Wirksames Betonalter [d]	E_1 [GPa]
iBMB-10d	10	2,85
IfG-414-K-M2-1-56-8	56	14,40
IfG-M2-TCC 1 + 2	ca. 600	15,30
IfG-M2-TCC 3 + 5	ca. 600	3,50
BGR 05019	ca. 800	6,35


Abbildung 77: Dehnung (oben) und Dehnungsgeschwindigkeit (unten links TCC 3, unten rechts TCC 5) über der Zeit für experimentelle Ergebnisse aus den Versuchen IFG-M2-TCC 3 (rot) und 5 (blau) sowie der Mittelwert aus beiden Versuchen (schwarz gepunktete Linie und der Parameteranpassung des fraktionales Modells für $E_1 = 3,5$ GPa (schwarz durchgezogene Linie), [HIN 2016b] und [HIN 2016c]

In [HIN 2016c] wurde die Hoffnung geäußert, dass ein erkennbarer Zusammenhang zwischen wirksamen Betonalter und dem Wert von E_1 zu erkennen sei. Dieser lässt sich an Hand ermittelten Werte nicht belegen, da selbst Versuche gleichen wirksamen Alters stark unterschiedliche Werte in E_1 aufweisen. Basierend auf der Hydratation von Beton wird eine Zunahme der Steifigkeit E_1 bei höherem wirksamen Betonalter als zu Versuchsbeginn erwartet, vgl. Kapitel 3. Während die ersten drei Zeilen in Tabelle 17 diesen Trend erkennen lassen, trifft das auf die letzten beiden nicht zu. Aufgrund der Unterschiedlichkeit der Probenherstellung bzw. -gewinnung sowie der unterschiedlichen Versuchsführungen isotrop/deviatorisch sollte diese Abweichung nicht überbewertet werden. Auffällig ist vielmehr die gute Übereinstimmung der abnehmenden Kriechrate, die für die mehrstufigen Versuche IfG-M2-TCC 3 und IfG-M2-TCC 5 in Abbildung 77 und für den Versuch BGE 05019 in Abbildung 78 dargestellt sind.

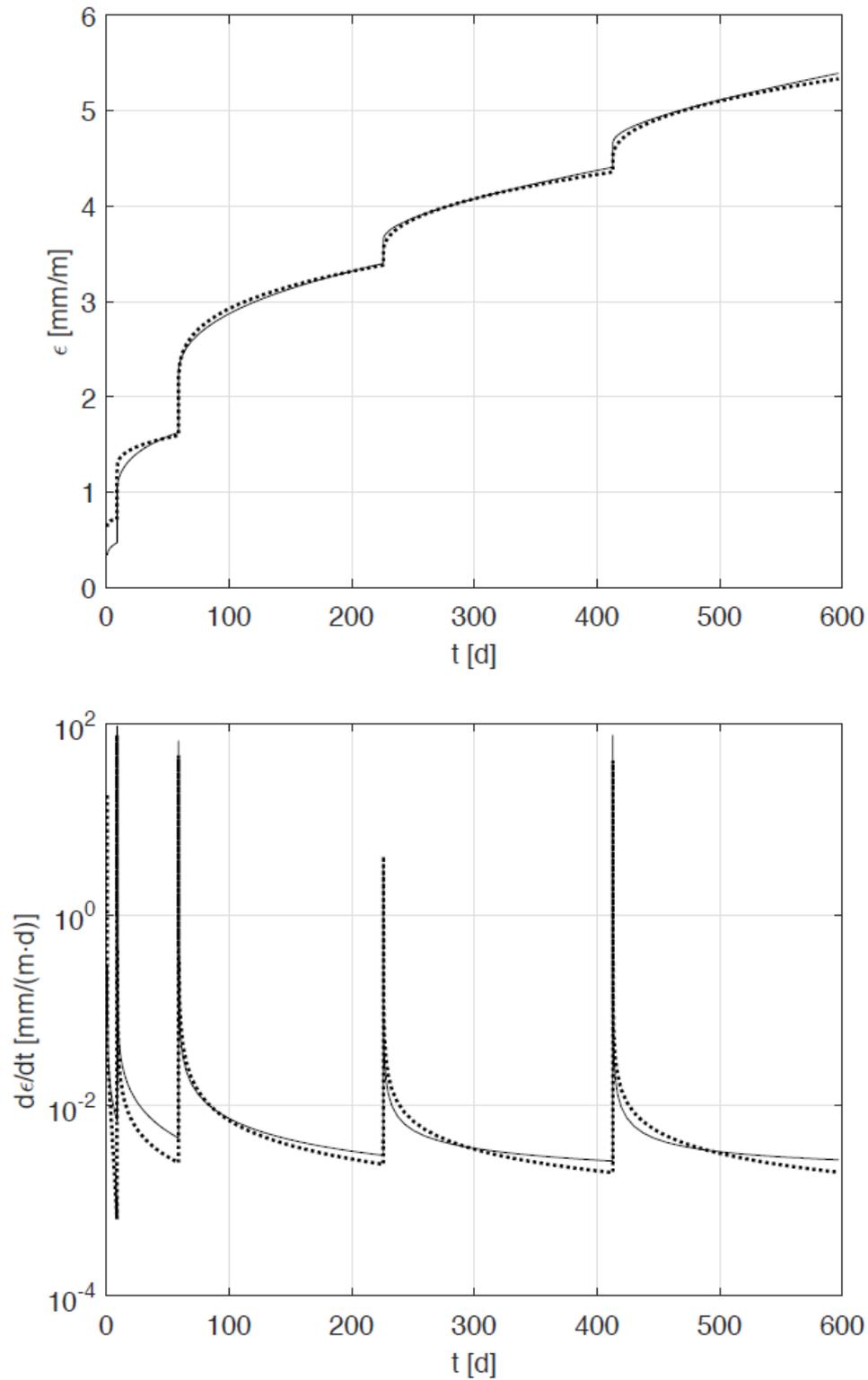


Abbildung 78: Dehnung (oben) und Dehnungsgeschwindigkeit (unten) über der Zeit für experimentelle Ergebnisse aus dem Versuch BGR 05019 (gepunktete Linie) und der Parameteranpassung des fraktionales Modells für $E_1 = 6,35 \text{ GPa}$ (durchgezogene Linie), [HIN 2016b] und [HIN 2016c]

10.2.2 Relaxationsversuch

Mit diesem Parametersatz wurde auch der Relaxationsversuch BGR 05020 nachgerechnet (Tabelle 18). Das Besondere an dieser Versuchsführung ist die Laststufe mit fast vollständiger Entlastung und einem Lastaufbau während der Relaxationsphase dieser Laststufe. Die Ableitungsordnung musste im Zusammenhang mit den Anpassungsberechnungen dieses Versuches zu $\alpha = 0,5$ gewählt werden, um verschiedene numerische Lösungsverfahren auszutesten [HIN 2016b] und [HIN 2016c], siehe Abbildung 79.

Tabelle 18: Fraktionales Modell – zum Vergleich genutzter Relaxationsversuch

Relaxationsversuch	Herstellung Probekörper	Versuchstyp weggeregelt	Druckspannungsniveaus [MPa] bei Beginn der Relaxationsphase
BGR 05020	In situ, Bohrung RA305	uniaxial	10/12,2/15/16,8/18,6/20/1,1/20,9/21,7/22,2

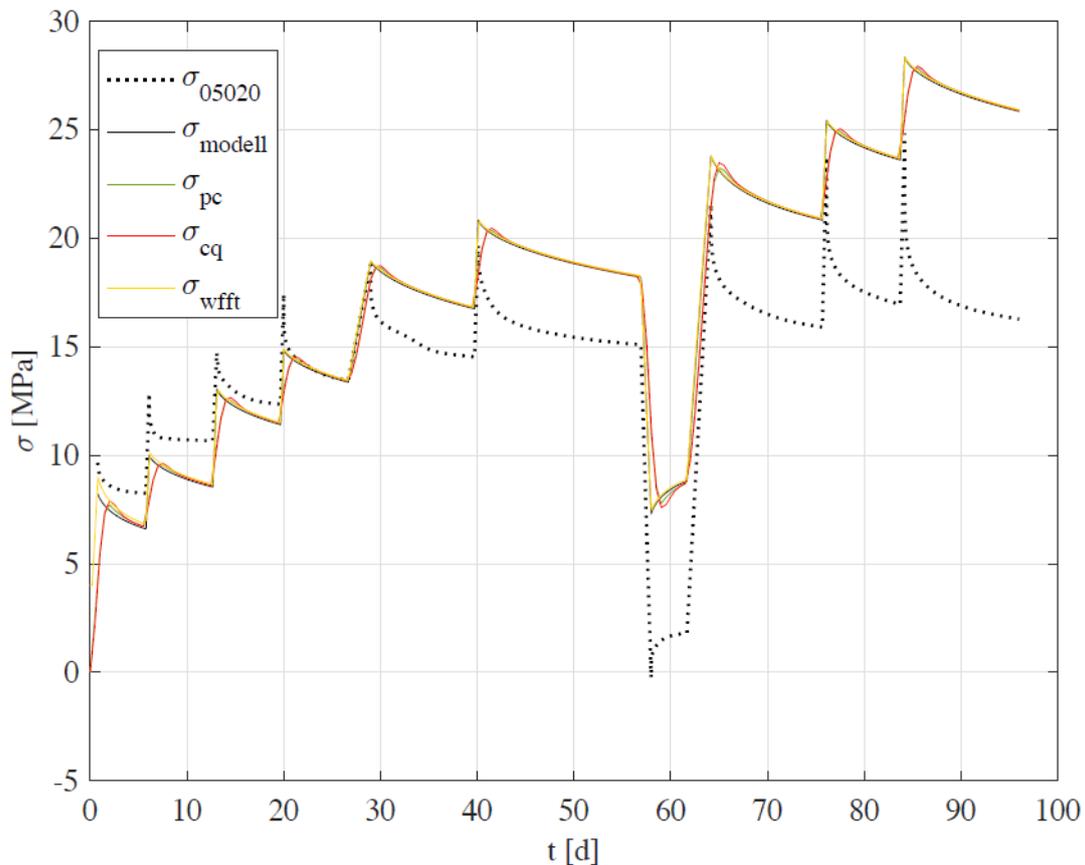


Abbildung 79: Vergleich der Ergebnisse der Methoden zur numerischen Lösung. Grünwald-Letnikov-Methode ($h = 0,2d$ gelb), Prädiktor-Korrektor-Verfahren ($h = 0,5d$ grün), Faltungsquadratur ($h = 0,5d$ rot) mit dem Modellergebnis (schwarz) sowie den experimentellen Werten (gepunktet) des Versuchs BGR05020, [HIN 2016b] und [HIN 2016c]

Obwohl es sich bei der Anpassungsrechnung nur um einen numerischen Versuch handelte, zeigt das Ergebnis, dass die fraktionalen Modellansätze für die Anpassung des viskoelastischen Verhaltens von Beton durchaus erfolgshöflich sind. Für weitere Details siehe [HIN 2016c].

10.3 Diskussion der Ergebnisse zum Salzbeton M2

Ein nicht vernachlässigbarer Anteil des Verformungsverhaltens von Salz- und Sorelbeton wird als viskoelastisch eingestuft. Im klassischen Betonbau wird zur Modellierung des viskoelastischen Verhaltens von Beton üblicherweise ein Teilstoffmodell basierend auf Maxwellketten angewendet. Aufgrund der hohen Anzahl der Parameter bei der Anwendung der Maxwellketten und der daraus resultierenden Einschränkungen bzgl. der Prognosezuverlässigkeit wurde recherchiert, ob alternative Ansätze mit geringerer Parameterzahl zur Beschreibung des viskoelastischen Anteils des Verformungsverhaltens von Beton möglich sind.

Stoffmodellformulierungen für Polymere, die in weiten Anwendungsbereichen als viskoelastisch charakterisiert werden, beruhen klassisch ebenfalls auf Maxwellkettenmodellen und unterliegen in Bezug auf ihre Anwendung vergleichbaren Einschränkungen wie die Betonmodelle. Polymere werden als technisch relevante Werkstoffe für sehr viele und vielfältige Einsatzzwecke verwendet, für die numerische Simulationen üblich sind. Dabei werden Polymerstrukturen – anders als die in Kapitel 2 beschriebenen Betonstrukturen – auch als dreidimensionale Kontinua modelliert. Aufgrund der Analogie der Modellierungsansätze von Beton und Polymeren wurde geprüft, ob es für Polymere alternative, weiterführende Modellierungsansätze mit geringerer Parameterzahl zur Beschreibung des viskoelastischen Anteils gibt. In der Polymerforschung wird als Alternative zu den Maxwellketten ein Ansatz auf Basis der fraktionalen Infinitesimalrechnung erfolgreich eingesetzt, der nur wenige Parameter aufweist und durch die Verschiedenheit der Molekülketten begründet wird. Allerdings ist einzuschränken, dass der fraktionale Ansatz sich derzeit auf isotherme Bedingungen beschränkt.

Für die beiden Bau- bzw. Werkstoffe Beton und Polymer werden traditionell Maxwellketten zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens eingesetzt, die für beide Werkstoffe auch zu vergleichbaren Schwierigkeiten führen. Weiterhin haben beide Werkstoffe gemeinsam, dass sie auf der Meso- bzw. Mikroebene Multikomponentenwerkstoffe sind, bei denen eine viskoelastische Antwort als Spektrum mit hoher Dämpfung plausibel ist. Dies motivierte dazu zu testen, ob auch ein fraktionales Modell zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Salzbeton M2 geeignet ist und seine Güte an Hand von isothermen, mehrstufigen Kriech- und Relaxationsversuchen überprüft.

Im Ergebnis zeigte dieser mathematisch-numerische Test eine erfolgsversprechende Approximationsgüte bei geringer Parameterzahl. Deshalb erscheint es empfehlenswert, diesen Ansatz vor dem Hintergrund der Prognosezuverlässigkeit weiter zu verfolgen, auch wenn die damit verbundenen mathematischen Operatoren für ingenieurtechnischen Anwendungen ungewohnt sind und deshalb eine Herausforderung darstellen.

Eine Begründung für die Anwendung des Ansatzes für Beton auf der physikalisch/chemischen Prozessebene ist ebenfalls noch zu erarbeiten, da seine Anwendung bisher nur auf Analogieschlüssen beruht.

11 Bewertung der Ergebnisse in Bezug auf Betone mit silikatischen Zuschlägen

Im Rahmen der durchgeführten Betrachtungen wurden experimentelle Ergebnisse zu drei Betonrezepturen mit Salzzuschlag herangezogen. Für die Versuche wurden entweder überzählige im Rahmen der routinemäßigen Qualitätssicherung erstellte Probekörper oder aus erstellten Pilotbauwerken gewonnenes Bohrkernmaterial genutzt. Bei den untersuchten Betonrezepturen handelt es sich also um Baustoffe, die bereits großtechnisch erprobt wurden bzw. im Einsatz sind. Aus den Pilotbauwerken wurden Messergebnisse gewonnen, die entgegen den Erwartungen im Rahmen der hier durchgeführten Betrachtungen nicht direkt genutzt werden konnten, da die Messergebnisse durch folgende Randbedingungen beeinflusst waren.

- Im trockenen Zustand beschränkten sich die Messergebnisse im Wesentlichen auf die Bauzustände der Pilotbauwerke, die im Falle der Ortbetonbauwerke durch die stark exotherme Hydrationsphase und die vom Hydratationsgrad abhängige zeitliche Entwicklung der Materialeigenschaften gekennzeichnet ist. Diese stark transiente Phase lässt aufgrund der Vielzahl der sich überlagernden Effekte eine Separierung der Einzeleffekte nur eingeschränkt zu. Weiterhin ist die Zeitdauer dieser Phase vergleichsweise kurz, so dass die transienten Effekte noch nicht auf ein vernachlässigbares Niveau abgeklungen sind.
- Im Hinblick auf längere Messzeiträume sind die hier zugrunde gelegten Randbedingungen einer konstanten relativen Feuchte aufgrund der Druckbeaufschlagung der Pilotbauwerke mit Salzlösung nicht mehr repräsentativ.

Obwohl Messdaten aus den Pilotbauwerken nicht genutzt wurden, erwies es sich jedoch als sehr wertvoll, dass Probekörper sehr hohen Alters vorlagen und für die Versuche verwendet werden konnten bzw. Versuchsergebnisse genutzt werden konnten, die bereits früher an Proben hohen Alters gewonnen wurden. So konnte abgeschätzt werden, dass die Einflüsse aus der Hydratation auf ein vernachlässigbares Niveau abgeklungen sind. Weiterhin war aufgrund der Gewinnung bzw. Lagerung des Probenmaterials unter Tage in der Schachanlage Asse sowie im ERAM eine überschlägige Einordnung der klimatischen Bedingungen möglich, denen die Probekörper ausgesetzt waren, so dass von konstanten hygrischen Verhältnissen ausgegangen werden konnte. Diese als geeignet identifizierten Daten konnten systematisch für die hier behandelte Fragestellung genutzt werden.

Die durchgeführten Untersuchungen an den Betonrezepturen mit Salzzuschlag zeigen, dass sich das lastbedingte Deformationsverhalten aus den gleichen drei Anteilen zusammensetzt, das aus den bautechnischen Anwendungen von zementgebundenen Betonrezepturen mit silikatischen Zuschlägen bekannt ist:

- Instantanes elastisches Verhalten
- Zeitabhängiges viskoplastisches Verhalten (Kriechen bzw. Fließen) mit bleibenden Verformungen
- Zeitabhängiges viskoelastisches Verhalten (verzögert elastische Verformung) mit reversiblen Verformungen

So bestätigte sich für die Salzbetone die auch für Normalbetone geäußerte Vermutung, dass unter realen Produktionsbedingungen ein abgeminderter Elastizitätsmodul das Verhalten besser beschreibt als die im Labor (nach Norm) bestimmten Kennwerte.

In Bezug auf das viskoplastische Deformationsverhalten zeigt die Identifikation der Maxwell-Parameter, dass für den deviatorischen Anteil die Parameter sehr nahe an denen des Salzes liegen und auch für den volumetrischen Anteil eine Spannungsabhängigkeit besteht, die sich dem Salz zuordnen lässt. Dementsprechend liegen auch die bleibenden Verformungen über denen eines Betons mit silikatischen Zuschlägen. Es scheint ein plausibler Zusammenhang mit dem Anteil des Salzzuschlages zu bestehen. So verhält sich der Salzbeton TYP ASSE noch am ehesten wie ein Salzgrus, jedoch scheint der Einfluss mit Abnahme des Salzgrusanteils abzunehmen. Jedoch auch im Falle des Salzbetons TYP ASSE ist ein viskoelastischer Anteil wie er für Beton mit silikatischen Zuschlägen charakteristisch ist immer vorhanden. In diesem Zusammenhang sei daran erinnert, dass das Kriechverhalten von Beton mit silikatischen Zuschlägen auch rein viskoelastisch mit Maxwellketten modelliert wird. Im Ergebnis weisen die in diesem Vorhaben durchgeführten Untersuchungen darauf hin, dass eine Ursache für das geringere Kriech- und Relaxationsvermögen des Sorelbetons D4 (MB10) auch in dem silikatischen Zuschlag sein kann und die Ursache nicht ausschließlich im Phasenbestand der MgO-Rezeptur liegen muss, vgl. Abbildung 80.

Aufgrund ihrer hohen Festigkeit lässt sich der Sorelbeton D4 (MB 10) als hochfester Beton einstufen, da seine Zylinderdruckfestigkeit deutlich über 55 MPa liegt, die die Grenze zu hochfestem Beton bildet. Auch der Sorelbeton A1 liegt im Sinne eines hochfesten Betons trotz seines geringsten Salzzuschlags im Grenzbereich zwischen normalfesten Beton und hochfestem Beton. Hinsichtlich ihres Verformungsverhaltens sind für diese beiden hochfesten Betone mit MgO-Bindemittel die gleichen Verformungsanteile zu berücksichtigen wie für zementgebundenen Normalbeton. Die publizierten Ergebnisse in [AND 2013] und [GAS 2016] lassen dies auch für hochfesten konventionellen Beton und low-ph-Beton erwarten, so dass im Falle dieser Betone die gleichen Fragen maßgeblich sind wie für den hier vertieft betrachteten Sorelbeton A1.

		„3-1-8“			„5-1-8“	
Rezepturtyp		C3	DBM2	A1	D4 (MB10)	
Zuordnung bekannter Rezepturen						
Bindemittelphasen- ausbildung nach Abbinden		3 Mg(OH) ₂ · MgCl ₂ · 8 H ₂ O (= Mg ₂ (OH) ₃ Cl · 4 H ₂ O)		3 Mg(OH) ₂ · MgCl ₂ · 8 H ₂ O + 5 Mg(OH) ₂ · MgCl ₂ · 8 H ₂ O	5 Mg(OH) ₂ · MgCl ₂ · 8 H ₂ O (= Mg ₃ (OH) ₅ Cl · 4 H ₂ O)	5 Mg(OH) ₂ · MgCl ₂ · 8 H ₂ O + MgO
Molarer Ansatz MgO : MgCl ₂ : H ₂ O		3 : 1 : 11		(3 - 5) : 1 : (11 - 13)	5 : 1 : 13	(>5) : 1 : 13
Ansatz Masse%				29.18 - 37.95 : 22.98 - 17.93 : 47.84 - 44.11		
MgO : MgCl ₂ : H ₂ O		29.18 : 22.98 : 47.84			37.95 : 17.93 : 44.11	>37.95 : 17.93 : 44.11
Bemerkung		Für technologische Anwendungen nur mit Zuschlag (Kormehl) zur Vermeidung von Sedimentation/ „Ausbluten“ verarbeitbar.				
Geomechanische Eigenschaften im relativen Vergleich		Kriech- und Relaxationsverhalten				
Geochemische Eigenschaften		Festigkeit				
Zuschläge		Langzeitbeständigkeit bei Lösungszutritt				
		Nachweis basiert auf thermo-dynamischem Bindemittelphasen-Lösungs-Gleichgewicht	Nachweis basiert auf Integritätsnachweis: Erhalt der mechanisch-hydraulischen Eigenschaften aufgrund der Umwandlung der 5-1-8 in die 3-1-8 Phase im Kontaktbereich unter Verschluss des Porenraumes, weiterer Lösungskontakt der 5-1-8 Phase ist dadurch blockiert (Ausbildung einer „3-1-8 Phasen-haltigen Isolierschicht“) und die Baustoffeigenschaften bleiben erhalten.			
		Zuschläge verschiedener Art und Körnung beeinflussen die geomechanischen Eigenschaften in gewissem Rahmen, bewirken aber keine grundlegenden Veränderungen. Die Zuschläge sollten sich inert gegenüber den ablaufenden geochemischen Prozessen zum Erhalt/Nachweis der Langzeitbeständigkeit verhalten (keine Umbildungsreaktionen mit Salzlösung, z.B. Steinsalz (NaCl), Sand/Kies, kristallines Quarzmehl (SiO ₂), Anhydrit, Magnesit).				

Abbildung 80: Allgemeines Rezeptur-Eigenschafts-„Bild“ der Magnesiabaustoffe [FRE 2015]

12 Zusammenfassung der erzielten Ergebnisse und Ausblick

Für den rechnerischen Nachweis der Rissbeschränkung unter thermisch induzierter Zwangsbeanspruchung ist die Berücksichtigung des viskosen Verhaltens von Beton, das maßgeblich zum Abbau von Zwangs- und ggf. vorhandener Eigenspannungen ist, essentiell für eine erfolgreiche Nachweisführung. Da das viskose Verhalten von Beton in typischen Ingenieurwendungen durch phänomenologische Anpassungsfunktionen erfasst wird, stellt sich die Frage der Prognosesicherheit dieser Ansätze für Zeiträume, die über die Lebensdauern üblicher Betonbauwerke hinausgehen. Deshalb lag der Fokus in diesem FuE-Vorhaben auf der Betrachtung des viskosen Verhaltens von ungeschädigtem Beton bei hohem Betonalter.

Um abschließend eine Bewertung der untersuchten Ansätze gegenüber experimentellen Ergebnissen vornehmen zu können, erfolgte aufgrund des verfügbaren Probenmaterials bzw. der verfügbaren Datenlagen die Konzentration auf Betone mit Salzzuschlag. Dies bedeutet jedoch nicht, dass die erzielten Ergebnisse auf Betone mit Salzzuschlag beschränkt sind.

Die für die Bearbeitung der Fragestellung gewählten Bearbeitungsschritte sind nachstehend beschrieben und begründet. Weiterhin ist aufgeführt, welche relevanten Erkenntnisse sich aus den einzelnen Bearbeitungsschritten ergaben.

Ausgehend von den vorgenannten Sachverhalten wurde auf Basis rheologischer Modelle, die für Beton und Salz zur Anwendung kommen, ein synthetischer Stoffmodellansatz zur Erfassung des Deformationsverhaltens zusammengestellt, der die drei Teilstoffmodelle instantane Elastizität, zeitabhängiges viskoplastisches Verhalten und zeitabhängiges viskoelastisches Verhalten enthält, die über funktionale Beschreibungen Nichtlinearitäten abbilden können. Anhand einer fiktiven Versuchsführung wurde erfolgreich überprüft, dass der gewählte, synthetische Stoffmodellansatz die erwartete ordnungsgemäße Funktionalität aufwies. Nach seiner Testung wurde zwecks Erfassung einer thermischen Aktivierung eine multiplikative Erweiterung des Ansatzes mittels einer Arrheniusfunktion vorgenommen, wie sie sich für Salz bzw. Salzgrus bewährt hat und auch für konventionellen Beton diskutiert wird.

Für eine erste Überprüfung des qualitativen Verhaltens des Stoffmodells und einer ersten Einschätzung der Größenordnung und Plausibilität der im Stoffmodell vorhandenen Parameter wurden zwei Versuche der GRS Braunschweig herangezogen. Es handelte sich um zwei Versuche mit komplexen Versuchsführungen einschließlich Temperaturerhöhung, die als Doppelmessungen konzipiert waren. Die beiden Versuche - Versuch 1071 und 1072, - wurden an Probenkörpern hohen Alters aus Sorelbeton A1 durchgeführt. Die vergleichende Auswertung der beiden Versuche zeigte, dass die Versuche in der zweiten Versuchsphase einen unterschiedlichen Trend zeigten. Weiterhin ergab sich, dass der Stoffmodellansatz grundsätzlich in der Lage war, beide Trends abzubilden. Die Frage des „richtigen“ Trends war somit unentscheidbar. Es wurde entschieden zwei zusätzliche Versuche im Sinne einer Doppelmessung durchzuführen, die ebenfalls im Labor der GRS Braunschweig erfolgten.

Als erstes Zwischenergebnis lässt sich feststellen, dass es gerade bei komplexen Versuchsführungen notwendig ist, Versuche als Doppelmessungen zu konzipieren, um solch unterschiedliche Trends überhaupt zu erkennen und ggf. bewerten zu können.

Die zusätzlichen Versuche – Versuch 190704 und 200108 – bilden zusammen mit den Versuchen 1071 und 1072 eine Versuchsgruppe. Da die Versuche 1071 und 1072 überwiegend auf die Erfassung des deviatorischen Deformationsverhaltens ausgerichtet waren, wurden die Versuchsführungen der zusätzlichen Versuche überwiegend zur Erfassung des volumetrischen Deformationsverhaltens konzipiert und versuchstechnisch umgesetzt. Dieser Art der Gestaltung der Versuchsgruppe liegt das Ziel zugrunde mathematisch orthogonale und damit linear unabhängige Anteile in Stoffmodellen schon auf der Ebene der Versuche zu separieren und damit insbesondere die Qualifizierung komplexer Stoffmodelle, in denen sich viele Einflüsse überlagern, zu vereinfachen. Diese Herangehensweise, die in den letzten 10 Jahren zunehmend Eingang in die Erstellung von Versuchskonzepten für experimentelle Untersuchungen gefunden hat, hat sich auch im vorliegenden Fall bewährt.

So lässt sich als zweites Zwischenergebnis feststellen, dass die Konzipierung von Versuchsgruppen, die die weitgehende Separierung mathematisch unabhängiger Stoffmodellanteile schon auf der versuchstechnischen Ebene realisieren, bei der Formulierung und Qualifizierung komplexer Stoffmodelle sehr hilfreich ist und einen systematischen Fortschritt in der Verzahnung von Versuchsdurchführung und damit verknüpfter Stoffmodellformulierung darstellt.

Für dieses FuE-Vorhaben erforderte dieses Zwischenergebnis neben der Auswertung der zusätzlichen Laborversuche 190704 und 200108 die Neuauswertung der Versuchsergebnisse der Laborversuche 1071 und 1072 sowie die Reformulierung der Stoffmodellanteile, um die Separation in deviatorische und volumetrische Anteile auch auf der Ebene des Stoffmodells zu realisieren.

Nach Umsetzung dieses Schrittes erfolgte die sukzessive Identifikation der Parameter für den instantan elastischen Anteil, den zeitabhängigen viskoplastischen Anteil (Basiskriechen) und den zeitabhängigen viskoelastischen Anteil (Übergangskriechen), wobei jeweils auch der Temperatureinfluss berücksichtigt wurde. Vorhandene Vorinformation wurde dabei genutzt und zum Vergleich herangezogen. Die wesentlichen Ergebnisse der Identifikation lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Im Falle der instantanen Elastizität ergaben sich elastische Konstanten, die unterhalb der Werte liegen, die in Normversuchen ermittelt werden, während der thermische Expansionskoeffizient sich als am oberen Ende der erwarteten Bandbreite liegend ergab. Die empirisch begründete Vermutung, dass die Normversuche höhere Werte für die elastischen Konstanten ergeben als sie unter realen Produktionsbedingungen zu erwarten sind, hat sich im Falle der hier durchgeführten Analysen bestätigt.

Im Falle des viskoplastischen Anteils, der das Basiskriechen beschreibt, wurde durch die Separierung der Anteile im Stoffmodell ein wesentlicher Fortschritt erzielt. Es zeigte sich, dass mindestens zwei langzeitwirksame Prozesse mit unterschiedlichen Einfluss der Spannungen und unterschiedlicher Temperatursensitivität wirksam sind. Der deviatorische Anteil weist eine Aktivierungsenergie in der Größenordnung von Salz auf, während der Spannungsexponent unterhalb des Exponenten liegt, der das Versetzungskriechen von Salz charakterisiert. Es wird

davon ausgegangen, dass neben dem Versetzungskriechen auch Drucklösungsprozesse einen wesentlichen Anteil am Deformationsverhalten haben, was den niedrigeren Spannungsexponenten plausibel erklären würde.

Das Ergebnis der Parameteridentifikation für den viskoelastischen Anteil, das Übergangskriechen, ist trotz erzielter Fortschritte noch unbefriedigend. Während sich die Entkopplung von deviatorischen und volumetrischen Anteil - wenn auch noch nicht vollständig realisiert – erneut bewährt hat, zeigen die identifizierten Parameter ein zu steifes bzw. zu weiches Deformationsverhalten. Im Falle einer guten Approximation des deviatorischen Verhaltens ergab sich ein zu steifes volumetrisches Verhalten und im Falle einer guten Approximation des volumetrischen Verhaltens ein zu weiches deviatorisches Verhalten. Daraus lässt sich trotz der noch vorhandenen Unzulänglichkeiten schlussfolgern, dass eine Systematik vorliegt, die allerdings weitergehende Untersuchungen erfordert.

Alternative Ansätze zu dem hier gewählten Ansatz, über funktionale Beschreibungen Nichtlinearitäten abzubilden, wurden ebenfalls in die Diskussion einbezogen. Sie sind jedoch ebenfalls Einschränkungen unterworfen. So ist der betrachtete fraktionale Ansatz derzeit nur für isotherme Fragestellungen anwendbar und der sehr anschauliche Maxwellkettenansatz, der eine Verallgemeinerung des Superpositionsprinzips der linearen Elastizität auf Viskoelastizität darstellt, zeigt aufgrund der Vielzahl seiner Parameter die bereits erwähnten Defizite hinsichtlich seiner Prognosezuverlässigkeit.

Ein weiteres Defizit ergibt sich aus dem phänomenologischen Charakter der vorhandenen Beschreibung von Viskoelastizität für Beton. Anders als im Falle von Polymeren, deren viskoelastisches Verhalten als eine zeitlich versetzte Antwort der unterschiedlichen Molekülketten auf eine Beanspruchung interpretiert wird, die sich als ein „dynamisches“ Spektrum ausbildet, ist eine analoge Interpretation für Beton nur für einen eng begrenzten Zeitraum nach einem Beanspruchungswechsel plausibel. Zwar stellt auch Beton ein aus vielen Aggregaten zusammengesetztes Material dar, die analog zu den Molekülketten der Polymere ein zeitversetztes Antwortspektrum erzeugen können, dass sich solche „dynamische“ Antworten über einen Zeitraum von ca. 1000 Tagen erstrecken, wie der in [SCH 1994] in Abhängigkeit des wirksamen Belastungsalters formulierte Beiwert für die verzögert elastische Verformung nahelegt, ist jedoch wenig plausibel. Deshalb wäre ein Prozessverständnis, mit dem das viskoelastische Verhalten von Beton begründet wird, für die Absicherung des viskoelastischen Teilstoffmodells hilfreich. Möglicherweise lässt sich dann begründen, dass im Falle sehr langsamer Laststeigerungen und Temperaturerhöhungen der viskoelastische Anteil vernachlässigt werden kann.

Bereits aus der Existenz des o. g. Betrachtungszeitraums für die verzögert elastische Verformung ergibt sich, dass zeitabhängige Prozesse im Betonen eine lange Wirkdauer haben können. Von daher sollte eine hinreichend lange Versuchsdauer gewählt werden, wenn solche Teilprozesse während ihrer Dauer mit unterschiedlicher Intensität am Gesamtdeformationsprozess beteiligt sind. Weiterhin ist eine Erweiterung der experimentellen Datenbasis auf den Zugbereich erforderlich, wofür zwecks Separierung der Stoffmodellanteile vorhandene Versuchskonzepte zu erweitern sind.

Literaturverzeichnis

[AND 2013]

Anders, I.: Stoffgesetz zur Beschreibung des Kriech- und Relaxationsverhaltens junger, normal- und hochfester Betone, Dissertation, KIT, Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften, 2012, erschienen in: Karlsruher Reihe, Massivbau, Baustofftechnologie, Materialprüfung, Heft 73, KIT Scientific Publishing, 2013

[BDZ 2003]

Bundesverband der Deutschen Zementindustrie, Bauberatung Zement, Risse im Beton, Zement-Merkblatt Betontechnik, B18, 2.2003

[BFS 2007]

Mauke, R; Laske, D.: Stilllegung Endlager Morsleben, Verfüllen von Strecken mit hohen Anforderungen - Bauzustände für horizontale Strecken (ergänzende Untersuchungen zum Nachweis der Rissbeschränkung im Salzbeton) und Nachweiskonzept für das südliche Wetterrollloch. P 255, Salzgitter: 2007.

http://www.bfs.de/de/endlager/endlager_morsleben/stilllegung/genehmigungsverfahren/verfahrensunterlagen_eram.html, abgerufen am 29.4.2015

[BFS 2009]

Bundesamt für Strahlenschutz (BfS) 2009, (Ersteller: Asse-GmbH/DBE TECHNOLOGY GmbH): Beschreibung der zur Verfüllung der Firstspalten und Resthohlräume in der Südflanke der Schachtanlage Asse ausgewählten Baustoffe Sorelbeton A1 und A1-560, BfS-KZL 9A/44215100/GHR/TV/0001/00, Stand 03.03.2009

[BFS 2010]

DBE TECHNOLOGY GmbH: Untersuchung der Kontaktzone am Asse-Vordamm – Zusammenfassung und Interpretation der Messergebnisse; BfS-KZL 9M/22310131/GH/RB/0130/00, Stand 03.05.2010

[BMU 2010]

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU): Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Bonn, Stand: 30. September 2010

[BYF 1980]

Byfors. J.: Plain concrete at early ages, CBI forskning research 3:80, Stockholm, Cement- och betonginstitutet, 1980, ISSN 0346-6906.

[CEC 2021]

Civil Engineering & Construction Review: Itaipu Dam
<https://info.cecr.in/itaipu-dam/> abgerufen am 27.10.2021

[DAF 1996]

Fließverhalten von Flüssigkeiten in durchgehend gerissenen Betonkonstruktionen, Heft 460, Beuth Verlag, Berlin, 1996

[DBE 2004a]

Verfüllen von Strecken mit hohen Anforderungen, Konzeptplanung und Nachweisführung http://www.bfs.de/de/endlager/endlager_morsleben/stilllegung/genehmigungsverfahren/verfahrensunterlagen_eram.html, abgerufen am 07.05.2015

[DBE 2004b]

Verfüllmaterial für Strecken mit hohen Anforderungen – Materialeigenschaften und Materialkennwerte Salzbeton M2 http://www.bfs.de/de/endlager/endlager_morsleben/stilllegung/genehmigungsverfahren/verfahrensunterlagen_eram.html, abgerufen am 29.4.2015

[DIN 1979]

DIN 4227: Spannbeton, Teil 1, Bauteile aus Normalbeton mit beschränkter und voller Vorspannung, Dezember 1979

[EBE 2009]

Eberth, S.; Müller-Hoeppe, N.: Übertragung des Sicherheitsnachweiskonzeptes für ein Endlager im Salinar auf andere Wirtsgesteine, ÜBERSICHT, FuE-Vorhaben (FKZ 032 E 9521); DBE TECHNOLOGY GmbH: Peine, Dezember 2009

[EMP 2018]

Empelmann, M.: Vorlesung Spannbetonbau (Massivbau III) – Zeitabhängiges Materialverhalten, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Fachgebiet Massivbau, TU Braunschweig, 2018

[ENG 2003]

Engelhardt, H.-J.; Kreienmeyer, M.; Lerch, C.; Müller-Hoeppe, N.; Köster, R.; Eilers, G.; Preuss, J.: A Constitutive Law of Salt Concrete Used for Closure of an LILW-Repository, The 9th International Conference on Radioactive Waste Management and Environmental Remediation, September 21-25, Oxford, UK, 2003

[ENG 2011]

Engelhardt, H.J., Jobmann, M., Müller-Hoeppe, N.: Materialspezifikation für Dichtelemente für die Planung von Schacht- und Streckenverschlüssen. Arbeitspaket 9.1.2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, Rev01, DBE TECHNOLOGY GmbH: Peine, 24.08.2011

[ENG 2015]

Engelhardt, H.-J.; Haverkamp, B.; von Borstel, L. E., van der Marcke, P.; Coppens, E.: Development of a Backfill Material for LILW and HLW Disposal Galleries in the Current Belgian Geological Disposal Concept, WM 2015 Conf., March 15 – 19, Phoenix, Arizona, USA, 2015

[FRE 2015]

Freyer, D.; Gruner, M.; Popp, T.: Zusammenhang von Chemismus und mechanischen Eigenschaften des MgO-Baustoffs, Freiburger Forschungshefte, E15 Naturwissenschaften, TUBAF, 2015

[FRE 2019]

Freyer, D.; Gruner, M.; Popp, T.; Salzer, K.; Rölke, C.: MgO-Shotcrete for engineered barrier systems in salt formations – in situ tests with inflow of MgCl₂ bearing solutions, Proc. 10 th US/German Workshop on Salt Repository Research, Design, and Operation, Buchholz, S; Keffeler, E.; Lipp, K.; DeVries, K.; Hansen, F. (editors), August 23, 2019

[GAS 2016]

Gasch, T.; Sjölander, A.; Malm, R.; Anders, A.: A Coupled Multi-Physics Model for Creep, Shrinkage, and fracture of early-age-concrete, 9th Int. Conf. Frac. Mech. Conc & Conc.Struc, FraMCoS-9, 2016

[GLÄ 2005]

Gläß, F.; Mauke, R.; Eilers, G.; Preuss, J.; Schmidt, H.; Lerch, C.; Müller-Hoeppe, N.: Investigation of a Salt-Concrete Seal in the Asse Salt Mine, Proc. WM'05 Conf., WM-5233, Tucson, AZ, Feb. 27- Mar. 3, Tucson, 2005

[GRA 2015]

Grahm, P.; Malm, R.; Eriksson, D.: System design and full-scale testing of the Dome Plug for KBS-3V deposition tunnels, Main report, TR-14-23

[GRS 2010]

Wieczorek, K.; Förster, B.; Rothfuchs, t.; Zhang, C.-L., Olivella, S.; Kamlot, P.; Günther, R.-M.; Lerch, C.: THERESA Subproject MOLDAU, Coupled Thermal- Hydrological-Mechanical-Chemical Process in Repository Safety Assessment, GRS-262, ISBN: 978-3-939355-37-3, 2010

[GRS 2012a]

Bollingerfehr, W.; Filbert, W.; Dörr, S.; Herold, P.; Lerch, C.; Burgwinkel, P.; Charlier, F.; Thomaske, B.; Bracke, G.; Kilger, R.: Endlagerauslegung und -optimierung, Bericht zum Arbeitspaket, 6, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-281, ISBN 978-3-939355-57-1, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, Köln, 2012

[GRS 2012b]

Müller-Hoeppe, N.; Engelhardt, H.-J.; Lerch, C.; Linkamp, M.; Buhmann, D.; Czaikowski, O.; Herbert, H.-J.; Wieczorek, K.; Xie, M.: Integrität geotechnischer Barrieren – Teil 1: Vorbemessung, Bericht zum Arbeitspaket, 9.2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-287, ISBN 978-3-939355-63-2, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, Köln, 2012

[GRS 2013]

Fischer-Appelt, K., Baltés, B., Buhmann, D., Larue, J., & Mönig, J.: Synthesebericht für die VSG; Bericht zum Arbeitspaket 13, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-290, ISBN 978-3-939355-66-3, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, Köln, 2013

[GRS 2016]

Czaikowski, O.; Dittrich, J.; Hertés, U.; Jantschik, K.; Wieczorek, K.; Zehle, B.: Development of mechanical-hydraulic models for the prediction of the long-term sealing capacity of concrete based sealing materials in rock salt - LASA, GRS-432, ISBN 978-3-946607-14-4, 2016

[GRS 2020]

Czaikowski, O.; FriedenberG, L.; Wieczorek, K.; Müller-Hoeppe, N.; Lerch, C.; Eickemeier, R.; Laurisch, B.; Liu, W.; Stührenberg, D.; Svensson, K.; Zemke, K.; Lüdeling, C.; Popp, T.; Bean, J.; Mills, M.; Reedlunn, B.; Düsterloh, U.; Lerche, S.; Zhao, J.: KOMPASS – Compaction of crushed Salt for the safe Containment, GRS-608, ISBN 978-3-947685-94-3, 2020

[GÜN 2009]

Günther, R.-M.: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz; Phänomenologische s Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens, Dissertation, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, TUBAF, Freiberg, 17.10.2009

[GUT 1999]

Gutsch, A.-W.: Stoffeigenschaften jungen Betons – Versuche und Modelle, DafStb, Heft 495, Beuth Verlag, Berlin, 1999

[HAM 2010]

Hampel, A.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Pudewills, A.; Leuger, B.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Herchen, K.; Wolters, R.; Düsterloh, U.: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz: Synthesebericht; Projektlaufzeit 01.08.2007 – 31.07.2010, Leipzig: Institut für Gebirgsmechanik, 2010

[HAN 2017]

Hansen, F.D; Steininger, W.; Bollingerfehr, W.: Proceedings of the 7th US/German Workshop on Salt Repository Research, Design, and Operation, SFWD-SFWST-2017-000008, SAND2017-1057R, January 30, 2017

[HEI 1991]

Hein, H.-J.: Ein Stoffgesetz zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Salzgranulat, RWTH Aachen, Fakultät für Maschinenwesen, Diss. 1991, Eigenverlag, 1991

[HEY 2016]

Heydorn, M.; Teichmann, L.; Meyer, T.: Schachtanlage Asse II, Anwendungsversuch Pilotströmungsbarriere PSB A1, Bergbau 4, 2016, 165-171

[HIN 2016a]

Hinze, M.: Zur Nutzung fraktionaler Infinitesimalrechnung bei der Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Beton, Technischer Bericht TEC-Nr.-14-2016-TB, Peine, DBE TECHNOLOGY GmbH, 2016

[HIN 2016b]

Hinze, M.: Fortschreibung: Zur Nutzung fraktionaler Infinitesimalrechnung bei der Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Beton, Technischer Bericht TEC-Nr.-28-2016-TB, Peine, DBE TECHNOLOGY GmbH, 2016

[HIN 2016c]

Hinze, M.: Mittag-Leffler-Funktionen, fraktionale Infinitesimalrechnung und deren Anwendung zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Beton, Diplomarbeit, Universität Leipzig, Fakultät für Mathematik und Informatik, Mathematisches Institut, 2016

[IBG 2016]

Informationszentrum Beton GmbH: Massige Bauteile aus Beton, Zement – Merkblatt Betontechnik, B11, 3.2016

[IBG 2014]

Informationszentrum Beton GmbH: Risse im Beton, Zement – Merkblatt Betontechnik, B18, 2.2014

[IBM 2004]

IBMB: Stilllegung Endlager Morsleben, Verfüllen von Strecken mit hohen Anforderungen, Untersuchungen zum Nachweis der Rissbeschränkung im Salzbeton von Streckenverfüllungen, Materialprüfungen, DOK.-Nr. (1026/791/07-d) – Gu/Sei vom 19.05.2004, unveröffentlicht

[JOB 2016]

Jobmann, M.; Becker, D.-A., Hammer, J.; Jahn, S.; Lommerzheim, A.; Müller-Hoeppe, N.; No-seck, U.; Krone, J.; Weber, J. R., Weitkamp, A.; Wolf, J.: Projekt CHRISTA,- Machbarkeitsuntersuchung zur Entwicklung einer Sicherheits- und Nachweismethodik für ein Endlager für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle im Kristallingestein in Deutschland, Gemeinsamer Abschlussbericht FKZ 02E11375A/B, DBE TECHNOLOGY GmbH, BGR, GRS, Peine, Hannover, Braunschweig, 2016

[KAM 2011]

Kamlot, P.; Brückner, D.; Bodenstern, W.; Naumann, D.: Indexversuche zur Bestimmung des uniaxialen und isotropen triaxialen Relaxationsverhaltens von Sorelbeton A1, Auftrag-Nr. 10/2011, Institut für Gebirgsmechanik (IfG) GmbH: Leipzig, 21.04.2011.

[KNO 2010]

Knoll, P.; Finder, M.; Kudla, W.: Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Streckendämme in leichtlöslichen Salzgestein (Carnallit) für UTD/UTV, Teil 2: Erprobung von Funktionselementen, Zusammenfassender Abschlussbericht FKZ 02C1204, Teutschenthal, 2010

[KRA 2004]

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massiven Betonbauteilen, Dissertation, Braunschweig, Institut für Baustoff, Massivbau und Brandschutz, 2004

[KRÜ 2006]

Krüger, S.: Makroskopisches Modell für autogenes Quellen und Schwinden, Diplomarbeit, IBMB, TU-BS, 2006

[KUD 2021]

Kudla, W.; Herold, P.: Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle (ELSA - Phase 2): Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse und Test von Funktionselementen von Schachtverschlüssen, Zusammenfassender Abschlussbericht zum Verbundvorhaben FKZ 02E11193A/B), Freiberg, 2021

[LEO 1973]

Leonhardt, F.: Vorlesungen über Massivbau – Erster Teil – Grundlagen zur Bemessung im Stahlbetonbau, Springer –Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1973

[LEO 1980]

Leonhardt, F.: Vorlesungen über Massivbau – Fünfter Teil – Spannbeton, Springer –Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1980

[MAU 2011]

Mauke, R.; Kreienmeyer, M.; Manthee, F.; Schröpfer, T.: In situ-Versuch für ein Abdichtbauwerk im Steinsalz, Vortrag, 40. Geomechanik-Kolloquium in Leipzig am 11.11.2011

[MAU 2013]

Mauke, R.: In situ Verification of a Drift Seal system in Rock Salt - Operating Experience and Preliminary Results, Proc. 4th US/German Salt repository Workshop, Hansen, F. D.; Steiniger, W.; Biurrun, E. (editors); December 23, 2013

[MEY 2008]

Meyer, T.; Teichmann, L.; Heydorn, M.: Geotechnische Messungen an einer Pilotströmungsbarriere, Messen in der Geotechnik 2008, Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik, Heft 87, TU Braunschweig: 2008

[MÜL 2004]

Müller-Hoeppe, N.; Kreienmeyer, M.; Eilers, G.; Köster, R.: Stabilization of the Central Part of the Morsleben Repository (bGZ), Safety of Transient Situations During the Stabilization Process, Proc. DISTEC 2004, Berlin 2004

[ONK 1995]

Onken, P.; Rostasy F.S.: Wirksame Betonzugfestigkeit im Bauwerk bei früh einsetzendem Temperaturzwang, DAfStB, Heft 449, Berlin, Beuth, 1995

[POL 2006]

Polster, M.; Engelhardt, H.-J.; Heydorn, M.: Entwicklung eines Materialmodells für Magnesiabinder, 16. Internationale Baustofftagung, Ibausil, 20.-23.09.2006, Weimar, Tagungsbericht Band 1, 2006

[PRE 2002]

Preuss, J.; Eilers, G.; Mauke, R.; Müller-Hoeppe, N.; Engelhardt, H.-J.; Kreienmeyer, M.; Lercg, C.; Schimpf, C.: Post Closure Safety of the Morsleben Repository, Poster zu Paper '496, WM'02 Conf., February 24-28, Tucson, 2002

[RAI 2012]

Raiko, H.: Canister design 2012, Technical Report, POSIVA 2012-13, Olkiluoto, 2012

[RÖH 2009]

Röhling, S.: Zwangsspannungen infolge Hydratationswärme, Düsseldorf, Bau+Technik, 2009.

[RÜB 2016]

Rübel, A.; Åkesson, M.; Bailey, L.E.F.; Börgesson, L.; Bosgiraud, J.M.; Buhmann, D.; Burlaka, V.; Conil, Crawford, N. M.; Czaikowski, O.; Galson, D. A.; Gondolli, J.; Hakala, M.; Hart, J.; Havlová, V.; Jantschik, K.; Jobmann, M.; Kindlein, J.; Koskinen, K.; Kristensson, O.; Lauke, T.; Moog, H.-C.; Pintado, X.; Rautioaho, E.; Rosca-Bocancea, E.; Schirmer, S.; Schröder, T.J.; Trpkšová, D.; Valli, J.; Večerník, P.; Vuorio, M.; Wendling, J.; Zhang, C.-L.: DOPAS, Deliverable n° 5.10, WP 5 final integrated report, EC, Draft, Stand April 2016

[SCH 1994]

Schneider K.-J.: Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungshinweisen und Beispielen, Werner Verlag, 11. Auflage 1994

[SCH 2004]

Schneider K.-J.: Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungshinweisen und Beispielen, Werner Verlag, 16. Auflage 2004

[STE 1996]

Stein, E.; Barthold, F.-J.: Elastizitätstheorie. In: Mehlhorn, G. (Hrsg.): Der Ingenieurbau, Grundwissen: Werkstoffe, Elastizitätstheorie; Berlin, Ernst & Sohn, 1996

[TEC 2010]

DBE TECHNOLOGY GmbH: Schachtanlage Asse, Strömungsbarriere SB-775-1, Nachweis der Funktionsfähigkeit – Abschlussdokumentation, KZL: A/AJ/HY/GH/FT/0002/00, Stand 03.12.2010.

[TEC 2016]

DBE TECHNOLOGY: Flächenbedarf für ein Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle, Gutachten, TEC09-2016-G, Peine, DBE TECHNOLOGY GmbH, 2016

[VDZ 2006]

Verein Deutscher Zementwerke, Massige Bauteile aus Beton, Zement- Merkblatt, Betontechnik, B11, 7.2006

[WIK 2021a]

https://de.wikipedia.org/wiki/Hoover_Dam abgerufen am 27.10.2021

[WIK 2021b]

https://de.wikipedia.org/wiki/Talsperre_Leibis-Lichte abgerufen am 27.10.2021

BGE TECHNOLOGY GmbH
Eschenstraße 55
31224 Peine – Germany
T + 49 5171 43-1520
F + 49 5171 43-1506
info@bge-technology.de
www.bge-technology.de