

**EIN RHEOLOGISCHER MODELLANSATZ
ZUR PROGNOSE DES LANGZEIT-
TRAGVERHALTENS VON
VERBUNDDÜBELN**

Thomas Kränkel
München



Fakultät Bau Geo Umwelt

Lehrstuhl für Werkstoffe und Werkstoffprüfung im Bauwesen

Ein rheologischer Modellansatz zur Prognose des Langzeittragverhaltens
von Verbunddübeln

Thomas Siegfried Kränkel

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bau Geo Umwelt der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitzender Prof. Dr.-Ing. Detlef Heinz

Prüfer der Dissertation: 1. Prof. Dr.-Ing. Christoph Gehlen
2. Prof. Dr.-Ing. Jan Hofmann
3. Prof. Dr.phil. Dr. techn. Dr.-Ing. E.h.
Konrad Bergmeister, Ph.D.

Die Dissertation wurde am 30.06.2017 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Bau Geo Umwelt am 11.10.2017 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Arbeitsgruppe ‚Betontechnologie‘ des Lehrstuhls für Werkstoffe und Werkstoffprüfung im Bauwesen der Technischen Universität München. In dieser Zeit hatte ich die Möglichkeit, neben den in dieser Arbeitsgruppe zu erwartenden, betontechnologischen wissenschaftlichen Fragestellungen auch ein umfassendes Forschungsvorhaben zur Thematik des Tragverhaltens von Verbunddübeln unter dauerhafter Lasteinwirkung zu bearbeiten. Gerade dieses, für den klassischen ‚Betontechnologen‘ eher fremde Thema aus dem Bereich der Befestigungstechnik bot mir jedoch die Chance, meinen wissenschaftlichen Erfahrungshorizont durch das Erlernen neuer Inhalte zu erweitern, interdisziplinär zu arbeiten sowie auch Analogien zwischen dem mir bekannten Tragverhalten von Betonen und dem mir anfänglich wenig geläufigen Verhalten der Verbunddübel herzustellen.

Das als Grundlage für die Dissertation dienende Forschungsprojekt zum Langzeittragverhalten von Verbunddübeln wurde im Rahmen einer Industriekooperation mit den beiden Firmen Hilti AG und fischerwerke GmbH & Co. KG finanziell unterstützt. Dafür bedanke ich mich sehr. Neben dem Dank für die rein finanzielle Förderung, danke ich dabei insbesondere Herrn Dr. Ulrich Bourgund und Herrn Dr. Friedrich Wall von Seiten der Hilti AG sowie Herrn Dr. Joachim Schätzle und Herrn Andreas Bucher von der fischerwerke GmbH & Co. KG für den fachlichen Rat in allen die Befestigungstechnik betreffenden Fragen, die stets produktiven Diskussionen sowie die stets freundliche und kollegiale Atmosphäre bei allen persönlichen Treffen und den zahllosen Telefonaten.

Mein besonderer Dank gilt auch Herrn Prof. Dirk Lowke, der mich in meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter stets fachlich begleitet und geleitet hat. Durch seine vielen wertvollen Hinweise, Hilfestellungen und Denkanstöße hat er maßgeblich zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Auch vielen Dank für die kritische Durchsicht der Arbeit.

Für die Ermöglichung dieser Arbeit, das in mich gelegte Vertrauen dieses Thema bearbeiten zu können und natürlich die Betreuung der Dissertation möchte ich mich herzlich bei Herrn Prof. Christoph Gehlen bedanken. Herrn Prof. Jan Hofmann und Herrn Prof. Konrad Bergmeister danke ich für die Übernahme des Korreferates. Herrn Prof. Detlef Heinz danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen hat mich das Laborteam der Arbeitsgruppe Betontechnologie stets unterstützt. Mein Dank hierfür gilt daher Herrn Barnabas Omozokpia, Herrn Maik Hobusch, Herrn Thomas Höhn sowie Herrn Klaus Linz. Ohne euch wäre die Arbeit in diesem Umfang nicht möglich gewesen! Auch Herrn Martin Biehler aus der Arbeitsgruppe Stahl gilt mein herzlicher Dank für die Unterstützung bei der Durchführung der Vielzahl an Auszugversuchen sowie der Hilfestellung beim Bau der hydraulischen Dauerstand-Prüfstände. Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Mitarbeitern des Centrum Baustoffe und Materialprüfung für die angenehme und kollegiale Arbeitsatmosphäre bedanken, welche ich immer sehr geschätzt habe und noch bis heute schätze!

Mein innigster Dank gilt jedoch meiner Partnerin Anke, unseren gemeinsamen Kindern Anna, Mia und Jonas sowie meinen Eltern Siegfried und Petra und Ankes Eltern Bruno und Ingrid für ihre Unterstützung, ihre Geduld und ihr Vertrauen. Ihr habt mir stets den Mut und die Zuversicht gegeben, das Richtige zu tun, mich durch eure ganz eigene Art unterstützt und gepusht, sodass die Dissertation nach langer Zeit doch noch fertig geworden ist. Ich weiß, dass es für euch oft keine leichte Zeit war, in der ich entweder nicht da, oder aber müde und genervt war. Das kann ich jetzt nicht mehr gutmachen, aber wenigstens versprechen ab sofort wieder mehr Zeit mit euch zu verbringen!!!

Inhalt

1	Einordnung der Arbeit	7
1.1	Untersuchungsgegenstand	7
1.2	Problemstellung	7
1.3	Zielsetzung	10
1.4	Lösungsweg zur Erreichung dieser Zielsetzung - Überblick über den Aufbau der Arbeit	11
2	Grundlegendes zu Verbunddübeln	16
2.1	Definition	16
2.2	Arten und Herstellungsverfahren	17
2.3	Tragverhalten	19
2.3.1	Lastübertragung	19
2.3.2	Deformationsverhalten unter kurzzeitiger Lasteinwirkung	21
2.3.3	Deformationsverhalten unter dauerhafter Lasteinwirkung	21
2.3.4	Versagensarten	22
2.3.5	Verbundspannung	24
2.3.5.1	Berechnung der Verbundspannung	24
2.3.5.2	Experimentelle Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge	24
2.3.5.3	Numerische Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge	25
2.3.5.4	Berechnung der Verbundfestigkeit	26
2.3.6	Einflussfaktoren auf das Tragverhalten	27
2.3.6.1	Geometrische Einflüsse	27
2.3.6.2	Materialspezifische Einflüsse des Verbundmörtels	31
2.3.6.3	Herstellungsbedingte Einflüsse	33
2.3.6.4	Betontechnologische Einflüsse	35
2.3.6.5	Umwelteinflüsse	40
2.3.6.6	Temperatureinfluss	40
2.3.6.7	Kombinierte Einwirkung von Temperatur und Feuchte	42
3	Viskoelastisches Deformationsverhalten der Verbunddübel unter quasi-statischen Bedingungen	44
3.1	Methoden zur experimentellen Analyse viskoelastischen Deformationsverhaltens	44
3.2	Phasen des Kriechens	44
3.3	Rheologische Beschreibung des Kriechens	45
3.3.1	Grundlegendes	45
3.3.2	Lineare Viskoelastizität	45
3.3.2.1	Linear elastische Deformationsanteile	45
3.3.2.2	Linear viskose Deformationsanteile	46
3.3.2.3	Linear viskoelastische Deformationsanteile viskoelastischer Flüssigkeiten	47
3.3.2.4	Linear verzögert elastische Deformationsanteile viskoelastischer Festkörper	47
3.3.2.5	Burgers- Modell zur Beschreibung linearer Viskoelastizität	49
3.3.2.6	Generalisierte Modelle zur Beschreibung linearer Viskoelastizität	50
3.3.3	Bedingungen der linearen Viskoelastizität	53
3.3.4	Nichtlineare Viskoelastizität	55

3.3.5	Plastizität	55
3.4	Deformationsanteile im Verbunddübel	56
3.5	Deformationserzeugende Prozesse im Verbundmörtel	57
3.6	Methoden zur Beschreibung von Kriechversagen	59
3.6.1	Secondary creep curve offset method	59
3.6.2	High- order polynomial regression analysis method	59
3.6.3	Change in slope method	60
3.7	Extrapolationsmethode zur Prognose des Zeitpunkts des Kriechversagens	61
4	Untersuchte Verbunddübel und Nomenklatur	62
4.1	Art, Geometrie sowie Herstellung	62
4.1.1	Betonelemente als Verankerungsgrund	62
4.1.2	System VE	62
4.1.3	System EP	62
4.2	Nomenklatur	63
5	Experimentelle Untersuchungen	65
5.1	Versuchsdatenbasis	65
5.1.1	Verbunddübelverschiebung und Verbundspannung	65
5.1.2	Verbundfestigkeit und -steifigkeit der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung	66
5.1.2.1	Durchgeführte Untersuchungen	66
5.1.2.2	Ergebnisse	67
5.1.3	Elastische und plastische Deformationsanteile der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung	69
5.1.3.1	Durchgeführte Untersuchungen	69
5.1.3.2	Ergebnisse	70
5.1.4	Versuche zur Festlegung einer Verbundspannung τ für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen	71
5.1.4.1	Durchgeführte Untersuchungen	71
5.1.4.2	Ergebnisse	72
5.1.5	Dauerstandversuche (DST) zum Langzeitkriechen	73
5.1.5.1	Durchgeführte Untersuchungen	73
5.1.5.2	Ergebnisse	75
5.1.6	Dauerstandversuche (DST) zum Kurzzeitkriechen	79
5.1.6.1	Durchgeführte Untersuchungen	79
5.1.6.2	Ergebnisse	80
5.1.7	Degradationsversuche (DEGRAD)	87
5.1.7.1	Durchgeführte Untersuchungen	87
5.1.7.2	Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung im Degradationsversuch	93
6	Modellierung	96
6.1	Das Burgers-Modell zur Prognose linear viskoelastischen Verhaltens	96
6.2	Modifikationen des Burgers-Modells zur nichtlinearen Prognose	96
6.2.1	Grundlegendes	96
6.2.2	Modellierung des zeitunabhängigen Tragverhaltens - Verbundsteifigkeit des modifizierten Burgers-Modells im Auszugversuch	97
6.2.2.1	Ausgangssituation	97
6.2.2.2	Entwicklung der Verbundsteifigkeit während der Belastung	98
6.2.2.3	Verlust der Verbundsteifigkeit während des Versagens	100

6.2.2.4	Vereinfachter ingenieurtechnischer Ansatz zur Berechnung der Verbundsteifigkeit	103
6.2.2.5	Exakter Ansatz zur Berechnung der Verbundsteifigkeit bei Differenzierung zwischen elastischen und plastischen Deformationsanteile	107
6.2.2.6	Implementierung in das modifizierte Burgers-Modell	115
6.2.3	Modellierung des zeitabhängigen Tragverhaltens unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung - Viskosität und verzögerte Elastizität des modifizierten Burgers-Modells	120
6.2.3.1	Ausgangssituation	120
6.2.3.2	Annahmen zur Berechnung der Viskosität der Verbunddübel	120
6.2.3.3	Entwicklung eines Verfahrens zur Berechnung der Viskosität	121
6.2.3.4	Ingenieurtechnischer Ansatz zur Berechnung der Viskosität	129
6.2.4	Berücksichtigung der Langzeit-Materialdegradation zur Versagensprognose	130
6.2.4.1	Ausgangssituation	130
6.2.4.2	Verformungsanalyse innerhalb eines Lastwechsels	131
6.2.4.3	Deformationsenergieanteile innerhalb eines Lastwechsels	132
6.2.4.4	Entwicklung der Deformationsenergieanteile innerhalb wiederholter Lastwechsel auf einem Belastungsniveau	135
6.2.4.5	Verschiebungsvariante Entwicklung der Deformationsenergieanteile innerhalb des gesamten Degradationsversuch	138
6.2.4.6	Berechnung des Degradationsindikators D zur Bewertung der verschiebungsvarianten Strukturveränderung der Verbunddübel	140
6.2.4.7	Implementierung des Degradationsindikators in das modifizierte Burgers-Modell	144
6.3	Zusammenfassende Darstellung des modifizierten Burgers-Modells zur Prognose nichtlinearer Viskoelastizität	147
6.4	Vergleich des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizieren Kriechverhaltens mit dem Ergebnis der Dauerstandversuche	151
6.4.1	System VE	151
6.4.1.1	Prognose des Kriechverhaltens im Zeitbereich bis 100 h	152
6.4.1.2	Prognose des Kriechverhaltens unter Variation der Verbundspannung	153
6.4.1.3	Prognose des Kriechverhaltens bis zum Kriechversagen sowie des Versagenszeitpunktes	154
6.4.2	System EP	157
6.4.2.1	Prognose des Kriechverhaltens unter Variation der Verbundspannung	157
6.4.2.2	Prognose des Kriechverhaltens bis zum Kriechversagen sowie des Versagenszeitpunktes	159
6.4.3	Zusammenfassende Beurteilung des Vergleichs des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizieren Kriechverhaltens mit dem Ergebnis der Dauerstandversuche für beide Verbunddübel VE und EP	161
7	Zusammenfassung	162
8	Ausblick	168
9	Literaturverzeichnis	173
Anhang A	Polymere Werkstoffe	182
A.1	Definition polymerer Werkstoff	182
A.2	Einteilung der polymeren Werkstoffe nach ihrer makromolekularen Anordnung	182
Anhang B	Klotz auf der schiefen Ebene zur praktischen Beschreibung plastischen Deformationsverhaltens	185

Anhang C	Ergänzende Auszugversuche zur Berechnung der Verbundsteifigkeit _____	186
C.1	System VE _____	186
C.2	System EP _____	187
C.3	Berechnung der Verbundsteifigkeit _____	188
Anhang D	Ergänzende Versuche zur Viskositätsberechnung _____	190
D.1	System VE _____	190
D.2	System EP _____	191
Anhang E	Literaturrecherche zur Berechnung eines Parameters zur Quantifizierung der Degradation von Beton als Basis zur Quantifizierung der Degradation der Verbunddübel _____	192
Anhang F	Vergleich zwischen dem in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen bestimmten und dem mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverhalten des Verbunddübels EP _____	193

1 Einordnung der Arbeit

1.1 Untersuchungsgegenstand

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem viskoelastischen Deformationsverhalten von Verbunddübeln. Dabei liegt das Hauptaugenmerk auf der Entwicklung eines rheologischen Modells zur Prognose des Langzeittragverhaltens für den Fall einer dauerhaft konstanten Lasteinwirkung, dem Kriechen. Um eine realitätsnahe Prognose des Kriechens der Verbunddübel zu ermöglichen, stellen die Eingangsparameter des rheologischen Modells nichtlineare Funktionen in Abhängigkeit der Belastungshöhe und -dauer sowie des aktuellen Deformationszustandes des Verbunddübels dar. So können beispielsweise die bei hohen Belastungsniveaus in der Regel auftretenden überproportionalen Kriechdeformationen exakt vorausgesagt werden.

Die Arbeit befasst sich ausschließlich mit dem Tragverhalten reaktionsharzgebundener Verbunddübel (auch: Verbundanker, chemische Dübel). Bei dieser Dübelart wird der Verbund zwischen der Ankerstange und dem Betongrund durch einen Mörtel, bestehend aus einem zweikomponentigen polymeren Werkstoff als Bindemittel, welcher mit anorganischen Füllstoffen versetzt ist, erreicht. Bild 1-1 stellt die zentralen Bestandteile eines reaktionsharzgebundenen Verbunddübels schematisch dar.

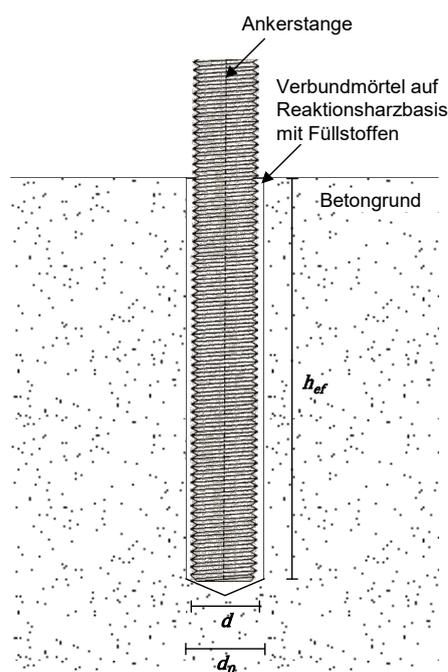


Bild 1-1: : Bestandteile und geometrische Eingangsparameter reaktionsharzgebundener Verbunddübel (schematisch)

Dabei entspricht d dem Durchmesser der Ankerstange, d_0 dem Bohrlochdurchmesser sowie h_{ef} der Verankerungslänge des Verbunddübels.

Verbunddübel unter der Verwendung zementgebundener anorganischer Mörtel sind nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

1.2 Problemstellung

Verbunddübel dienen als Anschlusskonstruktion zur Verbindung von Beton- oder Stahlbetonbauteilen bzw. -tragwerken. Als bauaufsichtlich zugelassene Produkte dürfen sie dabei in sicherheitsrelevanten Bereichen eingesetzt werden. Folglich müssen Verbunddübel den Anforderungen an die Gebrauchstauglichkeit, die Tragfähigkeit sowie dem Sicherheitsniveau im Stahlbetonbau genügen¹.

Um dies zu gewährleisten, wurden in den letzten Jahren zahlreiche Forschungsarbeiten durchgeführt. Diese hatten zum Ziel, das Tragverhalten der Verbunddübel zu untersuchen und detailliert zu beschreiben. Schwerpunkte wurden insbesondere in der Analyse der Zusammenhänge zwischen „inneren“ sowie „äußeren“ Einflussfaktoren und dem sich ausbildenden Kurzzeittragverhalten gelegt. Als „innere“ Einflussfaktoren wurden dabei hauptsächlich geometrische Randbedingungen (z.B. Art, Durchmesser und Verankerungslänge der Ankerstange, Größe des Mörtelringspalts) sowie chemische Randbedingungen (z.B. Art und Aushärtezeit bzw. -grad des Reaktionsharzmörtels) variiert. Als „äußere“ Einflussfaktoren wurden unter anderem herstellungsbedingte Randbedingungen (z.B. Bohrlochreinigung, Art des Bohrverfahrens), betontechnologische Randbedingungen (Betondruckfestigkeit, Vorhandensein von Rissen im Beton, Feuchte des Betons, Dicke der Betondeckung bzw. Randabstand) sowie Umwelteinflüsse (insbesondere Temperatur) untersucht, vgl. u. a. Cook et al. (1991), Eligehausen (1991), Hand et al. (1991), Cook (1993), Bowditch (1996), Zaviliaris et al. (1996), Cook et al. (1998), Rößle et al. (1998a,b), Çolak (2001), Mészáros (2002), Spieth (2002), Lehr (2003), Hofmann (2004), Simons (2007), Hülder (2008), Appl (2009).

¹ Spieth (2002), S.14

Das Langzeittragverhalten der Verbunddübel war gegenüber dem Kurzzeittragverhalten bisher lediglich Gegenstand weniger Untersuchungen, vgl. Eligehausen et al. (2008), Cook et al. (2009), El Menoufy (2010), Davis (2012), Cook et al. (2013). Spätestens ein Unfall in Boston (Massachusetts) im Juli 2006² machte jedoch deutlich, dass insbesondere die Berücksichtigung des Langzeittragverhaltens für die Erstellung einer dauerhaften Anschlusskonstruktion mit Verbunddübeln zwingend erforderlich ist.

Das Tragverhalten (Kurz- und Langzeit) der Verbunddübel wird durch das Werkstoffverhalten seiner Einzelkomponenten bestimmt. Als Einzelkomponenten sind in diesem Zusammenhang der Stahl der Ankerstange, an dem die Lasten angreifen, der Reaktionsharzmörtel (auch: Verbundmörtel) zur Lastweiterleitung, sowie der Beton als Verankerungsgrund zur Lastabtragung anzusehen.

Der Stahl der Ankerstange weist ein zeitinvariantes elastisch-plastisches Werkstoffverhalten auf. Das Kurzzeit- und das Langzeittragverhalten unter statischer Lasteinwirkung sind somit identisch, die Belastungsdauer ist nicht zu berücksichtigen. Zudem reduziert sich das Tragverhalten des Stahls der Ankerstange für Lasten, wie sie bei Verbunddübeln unter Praxisbeanspruchungen auftreten, bis auf wenige Ausnahmen³ auf den Bereich der linearen Elastizität. Es ist somit recht einfach möglich, das Tragverhalten des Stahls der Ankerstange im Gesamttragverhalten der Verbunddübel zu berücksichtigen.

Der Reaktionsharzmörtel sowie der den Verbunddübel umgebende Beton besitzen viskoelastische Werkstoffeigenschaften. Deren

Deformationsverhalten weist neben einer zeitinvarianten elastischen Komponente auch zeitvariante viskose und verzögert elastische Anteile auf. Das viskoelastische Werkstoffverhalten des Betons ist in den vergangenen Jahrzehnten Gegenstand vieler Forschungsarbeiten⁴ gewesen. Der Kenntnisstand auf diesem Gebiet ist umfassend, es soll daher kein Gegenstand der vorliegenden Arbeit sein.

Im Gegensatz dazu ist das viskoelastische Werkstoffverhalten des Reaktionsharzmörtels (Verbundmörtels) bislang lediglich unzureichend erforscht. Gerade dieses bestimmt jedoch das Gesamttragverhalten der Verbunddübel maßgeblich, da die Reaktionsharzmörtel, aufgrund der im Vergleich zum Stahl der Ankerstange und zum umgebenden Beton geringen Steifigkeit, die hauptsächliche Deformationsgröße darstellen. Hinzu kommt, dass das viskoelastische Werkstoffverhalten der Reaktionsharzmörtel für praxisrelevante Beanspruchungen der Verbunddübel von nichtlinearer Natur und damit nicht nur von der Dauer, sondern auch von der Höhe der Beanspruchung abhängig ist. Wie bei allen polymeren Werkstoffen wirkt sich darüber hinaus auch die Temperatur auf das viskoelastische Werkstoffverhalten der Reaktionsharzmörtel aus und stellt somit eine weitere Einflussgröße auf das Tragverhalten der Verbunddübel dar.

Um das zeit-, belastungs- und temperaturabhängige Tragverhalten der Verbunddübel zu berücksichtigen, sind in den derzeitigen Normen, bzw. Leitlinien zur Erwirkung einer bauaufsichtlichen Zulassung für Verbunddübel Dauerstandversuche mit konstanter Beanspruchung bei Raumtemperatur und/oder bei erhöhter Temperatur gefordert. In diesen Versuchen wird die zeitliche Entwicklung der Verschiebungen der Verbunddübel aufgezeichnet. Sie stellt die Grundlage zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit der Verbunddübel unter Dauerlast für deren geplante Lebensdauer dar. Mit Hilfe einer mathematischen Funktion wird dazu der zeitliche Verlauf der ermittelten Verbunddübelverschiebungen näherungsweise approximiert⁵. Diese Funktion wird anschlie-

² Der Unfall ereignete sich am 10. Juli 2006 im „I-90 Seaport Access Tunnel“ in Boston in Massachusetts. Dabei lösten sich zehn je etwa zwei Tonnen schwere Betonplatten einer mit Verbunddübeln abgehängten Deckenkonstruktion und fielen auf die Fahrbahn. Eine Person wurde bei diesem Unfall getötet. Der Unfall wurde auf ein Langzeitversagen, verursacht durch eine ungenügende Kriechbeständigkeit des verwendeten Reaktionsharzmörtels, der Verbunddübel zurückgeführt. Anzumerken ist dabei, dass der eingesetzte Reaktionsharzmörtel den zulassungsrelevanten Nachweis der Funktionalität unter dauerhafter Lasteinwirkung nicht bestanden hätte und somit gar nicht hätte eingesetzt werden dürfen. Weiterführende Angaben zu den Ursachen des Unfalls können bspw. Ocel et al. (2007), S.1, Eligehausen et al. (2008), S.1 oder El Menoufy (2010), S.1f entnommen werden.

³ Bei großen Verankerungslängen des Ankers sowie hohen Verbundfestigkeiten des Reaktionsharzmörtels kann es vor dem Versagen des Verbunddübels zum Erreichen des plastischen Deformationsbereichs des Stahls kommen, in der Folge kann dann auch Stahbruch als Versagensart des Verbunddübels auftreten, siehe Abschnitt 2.3.4 dieser Arbeit.

⁴ Vgl. z.B. Hummel et al. (1962), Rüscher et al. (1968), Pfefferle (1971), Wittmann et al. (1971), Wesche (1973), Zaytsev et al. (1974), Stöckl et al. (1976), Alda (1978), Trost et al. (1978), Probst et al. (1978), Wesche et al. (1978), Grasser et al. (1985), Lanig et al. (1991), Ackermann et al. (1992), Shen (1992), Bierwirth et al. (1994), Nechvatal et al. (1994), Diener (1998), Kordina et al. (2000), Bockhold (2005)

⁵ Dabei werden die Anpassungskonstanten der mathematischen Funktion variiert, um eine möglichst große Annäherung der mathematischen Funktion an den messtechnisch erfassten zeitli-

wendet, um mittels Extrapolation auf die Verschiebungen der Verbunddübel am Ende deren geplanter Lebensdauer unter Dauerlast zu schließen⁶. Als Extrapolationsfunktionen finden dabei in Abhängigkeit der zu Grunde liegenden Norm oder Leitlinie logarithmische Funktionen⁷, Polynomfunktionen dritter Ordnung⁸ oder der im Bereich der polymeren Werkstoffe weit verbreitete Potenz-Ansatz⁹ (Findley-Ansatz^{10,11,12}) Anwendung. Sind die extrapolierten Verschiebungen kleiner als die, in Kurzzeitversuchen ermittelten, Grenzwerte¹³, dürfen die Verbunddübel mit dem geprüften Beanspruchungsniveau in der Baupraxis eingesetzt werden.

Der Extrapolationsansatz bietet eine Möglichkeit, zu unterscheiden, ob ein Verbunddübel bei Einwirkung einer Dauerlast während der geplanten Lebensdauer tragfähig bleibt oder nicht. Der Extrapolationsansatz bietet jedoch keine Möglichkeit, die tatsächliche Lebensdauer der Verbunddübel hinsichtlich der Einwirkung einer Dauerlast zu klassifizieren und so zwischen hervorragend dauerhaften und lediglich ausreichend dauerhaften Systemen zu unterscheiden. Eine solche Art der Klassifizierung wäre jedoch wünschenswert, um für eine baupraktische Anwendung mit einer bekannten geforderten Lebensdauer den optimalen Verbunddübel wählen zu können.

Neben dieser Limitierung weist der Extrapolationsansatz weitere gravierende Nachteile auf. So steigen insbesondere für sehr lange Versuchszeiten die Unsicherheiten hinsichtlich der Prognosegenauigkeit der Verbunddübelverschiebungen¹⁴. Darüber hinaus führen die unterschiedlichen, in den Normen und Leitlinien

verankerten, mathematischen Extrapolationsfunktionen trotz identischer, für die Extrapolation zur Verfügung stehender, Datenbasis für ein und denselben Verbunddübel zu teilweise stark unterschiedlichen extrapolierten Verbunddübelverschiebungen am Ende dessen geplanter Lebensdauer. Dies kann dazu führen, dass ein Verbunddübel unter der Verwendung einer Extrapolationsfunktion als dauerhaft eingestuft wird, während er bei der Verwendung einer anderen Extrapolationsfunktion nicht bestanden hätte. Bei der Extrapolation wird weiterhin vorausgesetzt, dass die Verbunddübel während ihrer gesamten Lebensdauer ein degressives oder stationäres zeitvariantes Deformationsverhalten aufweisen. Verschiebungsverläufe, welche im Verlauf der erforderlichen Lebensdauer von einem degressiven oder stationären Verschiebungsverhalten in einen progressiven Verschiebungsverlauf übergehen und ggf. bereits vor dem Erreichen der erforderlichen Lebensdauer durch den Verlust der Tragfähigkeit versagen, können mit Hilfe der Extrapolationsfunktionen nicht erfasst werden.

Für eine ganzheitliche Beurteilung der Dauerhaftigkeit der Verbunddübel hinsichtlich der Einwirkung einer Dauerlast ist es jedoch *nicht ausreichend*, lediglich das *degressive* und das *stationäre* zeitvariante *Verschiebungsverhalten* der Verbunddübel bei i.d.R. geringer bis mittelhoher Auslastung der Tragfähigkeit zu *berücksichtigen*. *Stattdessen* muss ein *Beurteilungskonzept entwickelt* werden, welches es *ermöglicht*, das zeitvariante Tragverhalten der Verbunddübel bis in den Bereich des *progressiven Verschiebungsverhaltens* bei maximaler Auslastung der Tragfähigkeit *sowie* in den Bereich des *Versagens* beim Verlust der Tragfähigkeit hinein abzubilden, oder besser: *voranzusagen*. Um ein solches Konzept anschließend zur Lebensdauervorhersage von Verbunddübeln einsetzen zu können, muss es in der Lage sein, einen Grenzwert anzugeben, dessen Überschreitung zum Versagen des Verbunddübels führt sowie die Zeitdauer bis zum Erreichen dieses Grenzwertes präzise vorauszusagen. Die Verschiebung des Verbunddübels, die unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung zum Verlust des Verbundes zwischen der Ankerstange und dem Verbundmörtel bzw. zwischen dem Verbundmörtel und dem umgebenden Beton führt, würde sich bspw. als solcher Grenzwert eignen. Weiterhin muss das zu entwickelnde Konzept die „inneren“ und „äu-

chen Verschiebungsverlauf der Verbunddübel zu erreichen (engl.: „curve fitting“).

⁶ Eine detaillierte Beschreibung der Vorgehensweise der derzeit gängigen Normen und Leitlinien zur Beurteilung der Funktionalität der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung kann bspw. Cook et al. (2009), S.8ff, Davis (2012), S.62ff oder Cook et al. (2013), S.10ff entnommen werden.

⁷ Vgl. z.B. ASTM E1512 (1993)

⁸ Vgl. Ocel et al. (2007), S.16

⁹ Vgl. z.B. EOTA (2013), AC58 (2013) und AC308 (2013)

¹⁰ Findley et al. (1956), S.1

¹¹ Findley et al. (1958), S.841

¹² Findley et al. (1976), S.14

¹³ In der Regel wird der Grenzwert der Verschiebung in Auszugversuchen (pullout tests) ermittelt. Die Rahmenbedingungen für die Auszugversuche (z.B. vorherrschende Prüftemperatur, Laststeigerungsrate) sowie der Punkt im Last/Verschiebungs-Diagramm, der als Grenzwert zum Vergleich mit den extrapolierten Verbunddübelverschiebungen herangezogen wird (z.B. Verschiebung beim Verlust des Verbundes oder Verschiebung beim Erreichen der Maximallast), variiert dabei in Abhängigkeit der angewendeten Norm bzw. Leitlinie.

¹⁴ Elighausen et al. (2008), S.13, Bild 8.

ßen“ Einflussfaktoren auf das Tragverhalten der Verbunddübel mit in die Prognose des Verschiebungsverhaltens einbeziehen und flexibel auf eine Änderung dieser Einflussfaktoren reagieren können. Bislang existiert ein solches Konzept für die Verbunddübel nicht.

1.3 Zielsetzung

Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag zum besseren Verständnis des nichtlinear viskoelastischen Tragverhaltens der Verbunddübel liefern. Eines der Ziele ist es dabei, die Zusammenhänge zwischen den zeitvarianten Verbunddübelverschiebungen unter Dauerlast und deren molekularen Ursachen innerhalb der polymeren Reaktionsharzmörtel aufzuzeigen. Anschließend soll ein rheologisches Modell entwickelt werden, welches in der Lage ist, das Tragverhalten der Verbunddübel sowohl unter Kurzzeit- als auch unter Dauerbelastung abzubilden bzw. vorauszusagen.

Für den Bereich der Verbunddübel stellt diese „rheologische Vorgehensweise“ ein neuartiges Konzept dar. Es wurde gewählt, da es einerseits die grafische Darstellung des Tragverhaltens mit Hilfe der rheologischen Grundelemente (Feder und Dämpfer) ermöglicht. So kann das Tragverhalten der Verbunddübel anschaulich und damit leicht verständlich beschrieben werden. Andererseits liefert der rheologische Modellansatz über die Materialgesetze der rheologischen Grundelemente, die Basis für die Berechnung des zeitvarianten Deformationsverhaltens der Verbunddübel während ihrer gesamten Lebensdauer.

Ein Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das rheologische Konzept derart zu gestalten, dass es auch in der Praxis, z.B. für die Tragfähigkeitsbemessung oder im Bereich der Lebensdauerbemessung angewendet werden kann. Das rheologische Konzept soll also nicht nur einen „ideellen Charakter“ zum Abbilden von Verbunddübelverschiebungen besitzen, sondern als praktisches Werkzeug dienen, mit dem das Verschiebungsverhalten der Verbunddübel vorausgesagt werden kann. Um dies zu erreichen müssen die folgenden Grundanforderungen erfüllt werden:

- ✧ Die *Materialparameter* der im Modell verwendeten rheologischen Grundelemente müssen *durch Versuche*, bestenfalls direkt am Verbunddübel, *ermittelt* werden können. Um eine breite Anwendbarkeit zu ermöglichen, sollten diese Versuche mit

einer in Versuchslabors üblichen technischen Ausstattung durchführbar sein. Des Weiteren müssen diese Versuche *reproduzierbar* sein, um eine gesicherte Bestimmung der Materialparameter der rheologischen Grundelemente zu gewährleisten. Um das rheologische Konzept auch in der Praxis anwenden zu können sollten die Versuche zur Parameteridentifikation *innerhalb einer möglichst kurzen Zeitdauer* durchgeführt werden können.

- ✧ Das rheologische Konzept muss die „*inneren*“ *Einflussfaktoren* auf das Tragverhalten der Verbunddübel *berücksichtigen*. Dabei sollten zunächst insbesondere die geometrischen Randbedingungen (Durchmesser und Verankerungslänge der Ankerstange) als variable Eingangsparameter für das rheologische Modell Beachtung finden. Des Weiteren sollte das rheologische Konzept flexibel aufgebaut sein, um zu einem späteren Zeitpunkt auch zur Berücksichtigung weiterer „*innerer*“ *Einflussfaktoren* erweitert werden zu können.
- ✧ Zudem sollte das rheologische Konzept in der Lage sein, das Tragverhalten der Verbunddübel auch für variable „*äußere*“ *Einflussfaktoren* richtig abzubilden. Maßgeblich sollte dabei die auf das System aufgebrauchte Höhe der Belastung während der Lebensdauer *berücksichtigt* werden, um den Praxisbezug zu wahren. Auch hier muss das Konzept so flexibel gestaltet werden, dass zu einem späteren Zeitpunkt weitere „*äußere*“ *Einflussfaktoren*, wie z.B. der Einfluss der vorherrschenden Temperatur bzw. Temperaturschwankungen Berücksichtigung finden können.
- ✧ Verbunddübel weisen nichtlinear viskoelastisches Deformationsverhalten auf. Um eine ausreichende Genauigkeit der Deformationsprognose zu erreichen, ist es das Ziel, die Grundelemente des rheologischen Modells mit nichtlinearen Materialgesetzen zu versehen. Die in Versuchen zu bestimmenden *Materialparameter* sollen demnach keine Konstanten (wie bei der linearen Viskoelastizität), sondern *nichtlineare Funktionen in Abhängigkeit der „inneren“ und „äußeren“ Einflussfaktoren* darstellen.
- ✧ Das rheologische Modell sollte in der Lage sein, neben dem Bereich der Dauerstand-

festigkeit¹⁵ auch das *Versagen unter Dauerlast abzubilden bzw. vorauszusagen*. Dies ist die Grundvoraussetzung, um die tatsächliche Lebensdauer der *Verbunddübel* hinsichtlich der Einwirkung einer Dauerlast zu *klassifizieren* und nicht nur, wie derzeit in den Normen und Leitlinien propagiert, zwischen dauerhaften und nicht dauerhaften Verbunddübeln zu unterscheiden. Das rheologische Konzept soll so die Möglichkeit bieten, die *reale Lebensdauer* eines Verbunddübels unter gegebenen „inneren“ und „äußeren“ Einflussfaktoren zu bestimmen.

1.4 Lösungsweg zur Erreichung dieser Zielsetzung - Überblick über den Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit zielt auf die Entwicklung eines praxistauglichen, rheologischen Modells zur Prognose des Kriechverhaltens von Verbunddübeln ab. Das Modell soll auch in der Lage sein, das Versagen unter Dauerlast vorauszusagen, um die tatsächliche Lebensdauer der Verbunddübel, hinsichtlich der Einwirkung einer Dauerlast zu klassifizieren.

Um dieses Ziel zu realisieren, müssen verschiedene Themenbereiche miteinander verknüpft werden. So ist es notwendig, das grundlegende Tragverhalten der Verbunddübel unter Berücksichtigung der maßgeblichen Einflüsse auf das Tragverhalten, mit dem Bereich der rheologischen Modellierung in Zusammenhang zu bringen. Weiterhin müssen die deformationserzeugenden Prozesse im Verbunddübel, bzw. dem maßgeblich an der Verbunddübeldeformation beteiligten Verbundmörtel, Berücksichtigung finden. Um dies zu realisieren, wurde ein schrittweises Vorgehen gewählt. Nachfolgend wird dieser schrittweise Aufbau überblicksartig dargestellt.

Kapitel 2: Grundlegendes zu Verbunddübeln

Das einleitende Kapitel 2 befasst sich zunächst mit einigen grundlegenden Inhalten zu den Verbunddübeln. Das Ziel dieses Kapitels ist es,

¹⁵ Als Bereich der Dauerstandfestigkeit ist der Bereich definiert, in dem die durch eine dauerhaft aufgebrachte Spannung induzierte Dehnung eines Werkstoffs nach unendlich langer Zeit noch zum Stillstand kommt, also kein spannungsinduziertes Versagen auftritt.

dem Leser einen Überblick über die in der Arbeit behandelten **Verbunddübelarten** und deren **Herstellungsverfahren** zu geben.

Weiterhin wird beschrieben, wie die **Übertragung der** am Verbunddübel ankommenden **Lasten** in den Betongrund erfolgt und welches Deformationsverhalten die Verbunddübel unter der Wirkung dieser Lasten aufweisen. Da sich die vorliegende Arbeit mit einem Modell zur Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel befasst, wird dabei insbesondere auch zwischen dem **Deformationsverhalten bei kurzzeitiger und jenem bei anhaltender Lasteinwirkung** unterschieden.

Da das Modell das Kriechverhalten der Verbunddübel bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung prognostizieren soll, enthält Kapitel 2 auch Informationen zu den möglichen **Versagensarten** sowie den notwendigen Randbedingungen, dass es zu einer bestimmten Versagensart kommt.

Das Kapitel abschließend, werden die maßgebenden **Einflussfaktoren auf das Tragverhalten** der Verbunddübel dargestellt und im Rahmen einer Literaturrecherche, ergänzt durch erste eigene Untersuchungen, deren Wirkung erläutert. Dabei wird grundlegend zwischen der Wirkung geometrischer, materialspezifischer, herstellungsbedingter, betontechnologischer, umweltbedingter und temperaturbedingter Einflüsse sowie möglicher Einflusskombinationen unterschieden.

Kapitel 3: Viskoelastisches Deformationsverhalten der Verbunddübel unter quasi-statischen Bedingungen

Kapitel 3 befasst sich intensiv mit dem viskoelastischen Deformationsverhalten der Verbunddübel. Während in Kapitel 2 noch ein allgemeiner Überblick zum Deformationsverhalten gegeben wurde, zielt Kapitel 3 nun darauf ab, ein tiefergehendes Wissen zur viskoelastischen Natur des **Deformationsverhaltens** der Verbunddübel, insbesondere **unter dauerhafter Lasteinwirkung** zu vermitteln.

Neben der Beschreibung von Methoden zur experimentellen Analyse des viskoelastischen Verhaltens, erfolgt zunächst auch eine erste allgemeine Beschreibung des Kriechverhaltens der Verbunddübel.

Darauf aufbauend beinhaltet Kapitel 3 die **Grundlagen zur rheologischen Beschrei-**

bung des Kriechens. Es werden einfache rheologische **Modelle zur Beschreibung elastischer, viskoser und plastischer Deformationsprozesse** vorgestellt und deren Wirkungsweise bei Lastangriff beschrieben. Dieser Abschnitt soll vor Allem demjenigen Leser das Verständnis des im Hauptteil dieser Arbeit entwickelten Modells erleichtern, der sich bislang nicht tiefergehend mit dem Bereich der Rheologie befasst hat.

Anschließend werden, auf den einfachen Modellen basierende, **kombinierte Modelle zur Beschreibung viskoelastischen Verhaltens** vorgestellt. Diese kombinierten Modelle dienen als Grundlage für das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte rheologische Modell zur Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel.

Die vorgestellten rheologischen Modelle werden i.d.R. zur Beschreibung linear viskoelastischen Verhaltens eingesetzt. Verbunddübel weisen jedoch ein ausgeprägt nichtlinear viskoelastisches Deformationsverhalten auf. Kapitel 3 befasst sich daher auch mit den Möglichkeiten zur **Modifikation dieser Modelle zur Beschreibung nichtlinear viskoelastischen Verhaltens.**

Kapitel 3 befasst sich weiterhin mit den **deformationserzeugenden Prozessen im Verbundmörtel.** Dies bietet die Möglichkeit, das phänomenologische **Tragverhalten der Verbunddübel** unter Lasteinwirkung, mit den jeweiligen **Materialcharakteristika** der eingesetzten Verbundmörtel zu **verknüpfen.**

Da das in dieser Arbeit zu entwickelnde Modell in der Lage sein sollte, Kriechversagen zu quantifizieren, werden in Kapitel 3 auch **Methoden zur Quantifizierung des Zeitpunktes des Kriechversagens** vorgestellt. Das Kapitel abschließend erfolgt die Beschreibung der „stress versus time to failure method“, einer **Methode zur Prognose des Versagenszeitpunktes** von Verbunddübeln unter dauerhafter Lasteinwirkung mittels Extrapolation, auf der Basis experimentell bestimmter Kriechversagenszeitpunkte.

Kapitel 4: Untersuchte Verbunddübel und Nomenklatur

In Kapitel 4 werden die in dieser Arbeit untersuchten Verbunddübel hinsichtlich ihrer **Art und Geometrie** sowie der **verwendeten Ver-**

bundmörtelprodukte beschrieben. Enthalten sind außerdem Informationen zur **Herstellung** der Verbunddübel sowie zur **Nomenklatur** der im experimentellen Teil der Arbeit durchgeführten Versuchsserien.

Kapitel 5: Experimentelle Untersuchungen

Kapitel 5 stellt die im Rahmen dieser Arbeit **durchgeführten Experimente** dar. Die Experimente dienen entweder der Bestimmung von vom Eingangsparametern für das rheologische Modell und/oder zur Überprüfung dessen durch eine vergleichende Betrachtung mit dem realen Dauerstandverhalten der Verbunddübel. Kapitel 5 enthält neben der Darstellung der Experimente auch deren **Auswertung und Ergebnisdarstellung.** Die Auswertung und Ergebnisdarstellung erfolgt dabei in einer Art und Weise, wie es für Experimente mit Verbunddübeln, z.B. im Rahmen von Produktzulassungsversuchen, gängig ist. Dies soll insbesondere den Lesern, die sich üblicherweise mit der Thematik der Verbunddübel, jedoch nicht zwangsläufig auch mit dem Bereich der Rheologie befassen, das Verständnis der Arbeit erleichtern.

Folgende Versuchsserien wurden durchgeführt:

Serie 1) Auszugversuche (AZV)

Sie dienen zur Bestimmung der Festigkeit und Steifigkeit der Verbunddübel. Die AZV dienen auch zur **Quantifizierung einer verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit** der Verbunddübel, des ersten Eingangsparameters für das rheologische Modell.

Serie 2) Kombinierte Zug-/Auszugversuche (ZV/AZV)

Die ZV/AZV dienen zur **Separation zwischen elastischen und plastischen Anteilen der Deformation** der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung. Sie stellen eine Art „Zusatzversuche“ dar, welche im Rahmen dieser Arbeit zur exakten Beschreibung des Deformationsverhaltens der Verbunddübel dienen. Die ZV/AZV werden jedoch nicht zur Quantifizierung eines Modelleingangsparameters benötigt.

Serie 3) Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate (var.AZV)

Hierbei handelt es sich um Auszugversuche, die mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt wurden. Die var.AZV stellen eine Art „Hilfsversuche“ zur **Festlegung einer Verbundspannung für die Dauerstandversuche** zum Kurzzeitkriechen (siehe Serie 5) dar.

Serie 4) Dauerstandversuche (DST) zum Langzeitkriechen

Die DST zum Langzeitkriechen dienen zwei Zwecken: Zunächst bildete eine Auswahl der Versuche die Grundlage zur **Bestimmung der zeitvarianten Viskosität der Verbunddübel**, was den zweiten Eingangsparameter für das rheologische Modell darstellt. Der zweite Zweck der Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen lag in der Observation des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter dauerhafter Nutzung. Das Ziel war es, zu **prüfen, wie präzise das rheologische Modell das Deformationsverhalten** der Verbunddübel für **sehr lange Belastungszeiten voraussagt**.

Serie 5) Dauerstandversuche (DST) zum Kurzzeitkriechen

Die DST zum Kurzzeitkriechen wurden durchgeführt, um das Tragverhalten der Verbunddübel gezielt bis in den **Bereich des Versagens unter dauerhafter Lasteinwirkung** zu bestimmen. Das Ziel war es, zu **prüfen, wie präzise das rheologische Modell** das charakteristische Deformationsverhalten der Verbunddübel in diesem **versagensnahen Bereich voraussagt** und ob das Modell in der Lage ist, die in den Dauerstandversuchen ermittelten **Zeitdauern bis zum Versagen zu prognostizieren**. Nur mit einer möglichst exakten Prognose des Versagenszeitpunktes der Verbunddübel bei einer gegebenen Belastung kann das rheologische Modell zu Zwecken der Lebensdauerprognose eingesetzt werden.

Serie 6) Degradationsversuche (DEGRAD)

Die Degradationsversuche dienen der Bestimmung deformationsinduzierter Strukturveränderungen (Degradation) der Verbunddübel bzw. der Verbundmörtel, sowie der Grenzschichten Ankerstange/Verbundmörtel und Verbundmörtel/Beton unter Lasteinwirkung. Die deformationsinduzierten Strukturveränderungen bilden die **Grundlage zur Berechnung des verschiebungsvarianten Degradation-**

sindikators als dritten Eingangsparameter für das rheologische Modell.

Kapitel 6: Modellierung

In Kapitel 6 wird die rheologische Modellbildung beschrieben. Grundlage für das rheologische Modell zur Prognose des Kriechverhaltens ist das **Burgers-Modell**. Es wird beschrieben, wie dieses aufgebaut ist und welche grundlegenden **Modifikationen** vorgenommen werden mussten, um das Modell in die Lage zu versetzen, das ausgeprägt **nichtlinear viskoelastische Deformationsverhalten der Verbunddübel abbilden** zu können.

Anschließend erfolgt eine Darstellung, wie auf der Basis der bereits im Kapitel 5 dargestellten Versuche die Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell bestimmt werden. Ausgehend von den reinen, experimentell bestimmten Messgrößen (Kraft, Verschiebung und Versuchsdauer) wird das schrittweise Vorgehen zur **Bestimmung der drei folgenden Modelleingangsparameter** detailliert beschrieben.

1. Verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit

Dieser Eingangsparameter wurde auf der Basis der in Serie 1 des Kapitels 5 dargestellten Auszugversuche ermittelt. Er dient zur **Beschreibung des zeitunabhängigen Tragverhaltens** der Verbunddübel.

Es wird dargestellt, wie aus den **Last/Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche durch Transformation in Verbundspannungs/Schubwinkel-Beziehungen** für jede berechnete Verbundspannung (Last) eine Verbundsteifigkeit berechnet werden kann. Anschließend wird ein **funktionaler Zusammenhang** (Potenzfunktion dritten Grades) **zwischen den Verbundspannungen und den zugehörigen Verbundsteifigkeiten** dargestellt, der es ermöglicht, für jede beliebige Verbundspannung die Verbundsteifigkeit des Verbunddübels zu quantifizieren. Dieser funktionelle Zusammenhang entspricht dem ersten Eingangsparameter für das modifizierte Burgers Modell.

Neben diesem vereinfachten **ingenieurtechnischen Ansatz zur Berechnung der Verbundsteifigkeit**, bei welchem die zeitunabhängige Deformation der Verbunddübel als eine elastisch-plastische Deformation angenommen

wird, wird im Folgenden auch ein **exakter Berechnungsansatz** vorgestellt. Für diesen exakten Berechnungsansatz werden zusätzlich die in Serie 2 des Kapitels 5 beschriebenen **kombinierten Zug-/Auszugversuche** eingesetzt. Diese ermöglichen es, **zwischen elastischen und plastischen Deformationsanteilen** unter kurzzeitiger Lasteinwirkung zu **separieren**.

2. Zeitvariante Viskosität

Die zeitvariante Viskosität stellt den Modelleingangsparameter zur **Beschreibung des zeitabhängigen Tragverhaltens** der Verbunddübel dar. Zur Berechnung der Viskosität wurde ein Teil der in Kapitel 5, Serie 4 beschriebenen **Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen** eingesetzt. Die Berechnung der zeitvarianten Viskosität erfolgte dabei unter Zuhilfenahme der bereits ermittelten verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit, durch eine Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Dabei wurde die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen an das messtechnisch erfasste Tragverhalten der Verbunddübel im Dauerstandversuch angepasst.

In Kapitel 6 wird dargestellt, welche Schritte notwendig waren, um eine möglichst präzise Prognose des Kriechverhaltens mit dem modifizierten Burgers-Modell zu erhalten.

So wurde die **Viskosität** zunächst als Materialkonstante verwendet, was sich als nicht zielführend herausstellte. Zielführend war hingegen die Berücksichtigung einer **mit fortschreitender Belastungsdauer zunehmenden Viskosität in der Form einer Potenzfunktion**. Kapitel 6 enthält im Folgenden eine **Analyse**, welche **Versuchsdauer** der Dauerstandversuche **minimal notwendig** ist, um auf deren Basis eine Viskositätsfunktion zu bilden, welche eine präzise Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel erlaubt. Weiterhin wird dargestellt, dass eine **Steigerung der Modellpräzision** erreicht wird, **wenn die Phase des primären Kriechens, nach der Lastaufbringung im Dauerstandversuch nicht mit für die Berechnung der Viskositätsfunktion eingesetzt** wird.

Den Abschnitt zur Viskositätsberechnung abschließend, enthält Kapitel 6 einen **ingenieurtechnischen Ansatz zur Berechnung der Viskosität**.

3. Verschiebungsvarianter Degradationsindikator

Kapitel 6 stellt im Weiteren das schrittweise Vorgehen zur **Berechnung des verschiebungsvarianten Degradationsindikators** dar. Der Degradationsindikator **beschreibt die Strukturveränderungen** (und damit Schädigung) der Verbunddübel unter Lasteinwirkung.

Es wird dargestellt, wie die in den **Degradationsversuchen** nach Kapitel 5, Serie 6 ermittelten Verschiebungen in reversible und irreversible Verschiebungen separiert werden können. Anschließend wurden aus diesen Verschiebungen, und den zugehörigen Verbundspannungen, **Deformationsenergien berechnet**. Es wird beschrieben, wie auf der Basis dieser Deformationsenergien zunächst für jeden Lastwechsel, anschließend für jedes Belastungsniveau und schließlich für den gesamten Degradationsversuch ein Degradationsindikator berechnet werden kann, welcher die Strukturveränderung der Verbunddübel in Abhängigkeit der aktuellen Verbunddübelverschiebung quantifiziert. Dabei **besteht zwischen der aktuellen Verschiebung der Verbunddübel und dem berechneten Degradationsindikator ein Zusammenhang in der Form einer Potenzfunktion**.

Den Abschnitt zur Berechnung des Degradationsindikators abschließend wird dargestellt, wie dieser **in das modifizierte Burgers-Modell integriert** wird. Dies geschieht über eine **Verknüpfung des Degradationsindikators mit der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel**. Mit zunehmender Verschiebung kommt es dabei zu einer gesteigerten Minderung der Verbundsteifigkeit, was einen neuerlichen Anstieg des Degradationsindikators und so einen weiteren Abfall der Verbundsteifigkeit nach sich zieht. So kann das **Versagen der Verbunddübel unter der im Dauerstandversuch konstanten Spannung jedoch zunehmenden (Kriech-) Verformung mit dem Modell prognostiziert** werden.

Kapitel 6 beinhaltet im Folgenden einen Abschnitt, in das **modifizierte Burgers-Modell**, inklusive der Berechnung seiner Eingangsparameter, noch einmal **zusammenfassend dargestellt** wird.

Das modifizierte Burgers-Modell kann nur Einsatz finden, wenn sichergestellt ist, dass es in der Lage ist, das Kriechverhalten der Verbunddübel richtig und präzise abzubilden. Aus diesem Grund erfolgte in Kapitel 6 ein Ver-

gleich des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizieren Kriechverhaltens mit dem Ergebnis der Dauerstandversuche. Dabei wurde sowohl das Kriechverhalten der Verbunddübel unter praxisüblichen Belastungsniveaus als auch das Kriechen unter unüblich hohen Lasten bis hin zum Versagen unter Dauerlast und insbesondere auch die Güte der Prognose des Versagenszeitpunktes berücksichtigt.

Kapitel 7 und Kapitel 8

In Kapitel 7 erfolgt eine Zusammenfassung der Arbeit, insbesondere der durchgeführten Experimente, deren Ergebnisse und der darauf aufbauenden Bildung des rheologischen Modells zur Prognose des Kriechverhaltens von Verbunddübeln.

2 Grundlegendes zu Verbunddübeln

2.1 Definition

Unter dem Begriff Verbunddübel versteht man eine Konstruktion zur nachträglichen Verankerung von Anbauten an ein bereits vorhandenes Beton- oder Stahlbetonbauteil oder -werk. Verbunddübel bestehen aus einer Ankerstange aus Stahl, welche mit Hilfe eines Mörtels in einem Bohrloch einer bereits vorhandenen Beton- oder Stahlbetonstruktur fixiert wird. Nach Kunz et al. ist der Durchmesser des Bohrlochs i.d.R. 10 - 15% größer als der Durchmesser der Ankerstange¹⁶. El Menoufy¹⁷ gibt den Bohrlochdurchmesser mit 10 - 25% größer als den Durchmesser der Ankerstange an. Nach Davis¹⁸ ist der Durchmesser des Bohrlochs maximal 50% größer als der Durchmesser der Ankerstange¹⁹.

Bei der *Ankerstange* handelt es sich i.d.R. um eine Gewindestange oder einen profilierten Stabstahl (z.B. Bewehrungsstahl).

Als *Mörtel* kommen grundlegend drei unterschiedliche Systeme zur Anwendung.

- ✦ Zement- oder gipsgebundene anorganische Mörtel: Diese bestehen neben Zement oder Gips aus Wasser und mineralischen Füllstoffen (Sand) sowie ggf. weiteren Zusatzstoffen (z.B. Kalksteinmehl, Quarzmehl, Marmorsteinmehl, Silikastaub) und Zusatzmitteln (z.B. Fließmittel, Erhärtungsbeschleuniger).
- ✦ Organische Polymermörtel: Die Polymermörtel bestehen aus einem zweikomponentigen polymeren Werkstoff als Bindemittel (Reaktionsharzmörtel) welcher mit Füllstoffen versetzt ist. Als Füllstoffe finden dabei meist mineralische Stoffe (i.d.R. Quarzmehle²⁰) Anwendung.
- ✦ Hybridmörtel: Diese stellen eine Kombination aus den beiden vorgenannten Mörtelarten dar. Sie bestehen aus einem

Reaktionsharzmörtel als Bindemittel, enthalten jedoch neben weiteren mineralischen Füllstoffen auch Zement und geringe Mengen an Wasser. Durch die so ermöglichte Zementhydratation im polymeren Bindemittel wird sich eine erhöhte Festigkeit und Steifigkeit des Hybridmörtels, verglichen mit einem analogen Polymermörtel²¹ erhofft.

Die vorliegende Arbeit hat das Deformationsverhalten von reaktionsharzgebundenen Verbunddübeln zum Thema. Die in den folgenden Abschnitten dargestellten Inhalte beziehen sich deshalb gezielt auf diese Art Verbunddübel. Als Reaktionsharzmörtel werden bei diesen Systemen in der Regel Duromere eingesetzt. Speziell finden dabei ungesättigte Polyester-(UP), Vinylester-(VE), Methacrylat-(MA) und Epoxidharze (EP) Anwendung^{22,23}. Der Einsatz von Duromeren erfolgt, da diese eine räumlich engmaschig vernetzte Anordnung der Makromoleküle aufweisen²⁴. Diese verleiht ihnen mechanische Eigenschaften, welche für die Verwendung als Mörtel in Verbunddübeln vorteilhaft sind. Zu nennen sind dabei vor allem die hohe Beständigkeit gegen chemisch aggressive Stoffe und in diesem Zusammenhang insbesondere der hohe Widerstand gegen das alkalische Milieu des den Verbunddübel umgebenden Betons, die hohe Zug-, Druck- und Schubfestigkeit, welche das Übertragen hoher Lasten ermöglicht, sowie die hohe Steifigkeit hinsichtlich einer Lasteinwirkung, wie sie zur Erstellung einer möglichst verformungsarmen Konstruktion erforderlich ist. Ein weiterer Vorteil der Duromere ist deren, verglichen mit Thermoplasten und Elastomeren, geringe Temperaturempfindlichkeit der mechanischen Eigenschaften. So führt eine Temperaturerhöhung im Temperaturbereich unterhalb der Glasübergangstemperatur lediglich zu

¹⁶ Kunz et al. (1998), S.16

¹⁷ El Menoufy (2010), S.4

¹⁸ Davis (2012), S.44

¹⁹ Es existieren auch Verbunddübel mit über 50% größeren Durchmessern des Bohrlochs, im Vergleich zum Durchmesser der Ankerstange. Diese Systeme kommen nach Davis (2012), S.44 vorrangig für Verbunddübel unter Verwendung zementgebundener Mörtel zum Einsatz. Verbunddübel mit solch großem Mörtelringpalt stellen jedoch keinen Bestandteil der vorliegenden Arbeit dar, sie werden daher nicht näher erläutert.

²⁰ Hülder (2008), S.16

²¹ Analog bedeutet in diesem Fall, dass die stoffliche Zusammensetzung des Hybridmörtels und des Polymermörtels, abgesehen vom Einsatz von Zement und geringer Mengen an Wasser im Hybridmörtel, identisch sind, also sowohl ein identisches polymeres Bindemittel als auch eine identische Zusammensetzung der weiteren Füllstoffe vorliegt.

²² Hülder (2008), S.4

²³ El Menoufy (2010), S.5

²⁴ Weitere Informationen zum grundlegenden makromolekularen Aufbau polymerer Werkstoffe, insbesondere der Duromere, sowie der sich aus dem molekularen Aufbau ergebenden mechanischen Eigenschaften befinden sich im Anhang A.

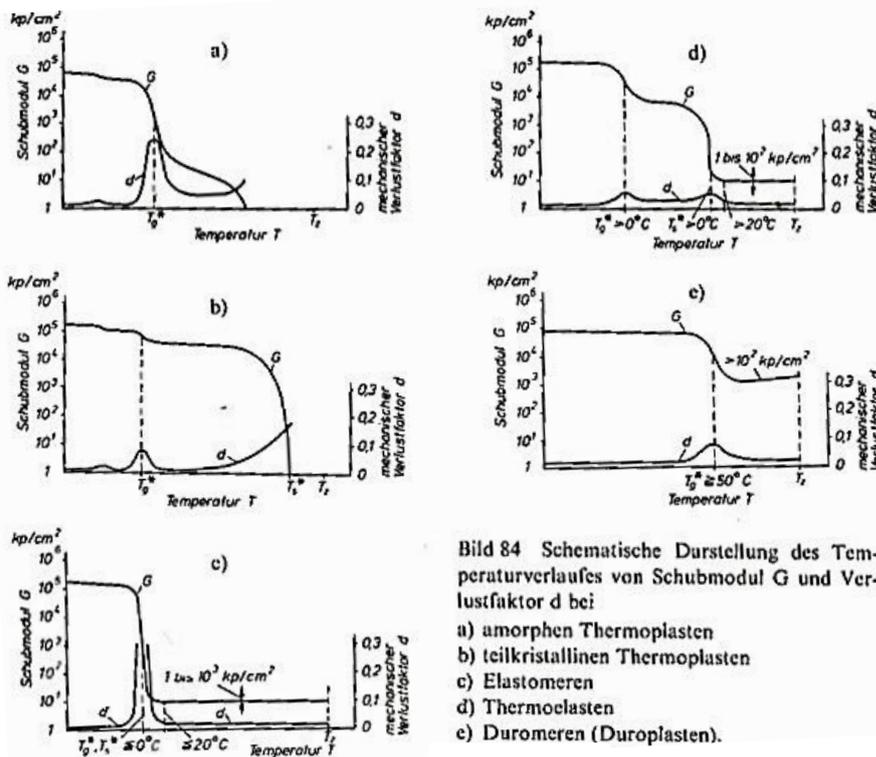


Bild 84 Schematische Darstellung des Temperaturverlaufes von Schubmodul G und Verlustfaktor d bei:
 a) amorphen Thermoplasten
 b) teilkristallinen Thermoplasten
 c) Elastomeren
 d) Thermoelasten
 e) Duromeren (Duroplasten).

Bild 2-1: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufes des Schubmoduls bei (a) amorphen Thermoplasten, (b) teilkristallinen Thermoplasten, (c) Elastomeren und (e) Duromeren nach Laeis (1972)²⁵

einem moderaten Festigkeits- und Steifigkeitsverlust (siehe Bild 2-1).

2.2 Arten und Herstellungsverfahren

Grundlegend wird bei der Herstellung von Verbunddübeln zwischen zwei, hinsichtlich des Einbringens des Mörtels unterschiedlichen, Systemen unterschieden: den Patronen- und den Injektionssystemen, Bild 2-2.

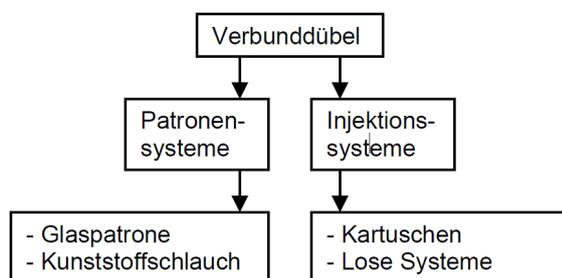


Bild 2-2: Einteilung der Verbunddübel nach der Art ihrer Mörteldarreichungsform^{26,27}

Bei den Patronensystemen ist der Polymermörtel in einer Glaspatrone oder einem Kunststoffschlauch abgefüllt. Die Mörtelpatrone besteht

dabei stets aus zwei Kammern, wobei die eine das Harz und die andere den Härter enthält, um eine Durchmischung mit folgender Erhärtung des Polymermörtels vor der geplanten Benutzung zu verhindern. Die Füllstoffe liegen entweder nur in der Harzkammer oder auf beide Kammern verteilt vor.

Zur Erstellung des Verbunddübels wird die Mörtelpatrone in ein in dem Betongrund erstelltes und anschließend vom Bohrstaub gereinigtes zylindrisches Bohrloch eingeführt. Die Tiefe des Bohrlochs und damit die Verankerungslänge des Verbunddübels beträgt bei Patronensystemen in der Regel das 8 bis 10-fache des Ankerstangendurchmessers. Die Reinigung des Bohrlochs sollte nach Herstellerangaben erfolgen. Gängige Reinigungsverfahren sind dabei das Verwenden von Handreinigungsgeräten wie Handbürste und Handausblaspumpe oder der Einsatz maschineller Reinigungsgeräte wie maschinell betriebener Bürsten und spezieller Druckluftdüsen zum Ausblasen²⁸. Nach der Bohrlochreinigung wird die Ankerstange bis zu ihrer Setztiefenmarkierung in das Bohrloch eingetrieben und dabei die Mörtelpatrone zerstört, was eine

²⁵ Laeis (1972), S.142, Bild 84

²⁶ EOTA (2013), Bild 2.2

²⁷ Mészáros (2002), S.15

²⁸ Spieth (2002), S.16

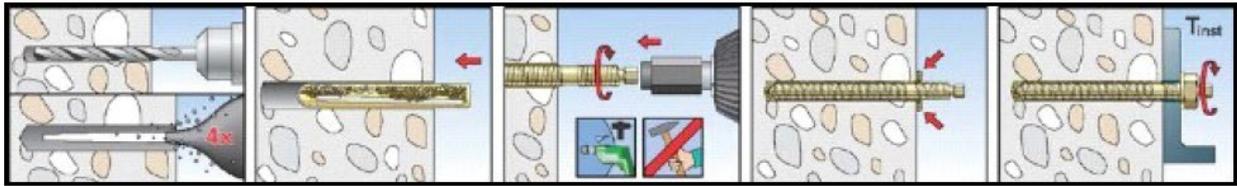


Bild 2-3: Montageanleitung zur Herstellung eines Verbunddübels des Patronentyps am Beispiel einer Mörtelpatrone, welche schlagend-drehend eingebracht wird, aus Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik (2010)³⁴

Durchmischung von Harz und Härter bewirkt (Bild 2-3). Die Ankerstange muss dazu an ihrer Spitze eine einseitige oder dachförmige Schneide besitzen, um eine leichte Zerstörung der Patronenhülle zu erreichen^{29,30}. Um eine optimale Durchmischung von Harz und Härter zu gewährleisten wird die Ankerstange in der Regel schlagend-drehend mit einer Hammerbohrmaschine eingesetzt³¹. Es existieren jedoch auch Systeme, bei denen die Mörtelpatrone derart ausgeführt ist, dass ein rein schlagendes Einbringen der Ankerstange mit dem Hammer für eine Durchmischung von Harz und Härter ausreichend ist^{32,33}. Die Überreste der Mörtelpatrone verbleiben im Bohrloch. Nach der Aushärtung des Mörtels muss das erforderliche Anzugsdrehmoment aufgebracht werden.

Bei den Verbunddübeln des Injektionstyps wird zwischen Kartuschensystemen und losen Systemen unterschieden (Bild 2-2). In der Praxis gebräuchlich sind dabei insbesondere die Kartuschensysteme, da sie während des Auspressens des Mörtels aus der Zweikomponenten-Kartusche die Einhaltung des richtigen Mischungsverhältnisses zwischen Harz und Härter sicherstellen³⁵. Bei den losen Systemen werden Harz und Härter dagegen einzeln eingewogen und anschließend von Hand gemischt, was z.B. durch ungenaues Einwiegen oder ungenügende Durchmischung eine mögliche Fehlerquelle darstellt³⁶. Ein weiterer Nachteil der losen Systeme ist, dass mit ihnen nur Anschlüsse mit Orientierung nach unten hergestellt werden können, da der Mörtel in das Bohrloch fließen muss. Elemente mit horizontaler oder vertikaler Ausrichtung nach oben können somit nicht installiert werden³⁷.

Wie schon bei den Patronensystemen muss auch bei den Injektionssystemen zur Herstellung zunächst ein Bohrloch in den Betongrund erstellt und vom Bohrstaub gereinigt werden. Im Gegensatz zum Patronensystem sind bei dem Injektionssystem beliebige Verankerungslängen möglich, in der Regel werden jedoch Verankerungslängen bis maximal dem 20-fachen Ankerstangendurchmesser eingesetzt. Anschließend wird der Mörtel in das Bohrloch gefüllt. Bei den Kartuschensystemen wird der Mörtel dazu aus der Zweikomponenten-Kartusche in das Bohrloch injiziert, wobei ein auf die Kartusche aufgesetzter Statikmischer mit Mischwendel eine ausreichende Durchmischung des mit Füllstoffen versehenen Harzes und Härters sicherstellt. Bei den losen Systemen lässt man den Mörtel von Hand in das Bohrloch fließen. Ist der Mörtel bis zu einer Höhe in das Bohrloch gefüllt, die später einen vollständige Verbund zwischen Ankerstange und Beton ermöglicht, wird die Ankerstange mit oder ohne drehende Bewegungen (je nach Herstellerangabe)³⁸ von Hand in das Bohrloch gedrückt. Dabei ist darauf zu achten, dass in der Mörtelmasse eingeschlossene Luftblasen austreten können³⁹. Weiterhin ist bei der Montage auf eine zentrische und zum Bohrloch parallel verlaufende Lage der Ankerstange zu achten, um einen optimalen Verbund der Ankerstange im Beton zu erreichen⁴⁰. Nach der Aushärtung des Mörtels wird das erforderliche Anzugsdrehmoment aufgebracht. Die Montage eines Injektions-Verbunddübels ist in Bild 2-4 beispielhaft dargestellt.

²⁹ Spieth (2002), S.17

³⁰ Appl (2009), S.17

³¹ Hülder (2008), S.14

³² Spieth (2002), S.17

³³ Mészáros (2002), S.16

³⁴ Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik (2010), S.25

³⁵ Appl (2009), S.17

³⁶ Mészáros (2002), S.17

³⁷ Spieth (2002), S.18

³⁸ Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik (2010), S.26

³⁹ Lehr (2003), S.13

⁴⁰ Lehr (2003), S.13

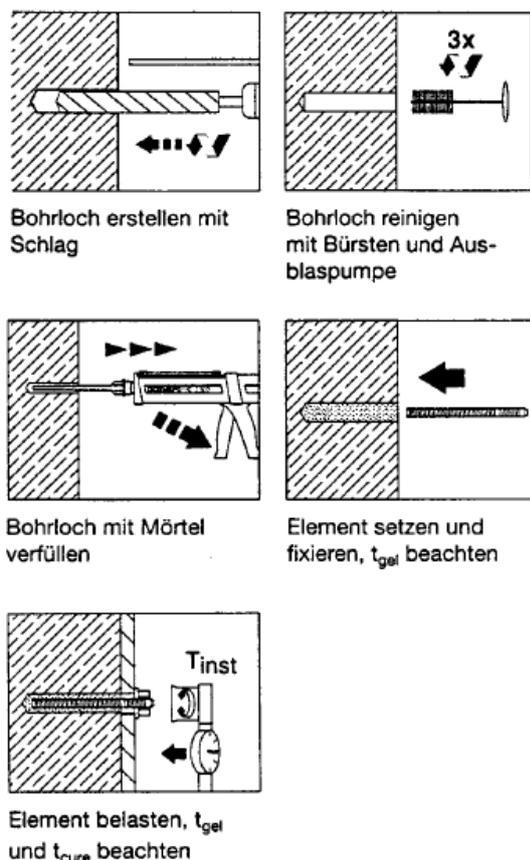


Bild 2-4: Montageanleitung zur Herstellung eines Verbunddübels des Injektionstyps unter Verwendung einer Zweikomponenten-Kartusche, aus Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik (2010)⁴¹

2.3 Tragverhalten

2.3.1 Lastübertragung

Wird ein Verbunddübel mit einer Zugkraft F belastet, muss diese von der Ankerstange in den umgebenden Beton übertragen werden. Dabei kommen zwei unterschiedliche Mechanismen zur Anwendung: der Formschluss und der Stoffschluss.

Formschluss tritt bei den Verbunddübeln an den Grenzflächen Ankerstange/Mörtel und Mörtel/Beton auf. Wird die Ankerstange belastet, werden die auftretenden Kräfte über die mechanische Verzahnung zwischen den einzelnen Gewindegängen der Ankerstange entlang der Verankerungslänge h_{ef} in den Mörtel eingeleitet. Die Lastweiterleitung vom Mörtel in den Beton erfolgt anschließend über eine Mikroverzahnung zwischen beiden Materialien (Bild 2-5).

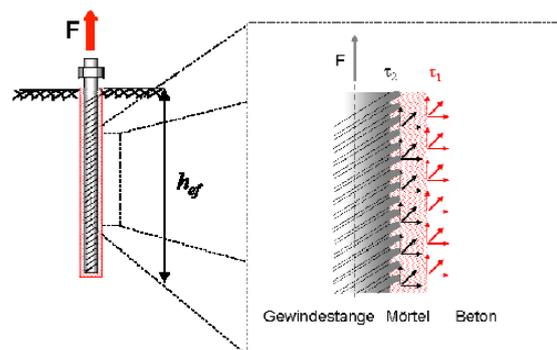


Bild 2-5: Prinzip der Lastweiterleitung eines zugbelasteten Verbunddübels von der Ankerstange in den umgebenden Beton, nach Appl (2003)⁴², entnommen aus Appl (2009)⁴³

Die Mikroverzahnung beruht dabei einerseits auf der Eigenschaft des Verbundmörtels, in die obersten Schichten der Bohrlochwandung sowie in entlang der Bohrlochwandung auftretende Poren einzudringen. Andererseits wird eine Mikroverzahnung durch die geometrischen Unebenheiten der Bohrlochwandung (Bohrlochrauheit) erreicht. Deren Ausprägung ist unter anderem abhängig von der Art des Bohrverfahrens (z.B. Diamantbohren oder Hammerbohren) und von der Betonzusammensetzung (z.B. Härte und Rauheit der verwendeten Gesteinskörnung oder Zementgehalt und Wasserzementwert als Haupteinflüsse auf die Betonfestigkeit).

Zum Nachweis des Eindringens des Verbundmörtels in die obersten Schichten der Bohrlochwandung wurden Untersuchungen mit dem im Versuchsteil dieser Arbeit eingesetzten Verbundmörtel EP, einem mit mineralischen Bestandteilen hochgefüllten Mörtel auf Epoxidharzbasis, durchgeführt⁴⁴. Für die Untersuchungen wurden zementgebundene Mörtelprismen ($4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$) gemäß DIN EN 196-1⁴⁵ hergestellt, im Alter von 28 d mit einer Trennsäge trocken in 1 cm dicke Scheiben ($4 \times 4 \text{ cm}^2$) zerteilt und anschließend je zwei Zementmörtelscheiben mit einer 1 mm starken Verbundmörtelschicht verklebt. Nach der Aushärtung des Verbundmörtels wurden die Verbundprobekörper mit einer Feinsäge senkrecht zur Klebefläche zerteilt und die Grenzschicht Verbundmörtel/Zementmörtel analysiert. Es wurden Aufnahmen mit einem Rasterelektronenmikroskop Jeol JSM5900LV mit energiedispersiver Röntgenspektroskopie der Firma Röntec (REM/EDX) angefertigt.

⁴² Appl (2003)

⁴³ Appl (2009), S. 24

⁴⁴ Urbonas et al. (2013), S.10

⁴⁵ DIN EN 196-1 (2005)

⁴¹ Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik (2010), S.26

Erkenntnisse zur Eindringung des Verbundmörtels in den oberflächennahen Bereich des Zementmörtels konnten anhand des Rückstreu-elektronenbilds gewonnen werden (Bild 2-6). In einigen Bereichen der Zementsteinmatrix konnten dabei mittels EDX kohlenstoffhaltige Bestandteile des Harzes nachgewiesen werden, was auf ein Eindringen des Verbundmörtels in den Zementstein schließen lässt.

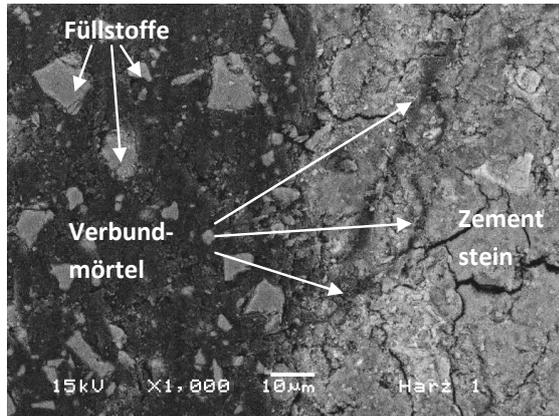


Bild 2-6: Eindringung des Verbundmörtels EP in den oberflächennahen Bereich des Zementmörtels im Rückstreu-elektronenbild des Rasterelektronenmikroskops⁴⁶

Auch entlang der Grenzfläche auftretende Poren wurden durch den Verbundmörtel EP nahezu vollständig ausgefüllt, was im Bereich der Verbunddübel einem Ausfüllen der Poren entlang der Bohrlochwandung entspräche, Bild 2-7. Dies führt weiterhin zu einer guten Mikroverzahnung des Verbundmörtels mit dem angrenzenden Mörtel bzw. Beton.

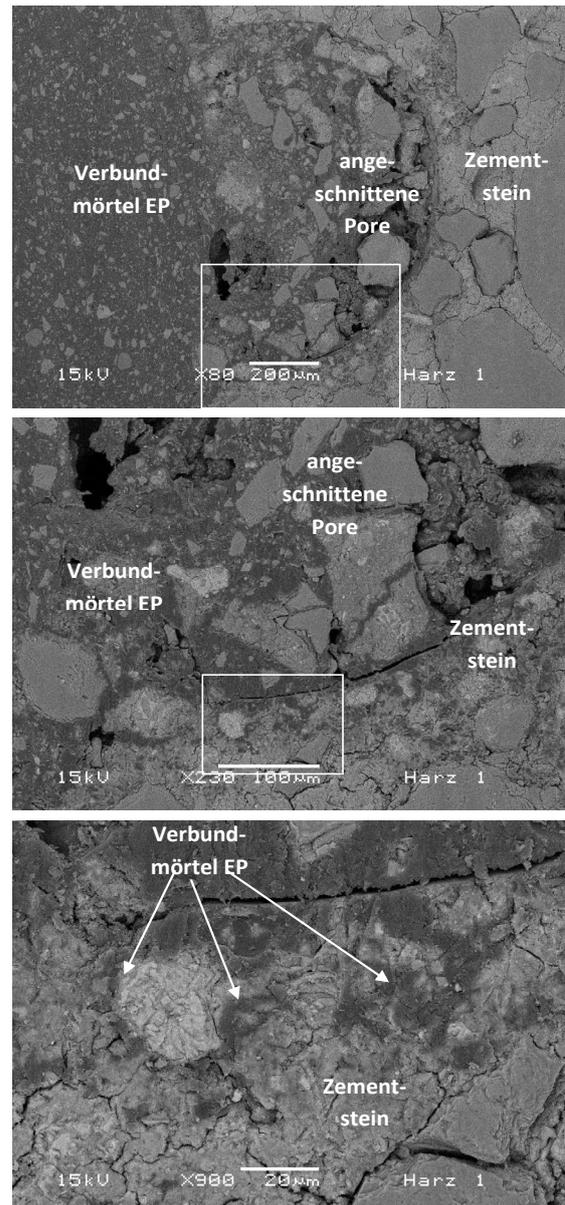


Bild 2-7: Ausfüllen der entlang der Grenzfläche auftretenden Poren im Zementmörtel mit dem Verbundmörtel EP im Rückstreu-elektronenbild des Rasterelektronenmikroskops; Oben: Makroskopischer Ausschnitt der Grenzfläche Verbundmörtel/Zementmörtel, Mitte: Teilausschnitt aus dem oberen makroskopischen Ausschnitt, Unten: Teilausschnitt aus dem mittleren Ausschnitt, hier wird zusätzlich das Eindringen des Verbundmörtels EP in den oberflächennahen Bereich des Zementmörtels deutlich⁴⁷

Unter Stoffschluss wird die Klebewirkung des Mörtels durch Adhäsions- und Kapillarkräfte verstanden⁴⁸. Diese kommt vorrangig in der Grenzfläche Mörtel/Beton zum Tragen, da in der Grenzfläche Ankerstange/Mörtel der Formschluss dank der i.d.R. profilierten Ankerstange so stark ist, dass dieser den Effekt

⁴⁶ Urbonas et al. (2013), S.10

⁴⁷ Urbonas et al. (2013), S.3 von Anhang 4

⁴⁸ Lehr (2003), S.15

des Stoffschlusses überlagert. Die Höhe der Klebewirkung ist insbesondere abhängig von der Art des verwendeten Mörtels (z.B. Vernetzungsdichte) sowie von der vorherrschenden Temperatur (Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften des Polymermörtels).

Sind die an der Ankerstange angreifenden Zugkräfte über den Mörtel in den Beton weitergeleitet, breiten sie sich dort rotations-symmetrisch als Druckkräfte aus. In der Folge entstehen im Beton Querspannungen, welche abgetragen werden müssen um ein Versagen des Verbunddübels zu verhindern.

2.3.2 Deformationsverhalten unter kurzzeitiger Lasteinwirkung

Das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung kann nach Mészáros⁴⁹ grundlegend in vier Typen unterteilt werden (Bild 2-8).

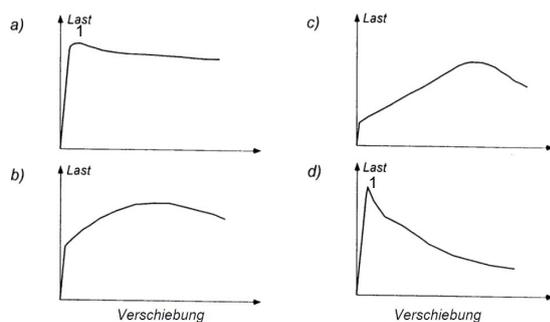


Bild 2-8: Deformationsverhalten von Verbunddübeln im Zugversuch, nach Mészáros (2002)⁵⁰

Allen gemein ist ein zunächst nahezu elastisches Verhalten der Verbunddübel während der Belastung, welches durch einen gleichmäßigen Anstieg der Lastverschiebungskurve im Zugversuch gekennzeichnet ist. Mit zunehmender Belastung treten bei einigen Verbunddübeln darüber hinaus auch irreversible plastische Deformationen auf^{51,52}. Anschließend kommt es zu einer spontanen Steifigkeitsänderung, gekennzeichnet durch einen Knick in der Lastverschiebungskurve (Bild 2-8a, Punkt 1).

Der weitere Verlauf der Lastverschiebungskurve wird hauptsächlich durch die Versagenslokalität sowie das mörtelabhängige Adhäsions- und Kohäsionsvermögen beeinflusst. Tritt ein Adhäsionsversagen in der Grenz-

schicht Ankerstange/Mörtel oder ein Kohäsionsversagen im Mörtel auf, entspricht der Punkt der spontanen Steifigkeitsänderung dem Erreichen der Höchstlast des Verbunddübels (Bild 2-8d, Punkt 1). Im Folgenden nimmt die Auszuglast mit zunehmender Verschiebung schnell ab⁵³. Ursächlich dafür ist die sich bei diesem Versagensfall ausbildende relativ glatte Versagensfläche zwischen der Ankerstange und dem Mörtel bzw. den sich trennenden Mörtelteilen. Diese Versagensfläche bietet nur begrenzte Möglichkeiten des weiteren Formschlusses durch mechanische Verzahnung des sich aus dem Bohrloch bewegenden Verbunddübels am im Bohrloch verbleibenden Mörtel.

Kommt es im Gegensatz dazu zum Adhäsionsversagen in der Grenzfläche Mörtel/Beton, können an der rauen Bohrlochwandung durch mechanische Verzahnung mit zunehmender Verschiebung größere Reibungskräfte aktiviert werden⁵⁴. Liegen die aktivierten Reibungskräfte in ihrem Betrag unter der mörtelabhängigen Adhäsionskraft, wird die Höchstlast wiederum an dem Punkt der spontanen Steifigkeitsänderung erreicht (Bild 2-8a, Punkt 1).

Je nach Ausprägung der Bohrlochrauheit treten auch Fälle auf, bei denen die aktivierten Reibungskräfte die Adhäsionskräfte des Mörtels überschreiten. Dies ist durch einen Anstieg der Auszuglasten nach dem Erreichen der spontanen Steifigkeitsänderung mit zunehmender Verschiebung gekennzeichnet. Die Höchstlast wird erst bei sehr großen Verschiebungen erreicht⁵⁵. Dabei unterscheidet Mészáros zwischen Verbunddübeln mit geringen Adhäsionsvermögen (Bild 2-8c), bei denen der Anstieg der Auszuglast mit zunehmender Verschiebung bis zum Erreichen der Höchstlast deutlich stärker ausgeprägt ist als bei Verbunddübeln mit hohem Adhäsionsvermögen (Bild 2-8b).

2.3.3 Deformationsverhalten unter dauerhafter Lasteinwirkung

Das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung gleicht während der Lastaufbringung zunächst dem Kurzzeitverhalten. Unter der dauerhaften Lasteinwirkung weisen die Verbunddübel jedoch ein duktileres Verhalten auf. So kommt es mit fortschreitender Belastungsdauer auch bei konstanter Belastungshöhe zu weiteren zeitvarian-

⁴⁹ Mészáros (2002), S.100

⁵⁰ Mészáros (2002), S.101

⁵¹ Mészáros (2002), S.100

⁵² Eigene Untersuchungen bestätigen dies, siehe dazu Abschnitt 6.2.2.5 dieser Arbeit

⁵³ Mészáros (2002), S.100

⁵⁴ Mészáros (2002), S.100

⁵⁵ Mészáros (2002), S.100

ten Deformationen, dem sog. Kriechen. Dieses resultiert im Wesentlichen aus den viskoelastischen Eigenschaften der eingesetzten polymeren Verbundmörtel⁵⁶.

Die Deformationsrate ist zu Versuchsbeginn vergleichsweise hoch, jedoch rückläufig. Dieser Teil des Kriechens wird als primäres Kriechen bezeichnet, vgl. Bild 2-9. Zeitlich erstreckt sich das primäre Kriechen lediglich auf den Beginn des Kriechens der Verbunddübel. Eine allgemeingültige Zeitdauer bis zur Beendigung des primären Kriechens kann jedoch nicht angegeben werden, da dieses unter anderem von der Art des verwendeten Mörtelprodukts abhängig ist.

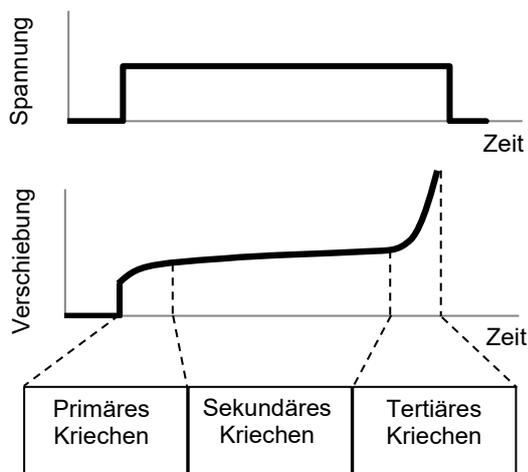


Bild 2-9: Phasen des Kriechens

An das primäre Kriechen schließt sich eine Deformationsphase mit einer annähernd konstanten Kriechrate an, das sekundäre Kriechen, Bild 2-9. Das sekundäre Kriechen wird von dem tertiären Kriechen gefolgt. Die Phase des tertiären Kriechens zeichnet sich durch einen progressiven Anstieg der Kriechrate mit anschließendem Versagen des Verbunddübels aus, Bild 2-9. Tertiäres Kriechen tritt vornehmlich bei sehr hohen Belastungsniveaus oder sehr langen Belastungsdauern auf⁵⁷. Im Praxiseinsatz der Verbunddübel ist der Bereich des tertiären Kriechens unbedingt zu vermeiden. Eine weiterführende Beschreibung der drei Phasen des Kriechens der Verbunddübel kann auch Abschnitt 3.2 dieser Arbeit entnommen werden. Dort werden insbesondere auch Methoden dargestellt, wie der für die Analyse der Lebensdauer der Verbunddübel bedeutende Zeitpunkt des Versagens der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung determiniert werden kann.

⁵⁶ Lang (1979), S.45

⁵⁷ Li et al. (1993), S.340

2.3.4 Versagensarten

Um das Versagen der Verbunddübel zu charakterisieren, werteten Cook et al.⁵⁸ Kurzzeitversuche einer weltweiten Datenbasis aus. Die Datenbasis bestand aus nahezu 3000 Einzelversuchen an Verbunddübeln, gesammelt aus 38 Untersuchungsberichten. Die Untersuchungen umfassten Zugversuche und Scherversuche, Versuche in ungerissenem und in gerissenem Beton, Versuche an Einzeldübeln und an Dübelgruppen, Versuche mit großer Betondeckung und Versuche am Bauteilrand sowie Versuche mit weiter und mit enger Abstützung. Dabei kamen unterschiedliche Verbundmörtel (Epoxidharze, Vinylesterharze, ungesättigte Polyesterharze, Hybridmörtel und zementgebundene Mörtel) sowie Ankergeometrien (Einlegeteile, Gewindestangen, Bewehrungsstähle) zum Einsatz⁵⁹.

Cook et al. bestimmten zunächst das Versagen von Verbunddübeln, die als Einzelbefestigungen mit großem Randabstand eingesetzt werden. Dazu nutzen sie lediglich einen Teil der Datenbasis. Sie beschränkten sich auf die Zugversuche der Datenbasis, welche mit weiter Abstützung, großer Betondeckung und Gewindestangen oder Bewehrungsstählen als Ankerstangen ausgeführt wurden.

Nach Cook et al. können auf der Basis dieser Versuche fünf verschiedene Versagensarten unterschieden werden, Bild 2-10. Reines Betonversagen (kegelförmiger Betonausbruch Bild 2-10a) tritt nur bei kleinen Verankerungslängen auf. Bereits 1973 wies Sell⁶⁰ in Experimenten an Verbunddübeln des Patronentyps nach, dass die auf den Durchmesser d bezogene Verankerungslänge zum Erreichen reinen Betonversagens lediglich $3-4 d$ betragen darf. Klöker bestätigte im Jahr 1977 diese Ergebnisse⁶¹. Auch Lehr⁶² verweist für reines Betonversagen auf eine maximale Verankerungslänge von $4 d$. Kunz et al.⁶³ sowie Spieth⁶⁴ erweiterten den Bereich für reines Betonversagen auf Basis eigener Experimente bis auf $3-5 d$. Numerische Untersuchungen an Verbunddübeln, z.B. von Pukl et al.⁶⁵ oder Mészáros⁶⁶ bestätigten den Versagensfall „kegelförmiger Beton-

⁵⁸ Cook et al. (1998), S.3-25

⁵⁹ Cook et al. (1998), S.13

⁶⁰ Sell (1973), S.12

⁶¹ Klöker (1977a), S.40

⁶² Lehr (2003), S.16

⁶³ Kunz et al. (1998), S.17

⁶⁴ Spieth (2002), S.44

⁶⁵ Pukl et al. (1998), entnommen aus Lehr (2003), S.27

⁶⁶ Mészáros (2002), S.82

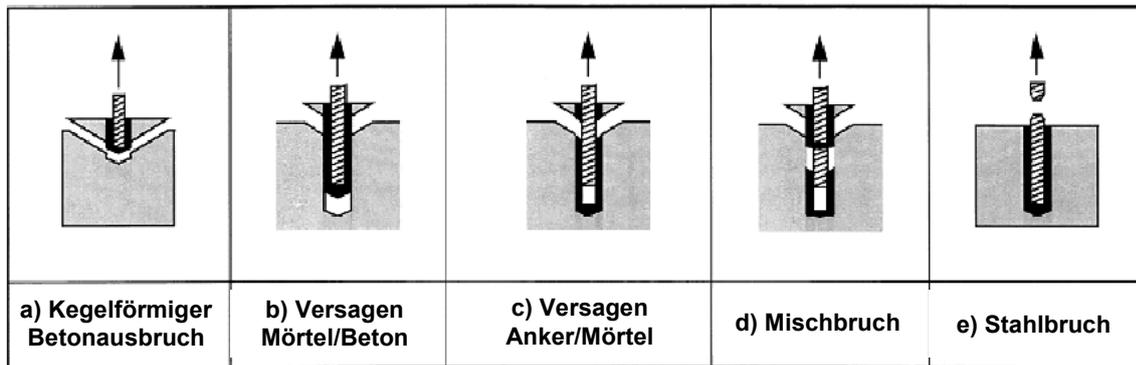


Bild 2-10: Versagensarten von Verbunddübeln unter zentrischer Zugbelastung, nach Cook et al.⁶⁸

ausbruch“ für Verankerungslängen von $4d$. Die Ursache für das Versagen der Verbunddübel bei solch geringen Verankerungslängen ist ein Überschreiten der Zugfestigkeit des den Verbunddübel umgebenden Betons. Wird der Verbunddübel belastet, kommt es im Zuge der Lastabtragung zu Querspannungen im Beton⁶⁷. Wird die Zugfestigkeit des Betons erreicht kommt es zum Versagen.

Mit zunehmenden Verankerungslängen tritt zumeist ein kombiniertes Versagen auf. Das heißt, im oberen Verankerungsbereich des Verbunddübels bildet sich ein Betonausbruchkegel aus, während im unteren Verankerungsbereich ein Versagen in der Grenzschicht Mörtel/Beton (Bild 2-10b) oder in der Grenzschicht Mörtel/Ankerstange (Bild 2-10c) maßgebend wird. Für den Fall des Versagens in der Grenzschicht Mörtel/Ankerstange (Bild 2-10c) kommt es dabei i.d.R. zum Abscheren der „Mörtelnasen“ zwischen den Gewindegängen, vergleichbar mit dem Abscheren der Betonnasen bei einem Scherbruch zwischen Rippenstahl und Beton^{69,70}.

Ebenfalls ist eine Kombination aus beiden Grenzschicht-Versagensarten (Bild 2-10d) möglich, wobei im oberen Bereich des Verbunddübels das Versagen in der Grenzschicht Mörtel/Beton und im unteren Verankerungsbereich zwischen der Ankerstange und dem Mör-

tel liegt^{71,72,73}. Nach Sell⁷⁴ und Lang⁷⁵ sind zum Erreichen von kombiniertem Versagen Verankerungslängen von wenigstens $8d$ notwendig. Lehr⁷⁶ schränkt den Bereich von kombiniertem Versagen nach oben auf maximal $12d$ ein. Untersuchungen zur Höhe des Betonausbruchkegels ergaben Werte von $1d$ ⁷⁷ bis etwa $3d$ ^{78,79,80,81}. Werden Verbunddübel mit Verankerungslängen $> 12d$ eingesetzt, tritt zwar ebenfalls ein kombiniertes Verbundversagen auf, allerdings wird dann das Versagen in den Grenzschichten maßgebend. Der Betonausbruchkegel im oberflächennahen Bereich stellt dabei aufgrund seiner geringen lokalen Ausprägung lediglich einen Nebeneffekt dar, der nach Lehr eher einem „Abplatzen des oberflächennahen Betons“ als Folge des Verbunddübelversagens anzusehen ist⁸².

Bild 2-10e stellt der Versagensfall „Stahlbruch“ dar. Dieser tritt nur auf, wenn die Verbundfestigkeit des Verbunddübels die Stahlzugfestigkeit der Ankerstange übersteigt, was entweder bei sehr großen Verankerungslängen oder sehr hohen Verbundfestigkeiten aufgrund sehr steifer Mörtel^{83,84} der Fall sein kann.

⁶⁷ Siehe auch Abschnitt 2.3.1

⁶⁸ Cook et al. (1998), S.13

⁶⁹ Mihala et al. (2008), S.7

⁷⁰ Es ist anzumerken, dass es sich dabei im Wesentlichen um ein Kohäsionsversagen direkt im Mörtel handelt. Das Kohäsionsversagen ist rein auf die Eigenschaften des Verbundmörtels zurückzuführen. Im Hinblick auf die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen zur Entwicklung eines Modells zur Vorhersage des Versagens der Verbunddübel unter der Wirkung einer dauerhaften Beanspruchung ist dies eine wichtige Information, da für den Fall des Kohäsionsversagens lediglich das Verhalten des Mörtels unter der gegebenen Beanspruchung analysiert werden muss.

⁷¹ Cook et al. (1998), S.12

⁷² Mészáros (2002), S.19

⁷³ Lehr (2003), S.16

⁷⁴ Sell (1973a), S.12

⁷⁵ Lang (1979), S.44f

⁷⁶ Lehr (2003), S.16

⁷⁷ Mészáros (2002), S.83

⁷⁸ Eligehausen et al (1984), S.687

⁷⁹ Eligehausen et al. (1997), S.630

⁸⁰ Lehr (2003), S.91

⁸¹ Dies gilt für Versuche mit weiter Abstützung der Auszugvorrichtung, bei denen sich der Betonausbruchkegel ungehindert ausbilden kann. Für Versuche mit enger Abstützung ist die Höhe des Betonausbruchkegels geringer, da dort die Abstützung durch die Auszugvorrichtung den Querspannungen im Beton entgegenwirkt.

⁸² Lehr (2003), S.91f

⁸³ Lehr (2003), S.16

⁸⁴ Simons (2007), S.20

2.3.5 Verbundspannung

2.3.5.1 Berechnung der Verbundspannung

Um das Tragverhalten unterschiedlicher Verbunddübel unter Lasteinwirkung vergleichend betrachten zu können, wird in der Praxis statt der angreifenden Kraft die wirkende Verbundspannung angegeben. Sie kann entlang der Verankerungslänge des Verbunddübels, analog zur Theorie des starren Verbunds des klassischen Stahlbetonbaus, aus der Änderung der Kraft ΔF entlang einer Wegstrecke Δx (entspricht dem für die Übertragung von ΔF aktivierten Teil der Verankerungslänge des Verbunddübels) der Ankerstange bezogen auf die zugehörige Mantelfläche der Ankerstange $\pi \times d \times \Delta x$ oder der Bohrlochwandung $\pi \times d_0 \times \Delta x$ (entspricht der zugehörigen Mantelfläche des Verbunddübels) berechnet werden.

2.3.5.2 Experimentelle Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge

Unterweger⁸⁵ führte 1999 Untersuchungen zum Verbundspannungsverlauf entlang der Verankerungslänge von Verbunddübeln in Abhängigkeit der Belastungshöhe bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit durch. Zu diesem Zweck verwendete er speziell vorbereitete Gewindestangen ($d = 12\text{mm}$) als Ankerstangen, welche der Länge nach in fixen Abständen mit Dehnmessstreifen (DMS) bestückt waren. In die Gewindestangen wurde dazu in Längsrichtung ein Schlitz gefräst, sodass die DMS im Zentrum angeklebt werden konnten. Diese Messanordnung stellt sicher, dass sich bei der Belastung des Verbunddübels ein Spannungszustand im und um den Verbunddübel einstellt, wie er auch bei einem herkömmlichen Verbunddübel ohne eingeklebte DMS auftreten würde. Über die gemessene Dehnungsänderung in der Gewindestange in den unterschiedlichen Tiefenlagen konnte er anschließend die Spannung berechnen, die aus den Gewindestange in den Mörtel eingeleitet wurde und erhielt so Auskunft über die tiefenstaffelte Verbundspannung im Verbunddübel. Unterweger führte sieben Versuche unter identischen Bedingungen durch, die Verankerungslänge betrug 90 mm ($= 7,5 d$). Einheitlich ergaben die Experimente von Unterweger, dass im Lasteinleitungsbereich, bis zu einer Verankerungslänge von etwa $1,5 d$ nahezu keine Last in den Beton eingeleitet wird. Dies führt er auf eine Schädigung des Betons in diesem Bereich

durch den Bohrvorgang zurück⁸⁶. Bei einer Verankerungslänge von etwa $2 d$, also direkt nach dem geschädigten oberflächennahen Bereich, wies Unterweger unabhängig von der gewählten Belastungshöhe ein Verbundspannungsmaximum nach⁸⁷. Die folgenden tieferliegenden Bereiche der Verankerungslänge wiesen anschließend für geringe Belastungen einen näherungsweise linearen Verlauf der Verbundspannung auf. Dabei kam es mit zunehmender Verankerungstiefe zu einem leichten Abfall der Verbundspannung. Ab Belastungen von etwa $50 - 60\%$ der Versagenslast trat in diesen tieferliegenden Bereiche der Verankerungslänge eine näherungsweise konstante Verbundspannungen auf, bevor es am Verankerungsende (Setztiefe der Verbunddübel) zu einem abrupten Abfall der Verbundspannung kam.

Spieth⁸⁸ führte 2002 ebenfalls zentrische Auszugversuche zur Bestimmung des Verbundspannungsverlaufs entlang der Verankerungslänge von Verbunddübeln durch. Er verwendete einen zu Unterweger ähnlichen Versuchsaufbau, jedoch, anstatt von Gewindestangen, gefräste und mit DMS bestückte Bewehrungsstäbe ($d = 20\text{mm}$) als Ankerstangen. Im Lasteinleitungsbereich, nahe der Betonoberfläche bestimmte Spieth analog zu Unterweger⁸⁹ lediglich geringe Verbundspannungen (Bild 2-11), was er auf schlechtere Verbundbedingungen in dem Bereich zurückführte. Diese kommen während des Bohrprozesses zu Stande, bei welchem einerseits der Durchmesser des Bohrlochs im oberflächennahen Bereich (z.B. durch leichte Exzentrizität des Bohrwerkzeugs) geweitet wird und sich andererseits die Form des Bohrlochs leicht konisch zur Betonoberfläche öffnet^{90,91}, was einen schlechteren Formschluss durch Mikroverzahnung⁹² zur Folge hat. Direkt nach dem geschädigten oberflächennahen Bereich bestimmte Spieth einen nahezu uniformen Verbundspannungsverlauf entlang der Verankerungslänge. Dies wies Spieth für Belastungen von rd. 60% der Versagenslast (Bild 2-11, Linien Nr. 0.6) bis zum Erreichen der Versagenslast nach (Bild

⁸⁵ Unterweger (1999)

⁸⁶ Unterweger (1999), S.4-17

⁸⁷ Unterweger (1999), S.4-17

⁸⁸ Spieth (2002), S.65

⁸⁹ Unterweger (1999), S.4-16

⁹⁰ Spieth (2002), S.99

⁹¹ Die Beobachtungen des sich konisch zur Betonoberfläche öffnenden Bohrlochs konnten in der vorliegenden Arbeit bestätigt werden, vgl. Abschnitt 6.2.2.3, S.88ff, Bild 6-10, Bild 6-11.

⁹² Siehe dazu Abschnitt 2.3.1, S.11f

2-11, Linien Nr. 1 bzw. 0.98)⁹³. Damit bestätigt er Unterweger⁹⁴ Ergebnisse.

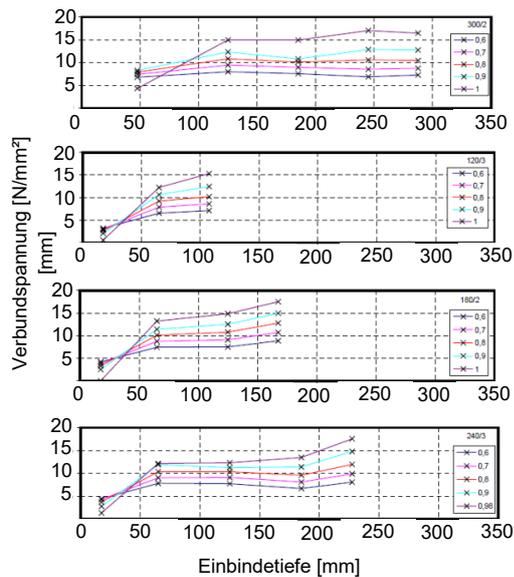


Bild 2-11: Experimentell ermittelte Verbundspannungsverteilung entlang der Längsachse von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Verankerungslänge bei zentrischer Zugbelastung, nach Spieth⁹⁵

Auch Mészáros führte experimentelle Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge von Verbunddübeln durch. Für die Experimente verwendete er einen zu Unterweger⁹⁶ und Spieth⁹⁷ vergleichbaren Versuchsaufbau. Mészáros führte 12 Einzelversuche mit gerippten Spannstählen ($d = 12\text{mm}$) und Verankerungslängen von $6 d$ bis $15 d$ durch. Er erhielt zu Unterweger⁹⁸ und Spieth⁹⁹ analoge Ergebnisse: Im oberflächennahen Bereich (bis $2 - 3 d$) werden nur geringe Lasten übertragen, was auf eine Schädigung des Betons während des Bohrvorgangs zurückzuführen ist. Im Weiteren waren die von Mészáros ermittelten Verbundspannungen nahezu konstant entlang der Verankerungslänge¹⁰⁰.

2.3.5.3 Numerische Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge

Cook et al.¹⁰¹ führten numerische Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge von Verbund-

dübeln durch. Sie verglichen ihre numerisch gewonnenen Ergebnisse mit Ergebnisse von Zugversuchen an Verbunddübeln ($d = 16\text{mm}$) mit variabler Verankerungslänge aus Mc Vay et al.¹⁰² um die numerischen Simulationen zu bewerten. Die größte Übereinstimmung zwischen Numerik und Experiment fanden sie, wenn bei geringen Belastungen vorrangig der oberflächennahe Bereich der Verankerungslänge und mit steigender Belastung zunehmend auch tieferliegende Bereiche zur Lastübertragung aktiviert werden. Für den Bereich hoher Belastung, nahe dem Versagen ergaben sich unter Annahme einer uniformen Verbundspannung bei den numerischen Untersuchungen zu den tatsächlich gemessenen Versagenslasten vergleichbare Werte. Dies traf für unterschiedliche Verankerungslängen im Bereich von $4,8 d$ bis $22,4 d$ zu. Der Vergleich der numerischen Versuche mit den experimentell gewonnenen Ergebnissen bei einer Verankerungslänge von $32 d$ aus Krishnamurthy¹⁰³ ergab dagegen Abweichungen, die nach Cook et al.¹⁰⁴ darauf zurückzuführen sind, dass bei solch großen Verankerungslängen die Verbundspannung nicht vollständig bis zum unbelasteten Ende der Ankerstange aktiviert werden kann.

Auch Unterweger¹⁰⁵ führte numerische Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge auf. Seine Ergebnisse decken sich mit denen von Cook et al.¹⁰⁶ Bei einer geringen Belastung wird dabei zunächst vorrangig der oberflächennahe Bereich der Verankerungslänge zur Lastübertragung herangezogen (Bild 2-12, 30kN).

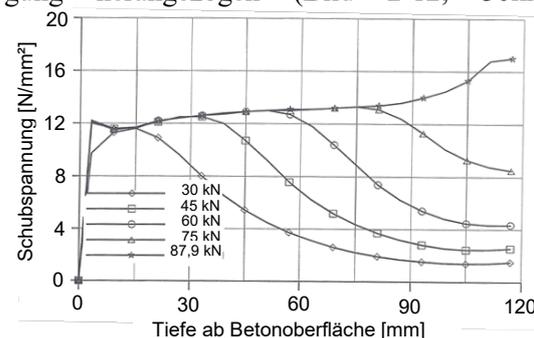


Bild 2-12: Numerisch ermittelte Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge eines Verbunddübels bei zentrischer Zugbelastung, nach Unterweger¹⁰⁷

⁹³ Spieth (2002), S.99f

⁹⁴ Unterweger (1999), S.6-10f

⁹⁵ Spieth (2002), S.100

⁹⁶ Unterweger (1999)

⁹⁷ Spieth (2002), S.100

⁹⁸ Unterweger (1999)

⁹⁹ Spieth (2002)

¹⁰⁰ Mészáros (2002), S119ff

¹⁰¹ Cook et al. (1998), S.15f

¹⁰² Mc Vay et al. (1996), S.1022f

¹⁰³ Krishnamurthy (1996), entnommen aus Cook et al. (1998), S.15

¹⁰⁴ Cook et al. (1998), S.15

¹⁰⁵ Unterweger (1999),

¹⁰⁶ Cook et al. (1998), S.15f

¹⁰⁷ Unterweger (1999), S.6-11

Mit zunehmender Belastung bildet sich ein Plateau mit einer nahezu konstanten Verbundspannung aus, welches mit zunehmend weiter in die Tiefe verlagert, Bild 2-12, 45 - 75 kN). Beim Erreichen der Verbundfestigkeit weist die Verbundspannung entlang der Verankerungslänge in allen Bereichen einen vergleichbaren Wert auf (Bild 2-12, 87,9kN)¹⁰⁸.

Von Spieth durchgeführte numerische Untersuchungen decken sich mit den Erkenntnissen früherer Arbeiten^{109,110}. Spieth untersuchte gezielt den Einfluss der Festigkeit und der Steifigkeit des Verbundmörtels auf die Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge auf der Basis von vier unterschiedlichen Mörteln (Hochfest-Steif, Hochfest-Weich, Niedrigfest-Steif, Niedrigfest-Weich)¹¹¹. Grundlegend belegte Spieth für alle untersuchten Systeme dass es während der Belastung der Verbunddübel unterhalb der Verbundfestigkeit zunächst zu einer Aktivierung der oberflächennahen Bereiche kommt. Wird die Verbundfestigkeit in diesem Bereich erreicht, führt eine weitere Steigerung der Last zu einer Lastumlagerung in tieferliegenden Bereichen. Beim Erreichen der Verbundfestigkeit bildet sich nach Spieth eine uniforme Verbundspannung aus. Die Festigkeit des Verbundmörtels wirkte sich dabei direkt auf die Verbundfestigkeit des gesamten Verbunddübels aus. Die Steifigkeit des Mörtels besaß hingegen einen direkten Einfluss auf die Verbundspannungsverteilung. Je weicher der Verbundmörtel war, desto früher erfolgte die Lasteinleitung von der Gewindestange in den Mörtel in tieferen Bereichen: Während sehr steife Systeme die Last zunächst konzentriert im oberflächennahen Bereich einleiteten und erst bei sehr hohen Lasten eine uniforme Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge aufwiesen, führte bei weichen Systemen bereits eine geringe Belastung zur Aktivierung tieferliegender Bereiche. Sehr steife Systeme verhalten sich demnach sehr ähnlich zu einbetonierten Ankern¹¹².

Auch Mészáros führte numerische Untersuchungen zur Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge von Verbunddübeln durch. Dabei untersuchte er Verbunddübel mit unterschiedlichen Durchmessern

($d = 8 - 16\text{mm}$) und Verankerungslängen ($4d$ bis $32d$) bei enger und weiter Abstützung¹¹³. Er wies nach, dass die Verbundspannung entlang der Verankerungslänge unabhängig von Ankerdurchmesser, Verankerungslänge und Art der Abstützung uniform verteilt ist¹¹⁴. Einzig im Bereich des unbelasteten Endes des Verbunddübels steigen die Verbundspannungen nochmals an, was er auf eine Verlagerung der Verbundspannung von den oberflächennahen, bereits geschädigten Bereichen in tieferliegende nicht geschädigte Schichten zurückführt¹¹⁵. Dieser Anstieg ist bei Versuchen mit enger Abstützung etwas stärker ausgeprägt, ein Einfluss von Ankerdurchmesser und Verankerungslänge ist auch hier nicht erkennbar¹¹⁶.

2.3.5.4 Berechnung der Verbundfestigkeit

Im Unterschied zum klassischen Stahlbetonbau (z.B. einbetonierter Bewehrungsstab), bei dem die Verbundspannung entlang der Verankerungslänge im Bereich der Verbundfestigkeit nicht konstant ist, kann nach Cook für die Verbunddübel von einer näherungsweise konstanten Verbundspannung (Verbundfestigkeit) entlang der gesamten Verankerungslänge h_{ef} ausgegangen werden, Bild 2-13¹¹⁷. Diese Annahme wird auch durch die Ergebnisse der im vorangegangenen Kapitel¹¹⁸ beschriebenen experimentellen und numerischen Untersuchungen bestätigt.

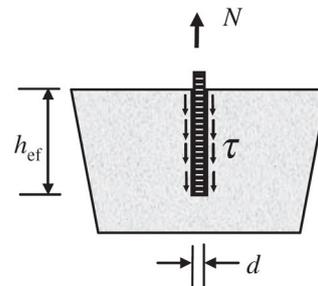


Bild 2-13: Konstante Verbundspannung entlang der Verankerungslänge für Belastungen nahe der Verbundfestigkeit (Uniform bond stress model), nach Cook et al.¹¹⁹

Nach Cook et al.¹²⁰ darf für die Annahme einer konstanten Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge im Bereich der

¹⁰⁸ Unterweger (1999), S.6-10

¹⁰⁹ Cook et al. (1998)

¹¹⁰ Unterweger (1999)

¹¹¹ Spieth (2002), S.170

¹¹² Spieth (2002), S.168

¹¹³ Mészáros (2002), S.242ff

¹¹⁴ Mészáros (2002), S.80ff, S.242ff

¹¹⁵ Mészáros (2002), S.119f

¹¹⁶ Mészáros (2002), S.242ff

¹¹⁷ Entspricht dem „Uniform Bond Stress Model“, siehe z.B. Cook (1993), S.2751; Cook et al. (1998), S.15 oder Cook et al. (2001), S.364

¹¹⁸ Abschnitt 2.3.5 „Verbundspannung“

¹¹⁹ Cook et al. (2009), S.3

¹²⁰ Cook et al. (2009), S.3

Verbundfestigkeit jedoch der Durchmesser des Bohrlochs maximal das 1,5-fache des Ankerdurchmessers und die Verankerungslänge maximal $20d$ betragen, was für typische Verbunddübelgeometrien gegeben ist¹²¹. Formel (2-1) gibt die Verbundfestigkeit eines Verbunddübels in der Grenzfläche Ankerstange/Mörtel, Formel (2-2) in der Grenzfläche Mörtel/Beton an. Je nachdem, welche Grenzfläche die Hauptversagensebene darstellt, kann so die zutreffende Verbundfestigkeit berechnet werden. Für den Fall eines Kohäsivversagens innerhalb des Mörtels empfiehlt sich die Verbundfestigkeitsberechnung an der Grenzfläche Ankerstange/Mörtel (Formel (2-1)) da das Versagen in der Regel entlang der Ebene zwischen dem Gewinde der Ankerstange und dem Mörtel auftritt, also die Mörtelnasen abgeschert werden¹²². Nach Welz¹²³ ist es generell sinnvoll, die Verbundfestigkeit auf den Durchmesser der Ankerstange zu beziehen (Formel Formel (2-1)), da es oftmals schwierig ist, die Bruchfläche eindeutig zu identifizieren. Auch Cook et al.^{124,125} teilen diese Ansicht.

$$\tau_u = \frac{F_u}{\pi d h_{ef}} \quad (2-1)$$

$$\tau_u = \frac{F_u}{\pi d_0 h_{ef}} \quad (2-2)$$

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die vorgestellten Arbeiten zu experimentellen und numerischen Untersuchungen hinsichtlich der Verbundspannungsverteilung entlang der Verankerungslänge der Verbunddübel einheitlich belegen, dass zur Berechnung der auf einen Verbunddübel wirkenden Verbundspannung näherungsweise konstanten Verbundspannung (Verbundfestigkeit) entlang der gesamten Verankerungslänge h_{ef} ausgegangen werden. Diese Annahme gilt insbesondere für den Bereich hoher Belastungen, nahe der Versagenslast. Die Untersuchungen von Mc Vay et al.¹²⁶, Cook et al.¹²⁷, Unterweger¹²⁸, Spieth¹²⁹ und Mészáros¹³⁰ belegen jedoch, dass diese uniforme Verbundspannungsverteilung

in guter Näherung ebenso für den Bereich baupraktisch relevanter Belastungen unterhalb der Verbundfestigkeit zur Verbundspannungsermittlung angenommen werden kann. Dies ist für die vorliegende Arbeit von Belang, welche sich maßgeblich mit dem Dauerstandverhalten der Verbunddübel befasst, dessen Analyse i.d.R. in Belastungsbereichen deutlich unterhalb der Verbundfestigkeit erfolgt.

2.3.6 Einflussfaktoren auf das Tragverhalten

2.3.6.1 Geometrische Einflüsse

Durchmesser der Ankerstange

Untersuchungen von Cook et al.¹³¹ belegen, dass der Durchmesser der Ankerstange keinen maßgeblichen Einfluss auf die Verbundfestigkeit besitzt. Die von ihnen durchgeführten zentrischen Auszugversuche mit variablem Ankerstangendurchmesser ergaben dabei im Mittel stets eine vergleichbare Verbundfestigkeit der Verbunddübel. Dieses Verhalten wird in späteren Arbeiten anderer Autoren (z.B. Mészáros¹³² und Spieth¹³³) bestätigt.

Untersuchungen von Lehr et al. ergaben demgegenüber, dass steigende Durchmesser zu signifikant geringeren Verbundfestigkeiten führen können^{134,135}, vgl. Bild 2-14. Lehr führte seine Versuchsreihen stets mit einem konstanten Verhältnis des Ankerstangendurchmessers zur Verankerungslänge der Verbunddübel (Bild 2-14, $h_{ef} = 10d$) durch. So stellt Lehr eine gleichartige Versagensart der untersuchten Verbunddübel sicher. Andererseits variierte er mit dieser Vorgehensweise neben dem Ankerstangendurchmesser gleichermaßen auch die Verankerungslänge. So kann nicht sicher zugeordnet werden, ob die Reduktion der Verbundfestigkeit ein Resultat des Ankerstangendurchmessers oder der Verankerungslänge ist.

¹²¹ Üblicherweise werden Verbunddübel mit Verankerungslängen $\ll 20d$ eingesetzt. Auch herkömmliche Bohrer zur Locherstellung für den Verbunddübel weisen ein Verhältnis von Bohrerlänge zu Bohrerdurchmesser < 25 auf.

¹²² Mihala et al. (2008), S.7

¹²³ Welz (2011), S.17f

¹²⁴ Cook et al. (1998), S.15

¹²⁵ Cook et al. (2009), S.4

¹²⁶ Mc Vay et al. (1996)

¹²⁷ Cook et al. (1998)

¹²⁸ Unterweger (1999)

¹²⁹ Spieth (2002)

¹³⁰ Mészáros (2002)

¹³¹ Cook et al. (1998), S.14

¹³² Mészáros (2002), S.137f

¹³³ Spieth (2002), S.80

¹³⁴ Lehr et al. (1998b), entnommen aus Spieth (2002), S.49

¹³⁵ Lehr (2003), S.98

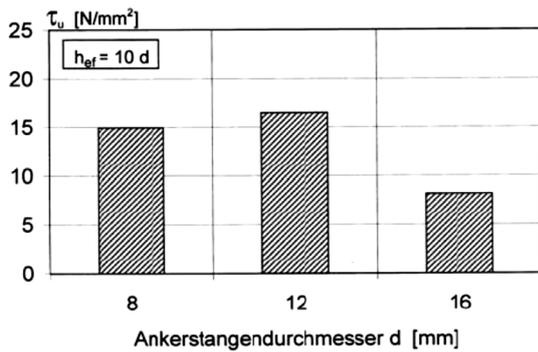


Bild 2-14: Verbundfestigkeit τ_u von Verbunddübeln mit unterschiedlichen Durchmessern der Ankerstange, nach Lehr et al.¹³⁶

Auch Brecht et al.¹³⁷ erhielten bei Versuchen mit variablem Ankerstangendurchmesser unterschiedliche Verbundfestigkeiten. Mit zunehmendem Durchmesser verringerte sich die gemessene Verbundfestigkeit der Verbunddübel leicht, wenn die Versuche mit weiter Abstützung durchgeführt wurden. Versuche mit variablem Ankerstangendurchmesser, jedoch enger Abstützung ergaben stets vergleichbare Verbundfestigkeiten. Bei diesen Versuchen ist zu beachten, dass die Verankerungslänge in ihrem Betrag konstant gehalten wurde. Dies führte zu unterschiedlichen durchmesserbezogenen Verankerungslängen von rd. $4d$ bis rd. $12d$. Unterschiedliche Versagensarten der Versuche an Verbunddübeln mit weiter Abstützung waren die Folge, was eine Erklärung für die Unterschiede in den gemessenen Verbundfestigkeiten sein kann¹³⁸. Diese Aussage wird durch die vergleichbaren Verbundfestigkeiten der Versuche mit enger Abstützung gestützt, bei denen durch die enge Abstützung stets ein Verbundversagen und somit ein gleichartiges Versagensbild erzwungen wurde. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen aus Cook et al.¹³⁹

Versuche von Spieth mit Bewehrungsstählen unterschiedlicher Durchmesser ($d = 8 - 25$ mm) als Ankerstange führten stets zu vergleichbaren

Verbundfestigkeiten, siehe Bild 2-15¹⁴⁰. Wie Lehr¹⁴¹, variierte auch Spieth in dieser Versuchsreihe den Durchmesser der Ankerstange bei konstanter durchmesserbezogener Verankerungslänge von $10d$, das heißt mit steigendem Ankerdurchmesser nimmt proportional auch die absolute Verankerungslänge zu. So gewährleistet Spieth einerseits vergleichbare Verbunddübelproportionen und stellt damit ein gleichartiges Versagen der untersuchten Verbunddübel sicher. Andererseits kann man mit dieser Vorgehensweise nicht auf den reinen Einfluss des Ankerstangendurchmessers schließen.

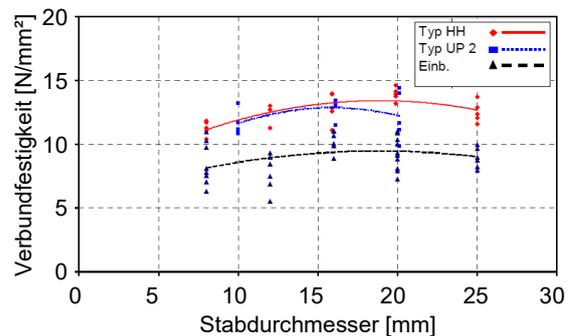


Bild 2-15: Verbundfestigkeit von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Verankerungslänge, HH = Urethanmethacrylatharz; UP 2 = Vinylesterharz; Einb. = einbetonierter Anker, nach Spieth¹⁴²

Neuere Untersuchungen von Kirtzakis¹⁴³ bestätigen die Unabhängigkeit der Verbundfestigkeit vom Ankerstangendurchmesser auch für mit zementgebundenen Mörteln eingemörtelte Bewehrungsstäbe und Spannstähle. Untersucht wurden Ankerstangedurchmesser d von 12 mm bis 26 mm, bei einer Verankerungslänge von konstant $5d$.

Verankerungslänge

Nach Kunz et al. besitzt die Verankerungslänge lediglich einen sehr geringen Einfluss auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln¹⁴⁴. Dabei kommt es mit steigenden Verankerungslängen allenfalls zu einem leichten, nicht signifikanten Anstieg der Verbundfestigkeit. Auch Cook et al.^{145,146} vertreten diese Annahme und berufen sich dabei auf Ergebnisse von Krishnamurthy¹⁴⁷. Dabei begrenzen sie den Bereich, in dem die Verbundfestigkeit unab-

¹³⁶ Lehr et al. (1998b), entnommen aus Mészáros (2002), S.135f

¹³⁷ Brecht et al. (1999), entnommen aus Spieth (2002), S.49f

¹³⁸ Bei einer Verankerungslänge von $4d$ tritt in der Regel Betonausbruch als Versagensursache auf, was mit geringen Verbundfestigkeiten einhergeht. Größere Verankerungslängen führen demgegenüber zu einem kombinierten Versagen aus Betonausbruch und Verbundversagen, wobei mit steigender Verankerungslänge der Einfluss des festigkeitsmindernden Betonausbruchs nachlässt, was die von Brecht et al. (1999) ermittelten steigenden Verbundfestigkeiten der Verbunddübel mit kleinen Ankerstangendurchmessern und respektive großen Verankerungslängen erklärt. Eine ausführliche Beschreibung der Versagensarten in Abhängigkeit der Verankerungslänge kann Abschnitt 2.3.4 entnommen werden.

¹³⁹ Cook et al. (1998), S.14

¹⁴⁰ Spieth (2002), S.80f

¹⁴¹ Lehr (2003)

¹⁴² Spieth (2002), S.81

¹⁴³ Kirtzakis (2004), entnommen aus Simons (2007), S.22

¹⁴⁴ Kunz et al. (1998), S.46

¹⁴⁵ Cook et al. (1998), S.15

¹⁴⁶ Cook et al. (2009), S.7

¹⁴⁷ Krishnamurthy (1996)

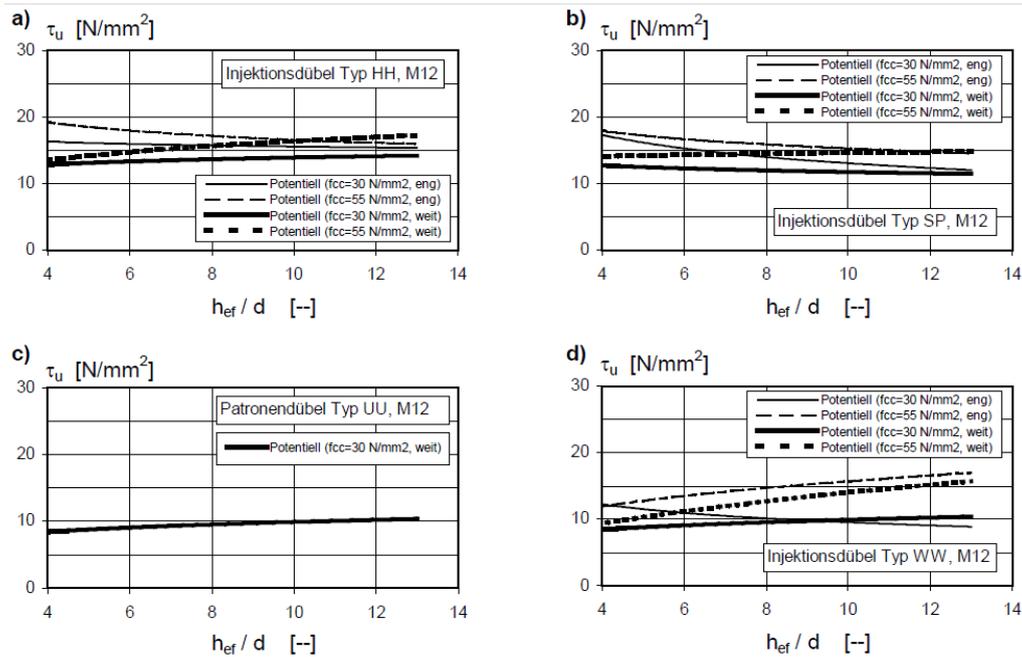


Bild 2-16: Verbundfestigkeit τ_u von Verbunddübeln unterschiedlicher Verbundmörtelzusammensetzung mit variabler Verankerungslänge, nach¹⁵² entnommen aus Mészáros (2002)¹⁵³

hängig von der Verankerungslänge ist, auf eine Verankerungslänge von $4,5 d$ bis $25 d$. Unterhalb $4,5 d$ gehen Cook et al. von Betonversagen aus, was zu einer signifikanten Verringerung der Verbundfestigkeit führt¹⁴⁸. Oberhalb von $25 d$ kann nach Cook et al. nicht mehr die volle Verankerungslänge zur Lastübertragung herangezogen werden, was wiederum zu einer tendenziellen Abnahme der (über die gesamten Verankerungslänge gemittelten) Verbundfestigkeit führt¹⁴⁹.

Mészáros bestätigt 2002¹⁵⁰ die annähernde Unabhängigkeit der Verbundfestigkeit von Verbunddübeln von der Verankerungslänge, indem er die Ergebnisse einer Reihe anderer Arbeiten¹⁵¹, hinsichtlich dieses Einflusses zusammenfassend vorstellte. Die Untersuchungen umfassten Zugversuche an Verbunddübelssystemen mit vier unterschiedlichen Mörtelzusammensetzungen. Der Ankerstangendurchmesser betrug $d = 12$ mm, geprüft wurden Verankerungslängen von $4 d$ bis $14 d$. Dabei ergab sich eine näherungsweise konstante Verbundfestigkeit mit zunehmender Verankerungslänge, siehe Bild 2-16.

Auch Spieth untersuchte den Einfluss der Verankerungslänge auf die Verbundfestigkeit. Dazu führte er Zugversuche an Verbunddübeln mit einem Ankerstangendurchmesser von $d = 20$ mm und Verankerungslängen von $10 d$ bis $15 d$ durch. Spieth erhielt einen leichten Anstieg der Verbundfestigkeit mit steigender Verankerungslänge, welchen er auf die verminderte Verbundfestigkeit im oberflächennahen Bereich¹⁵⁴ zurückführt, deren Einfluss mit zunehmender Verankerungslänge schwindet¹⁵⁵. Spieth geht daher abschließend ebenfalls von einer konstanten Verbundfestigkeit bei variabler Verankerungslänge für den von ihm untersuchten Bereich bis zu einer Verankerungslänge von $15 d$ aus¹⁵⁶. Nach Hofmann¹⁵⁷ ist zu beachten, dass die Verankerungslänge nur vernachlässigbar ist, wenn ein ausreichend großer Randabstand der Verbunddübel von der Bauteilecke vorhanden ist. Bei kleinen Randabständen, bei denen Betonkantenbruch die Versagensursache darstellt steigt nach Hofmann¹⁵⁸ die Verbundfestigkeit mit zunehmender Verankerungslänge an.

¹⁴⁸ Cook et al. (1998), S.21f

¹⁴⁹ Cook et al. (1998), S.22

¹⁵⁰ Mészáros (2002), S.132ff

¹⁵¹ Mészáros et al. (1994), (1996a-f), (1997a-c), (1998a-c), Rößle et al. (1998a-b), Brecht et al (1999), Lehr et al. (1998a-b), Hilti AG (1998), alle entnommen aus Mészáros (2002), S.132ff

¹⁵² Mészáros et al. (1994), (1996a-f), (1997a-c), (1998a-c), Rößle et al. (1998a-b), Brecht et al (1999), Lehr et al. (1998a-b), Hilti AG (1998)

¹⁵³ Mészáros (2002), S.134

¹⁵⁴ Gründe für die verminderte Verbundfestigkeit im oberflächennahen Bereich können Abschnitt 2.3.5 entnommen werden.

¹⁵⁵ Spieth (2002), S.74

¹⁵⁶ Spieth (2002), S.75

¹⁵⁷ Hofmann (2004), S.181

¹⁵⁸ Hofmann (2004), S.181

Größe des Verbundmörtelringspalts

Eine Vergrößerung des Verbundmörtelringspalts führt bei Verbunddübeln sowohl zu einem Abfall der Verbundfestigkeit als auch zu Änderungen in deren Lastverschiebungsverhalten^{159,160,161}. So weisen Verbunddübel mit zunehmendem Verbundmörtelringspalt eine verringerte Steifigkeit auf, was zu hohen Verschiebungen während der Belastung führt. Nach Spieth¹⁶² und Mészáros¹⁶³ ist das Ausmaß der Auswirkung auf das Tragverhalten jedoch stark produktabhängig. Die signifikante Einflussgröße stellt dabei das Schwindmaß des Verbundmörtels dar. Besitzen die eingesetzten Verbundmörtel während der Aushärtung ein ausgeprägtes Schwindverhalten, führt dies zu Zugspannungen zwischen der Bohrlochwandung und dem Verbundmörtel¹⁶⁴. Mit zunehmendem Verbundmörtelringspalt steigen auch diese Schwindzugspannungen und schwächen den Verbund zwischen Bohrlochwandung und Verbundmörtel. Nach Spieth kann unter der Voraussetzung eines großen Verbundmörtelringspalts ein Ablösen des Verbundmörtels von der Bohrlochwandung die Folge sein¹⁶⁵. Der Verbunddübel kann dann die angreifenden Lasten nicht mehr über das Prinzip des Stoffschlusses übertragen, lediglich der Formschluss durch mechanische Verzahnung ist entlang der rauen Bohrlochwandung weiterhin (ggf. ebenfalls in verringertem Maß) gewährleistet, sodass die Verbundfestigkeit absinkt.

Bild 2-17¹⁶⁶ stellt von Spieth durchgeführte Zugversuche an Verbunddübeln mit einem Verbundmörtelringspalt von 2,5 mm (Bohrdurchmesser $d_0 = 25$ mm) und 4,0 mm (Bohrdurchmesser $d_0 = 28$ mm), bei sonst identischen Bedingungen dar. Deutlich werden einerseits die verringerte Verbundfestigkeit (max. Verbundspannung) sowie der andersartige Verlauf der beiden Verbundspannungs-Verschiebungskurven. Während der Verbundspannungs-Verschiebungsverlauf mit kleinem Verbundmörtelringspalt, auf einen hohen Adhäsionsverbund (starker Anstieg der Verbundspannung bis zum Maximum bei sehr kleinen Verschiebungen) schließen lässt, deutet der Verbundspannungs-Verschiebungsverlauf des Ver-

bunddübels mit vergrößertem Verbundmörtelringspalt auf einen teilweisen Verlust des Adhäsionsverbundes hin, sodass die Lastübertragung hauptsächlich über Reibungskräfte in der Grenzfläche Mörtel/Beton durch mechanische Verzahnung stattfindet (die aktivierten Reibungskräfte übersteigen die Adhäsionskräfte des Mörtels, daraus folgt der Anstieg der Verbundspannung mit zunehmender Verschiebung)¹⁶⁷.

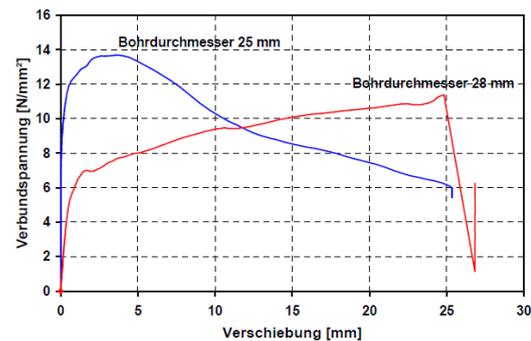


Bild 2-17: Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Größe des Verbundmörtelringspalts; Bohrdurchmesser $d_0 = 25$ mm entspricht einem Verbundmörtelringspalt = 2,5 mm; Bohrdurchmesser $d_0 = 28$ mm entspricht einem Verbundmörtelringspalt = 4,0 mm; nach Spieth¹⁶⁸

Neben dem produktspezifischen Schwindmaß des Verbundmörtels ist nach Mészáros ferner zu beachten, welcher Verbunddübeltyp eingesetzt wird. So ergaben von ihm durchgeführte Versuche¹⁶⁹ mit Verbunddübeln des Patronentyps insbesondere dann bei vergrößerten Verbundmörtelringspalten verringerte Verbundfestigkeiten, wenn das Volumen der Mörtelpatrone nicht mehr ausreichte, um den vergrößerten Verbundmörtelringspalt vollständig entlang der Verankerungslänge zu füllen.

Bei einer dauerhaften Belastung führt eine Vergrößerung des Mörtelringspalt zwangsläufig zu einem gesteigerten Kriechverhalten^{170,171}. Als Grund dafür ist das viskoelastische Materialverhalten des Verbundmörtels zu nennen, welcher zu einer zeitlichen Zunahme der Verbunddübelverschiebungen unter dauerhafter Belastung führt¹⁷². Je dicker die Ver-

¹⁵⁹ Spieth (2002), S.81

¹⁶⁰ Mészáros (2002), S.139

¹⁶¹ Simons (2007), S.23

¹⁶² Spieth (2002), S.81

¹⁶³ Mészáros (2002), S.142

¹⁶⁴ Mészáros (2002), S.139

¹⁶⁵ Spieth (2002), S.81

¹⁶⁶ Spieth (2002), S.82

¹⁶⁷ Eine ausführliche Beschreibung der Zusammenhänge zwischen dem Last-Verschiebungsverhalten und den Tragprinzipien „Stoffschluss“ (Adhäsionsverbund) und „Formschluss“ (mechanische Verzahnung) befindet sich im Abschnitt 2.3.1

¹⁶⁸ Spieth (2002), S.82

¹⁶⁹ Mészáros et al. (1996e), entnommen aus Mészáros (2002), S.140f

¹⁷⁰ Çolak (2001), S.492

¹⁷¹ Çolak (2007), S.658

¹⁷² Vgl. Abschnitt 2.3.3

bundmörtelschicht (der Mörtelringspalt) ist, desto größer sind die aus der Belastung resultierenden Verschiebungen.

2.3.6.2 Materialspezifische Einflüsse des Verbundmörtels

Mörtelart und -zusammensetzung

In der Praxis kommen zur Herstellung von Verbunddübeln unterschiedliche Mörtel zum Einsatz. Sie unterscheiden sich in der Art des verwendeten Harzes. So finden bspw. ungesättigte Polyesterharze, Vinylesterharze, Epoxidharze und Methacrylatharze¹⁷³ Anwendung. Zur Verbesserung der Tragfähigkeit sind die Verbundmörtel hochgefüllt. Auch hier ergeben sich Unterschiede hinsichtlich der Art und des mengenmäßigen Anteils des Füllstoffs sowie dessen Korngrößenverteilung und damit der Packungsdichte des Verbundmörtels. All diese Unterschiede wirken sich direkt auf das Tragverhalten der Verbunddübel aus. Je nach Art und stofflicher Zusammensetzung des Verbundmörtels ergeben sich somit produktspezifische Lastverschiebungskurven und Verbundfestigkeiten.

Cook et al.¹⁷⁴ untersuchten den Einfluss des Verbundmörtels auf die Verbundfestigkeit bei sonst gleichen Bedingungen an 16 unterschiedlichen Verbundmörtelzusammensetzungen. Je nach eingesetzter Mörtelart ermittelten sie Verbundfestigkeiten τ_u von rund 6 N/mm² bis 15 N/mm². Durch weitere (spätere) Untersuchungen an 20 unterschiedlichen Verbundmörtelzusammensetzungen erweiterten Cook et al. den Bereich auf 2 N/mm² bis über 20 N/mm² (Bild 2-18)¹⁷⁵.

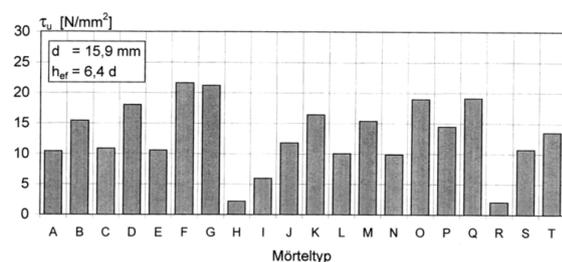


Bild 2-18: Verbundfestigkeit τ_u von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Mörtelzusammensetzung, nach Cook et al.¹⁷⁶

Bild 2-19 stellt das von Spieth¹⁷⁷ in Zugversuchen ermittelte Lastverschiebungsverhalten von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Mör-

telzusammensetzung bei sonst vergleichbaren Bedingungen dar. Je nach eingesetzter Mörtelart ermittelte auch er deutliche Unterschiede sowohl in der Steifigkeit der Verbunddübel (Anstieg der Lastverschiebungskurve) als auch in der erreichten Verbundfestigkeit (maximale Verbundspannung). So besaß der von Spieth verwendete Polyesterharzmörtel (Bild 2-19, Typ WW) eine geringe Steifigkeit und Festigkeit, was an dem flachen Verlauf der Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung sowie dem geringen Maximalwert erkennbar ist. Der Epoxidharzmörtel (Bild 2-19, Typ SP) besaß dagegen ein deutlich steiferes Verhalten sowie eine höhere Verbundfestigkeit.

Mészáros¹⁷⁸ untersuchte 2002 ebenfalls den Einfluss des Verbundmörtels auf die Verbundfestigkeit. Dazu variierte er bei einem Verbundmörtel in zwei Versuchsreihen gezielt die Gelierzeit bzw. die Frischmörtelviskosität. Mészáros erkannte einen Einfluss beider Einflussparameter, wenn eine lediglich schlechte Bohrlochreinigung vorlag. Dabei wirkten sich kurze Gelierzeiten¹⁷⁹ sowie hohe Frischmörtelviskositäten¹⁸⁰ negativ auf die Verbundfestigkeit aus. Bei guter Bohrlochreinigung konnte er keine Abhängigkeit der Verbundfestigkeit von diesen beiden Parametern nachweisen.

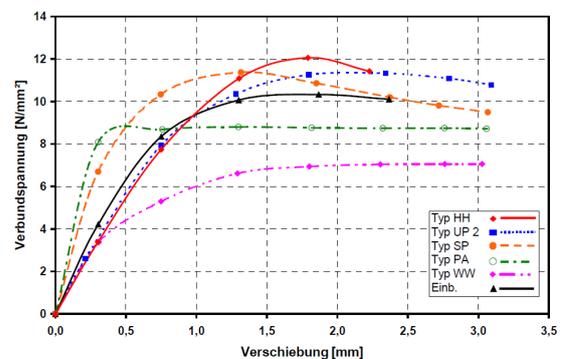


Bild 2-19: Verbundspannungs-Verschiebungskurven von Verbunddübeln mit unterschiedlicher Mörtelzusammensetzung, HH = Urethanmethacrylatharz; UP 2 = Vinylesterharz; SP = Epoxidharz; PA = Portlandzementmörtel; WW = ungesättigtes Polyesterharz; Einb. = einbetonierter Anker, nach Spieth¹⁸¹

Hinsichtlich des Füllstoffgehalts von Verbundmörteln für Verbunddübel lässt sich ein positiver Effekt steigender Füllstoffgehalten feststellen. So kann durch den Einsatz eines hohen Füllungsgrades des Mörtels z.B. mit

¹⁷³ Hülder (2008), S.4

¹⁷⁴ Cook et al. (1991), entnommen aus Mészáros (2002), S.21

¹⁷⁵ Cook et al. (2001), S.368

¹⁷⁶ Cook et al. (2001), S.368

¹⁷⁷ Spieth (2002), S.72f

¹⁷⁸ Mészáros (2002), S.167ff

¹⁷⁹ Mészáros (2002), S.167f

¹⁸⁰ Mészáros (2002), S.168ff

¹⁸¹ Spieth (2002), S.73

mineralischen Füllstoffen die Steifigkeit des ausgehärteten Verbundmörtels erhöht und folglich auch die Steifigkeit des gesamten Verbunddübels gesteigert werden. Neben diesen Effekten auf das Kurzzeittragverhalten wirkt sich ein erhöhter Füllstoffgehalt insbesondere auch auf das Langzeittragverhalten unter dauerhafter Belastung positiv aus¹⁸². So stellen die Füllstoffe im Verbundmörtel, ähnlich wie die Gesteinskörnung im Beton, einen Widerstand dar, der verformungsbehindernd wirkt. Somit kann durch den Einsatz hochgefüllter Verbundmörtel das Kriechen der Verbundmörtel signifikant reduziert werden¹⁸³.

Aushärtegrad des Verbundmörtels

Die Änderung der mechanischen Eigenschaften des Verbundmörtels bestimmen das Tragverhalten des Gesamtsystems Verbunddübel maßgeblich¹⁸⁴. In Abhängigkeit des Aushärtegrades ändern sich die mechanischen Eigenschaften (Steifigkeiten, Festigkeiten und Dehnungsverhalten, speziell die Bruchdehnung) der Verbundmörtel. Ein steigender Aushärtegrad führt dabei zu einer Steifigkeits- und Festigkeitszunahme, was wiederum eine Verringerung der Bruchdehnung bedingt.

Hülder¹⁸⁵ führte Untersuchungen zum Einfluss des Aushärtegrades von Verbundmörteln auf deren mechanische Eigenschaften sowie das daraus resultierende Kurzzeit- und Langzeitverhalten durch. Bild 2-20 stellt exemplarisch den Zusammenhang zwischen Aushärtegrad (hier als Reaktionsumsatz bezeichnet) und den mechanischen Kenngrößen Elastizitätsmodul (E-Modul), Zugfestigkeit und Bruchdehnung für einen Verbundmörtel auf Basis eines Epoxidharzes dar¹⁸⁶. Bei Aushärtegraden von weniger als 80% weist der Verbundmörtel nahezu keine Steifigkeit und folglich auch keine signifikante Festigkeit auf. Für Aushärtegrade größer 80% steigen der Elastizitätsmodul sowie die Zugfestigkeit an, die Bruchdehnung verringert sich. Alle drei mechanischen Kenngrößen streben gegen ein Extremum bei einem Aushärtegrad von 100%, weisen dort also deren produktspezifische maximale Steifigkeit und

Festigkeit sowie deren minimale Bruchdehnung auf. Für das Gesamtsystem Verbunddübel bedeutet dies eine maximale Verbundfestigkeit und Verbundsteifigkeit beim Erreichen eines Aushärtegrades von 100%, jedoch auch ein sprödes Werkstoffverhalten (geringe Bruchdehnung).

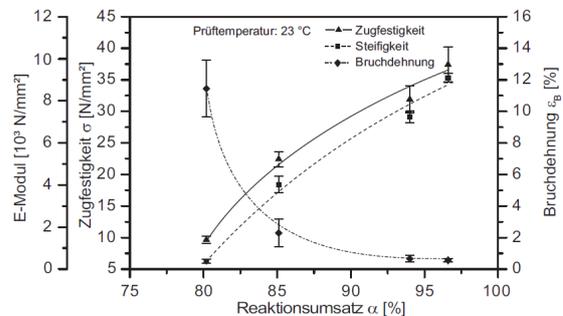


Bild 2-20: Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften eines Verbundmörtels auf der Basis eines Epoxidharzes vom Aushärtegrad (Reaktionsumsatz), nach Hülder¹⁸⁷

Dies deckt sich mit den Ergebnissen von Cook et al.¹⁸⁸, welche Zugversuche an Verbunddübeln nach unterschiedlichen Aushärtezeiten durchführten. Dabei wiesen die Verbunddübel mit einer Aushärtezeit von einem Tag lediglich rund 80 % der Verbundfestigkeit auf, welche vergleichbare Verbunddübel mit einer Aushärtezeit von 7 Tagen besaßen.

Hinsichtlich des Langzeitverhaltens führt die Belastung von Verbundmörteln mit geringen Aushärtegraden nach Hülder zu einer starken Zunahme der Kriechdehnung innerhalb der ersten Stunden nach der Lastaufbringung. Während dieser Zeit kommt es zu einer Nacherhärtung des Verbundmörtels, was einen Rückgang der zeitlichen Verformungszunahme zur Folge hat. Die Kriechkurven weisen für längere Versuchsdauern einen parallelen Verlauf zu den ermittelten Kriechkurven an bereits vor der Lastaufbringung vollständig ausgehärteten Verbundmörteln auf, liegen in ihrem Betrag jedoch höher¹⁸⁹. Bild 2-21 verdeutlicht diesen Zusammenhang.

Für das Langzeitverhalten des Gesamtsystems Verbunddübel bedeutet dies eine erhöhte Kriechneigung zu Beginn der Belastung, wenn der Verbundmörtel nicht ausreichend ausgehärtet ist.

¹⁸² Colak (2001), S.491f

¹⁸³ In der Regel sind die derzeit zugelassenen Verbundmörtel zum Einsatz in Verbunddübeln hoch gefüllt. Eine Limitierung für den maximal praktikablen Füllungsgrad stellt dabei die Verarbeitbarkeit dar, denn je höher der Füllungsgrad des Verbundmörtels mit Füllstoffen ist, desto höher ist auch seine Viskosität (= innere Reibung), was sich negativ auf die Verarbeitbarkeit (das Fließverhalten) auswirkt.

¹⁸⁴ Hülder (2008), S.95

¹⁸⁵ Hülder (2008)

¹⁸⁶ Hülder (2008), S.95

¹⁸⁷ Hülder (2008), S.95

¹⁸⁸ Cook et al. (2009), S.6

¹⁸⁹ Hülder (2008), S.96

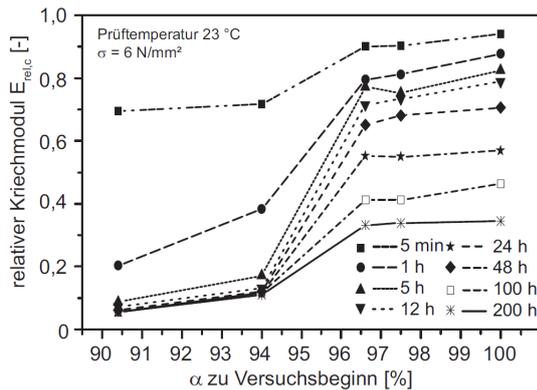


Bild 2-21: Relativer Kriechmodul (= das auf die instantane Dehnung nach der Lastaufbringung bezogene Verhältnis von wirkender Kriechspannung zu resultierender Gesamtdehnung) eines Epoxidharz-Klebstoffs in Abhängigkeit seines Aushärtegrads zu Belastungsbeginn, nach Hülder¹⁹⁰

2.3.6.3 Herstellungsbedingte Einflüsse

Art des Bohrverfahrens

Die Art des Bohrverfahrens zur Erstellung eines Bohrlochs besitzt einen direkten Einfluss auf die Verbundfestigkeit darin gesetzter Verbunddübel. Der Grund dafür ist im Wesentlichen die unterschiedliche Oberflächenrauheit der Bohrlochwandung. Je rauer die Bohrlochwandung ist, desto besser kann die Lastübertragung im Verbunddübel von der Ankerstange in den Betongrund durch Formschluss (mechanische Verzahnung des Verbundmörtels an der rauen Bohrlochwandung) von Statten gehen. Mit zunehmender Bohrlochrauigkeit steigt somit die Verbundfestigkeit des Verbunddübels¹⁹¹.

Zur Erstellung eines Bohrloches für Verbunddübel eignen sich drei unterschiedliche Bohrverfahren: Hammerbohren, Diamantbohren und Pressluftbohren. Das Pressluftbohrverfahren bewirkt eine sehr raue Bohrlochwandung und folglich sehr hohe Verbundfestigkeiten¹⁹². Beim Hammerbohrverfahren ergeben sich im Vergleich zum Pressluftbohrverfahren geringere Rauigkeiten¹⁹³. Zugversuche an im Hammerbohrverfahren hergestellten Verbunddübeln von Spieth ergaben jedoch, dass bei guter Bohrlochreinigung¹⁹⁴ Verbundfestigkeiten

erreicht werden, die vergleichbar mit im Pressluftbohrverfahren hergestellten Verbunddübeln waren¹⁹⁵. Untersuchungen von Unterweger zu Folge weisen diamantgebohrte Bohrlöcher eine, im Vergleich zum Hammerbohrverfahren deutlich glattere Bohrlochwandung auf¹⁹⁶. In der Folge besitzen mit diesem Verfahren hergestellte Verbunddübel geringere Verbundfestigkeiten als mit dem Hammerbohrverfahren hergestellte. Unterweger erhielt in seinen Untersuchungen Festigkeitseinbußen von etwa 15% für die diamantgebohrten Verbunddübel¹⁹⁷. Spieth untersuchte den Einfluss dieser beiden Bohrverfahren ebenfalls vergleichend. Für niederfesten Beton (C20/25) deckten sich seine Ergebnisse mit denen von Unterweger¹⁹⁸. Mit zunehmender Betondruckfestigkeit erhöhte sich der Einfluss des Bohrverfahrens noch einmal¹⁹⁹. So ergaben die Versuche in einem C40/50 für die im Hammerbohrverfahren hergestellten Verbunddübel annähernd dreimal so hohe Verbundfestigkeiten wie die im Diamantbohrverfahren hergestellten²⁰⁰.

Bohrlochreinigung

Die Bohrlochreinigung stellt einen wesentlichen Einfluss auf das Tragverhalten der Verbunddübel dar. Dies wird insbesondere deutlich, wenn man das Prinzip der Lastweiterleitung vom Verbundmörtel in den Betongrund genauer betrachtet. Die Last wird vom Verbundmörtel über Stoffschluss und Formschluss in den Beton eingetragen. Dabei wirken einerseits Adhäsionskräfte zwischen dem Verbundmörtel und der Bohrlochwandung, welche eine Klebewirkung erzielen (Stoffschluss), andererseits geschieht der Lastabtrag über eine mechanische Verzahnung des Verbundmörtels in der rauen Bohrlochwandung²⁰¹. Ist ein Bohrloch gut gereinigt, besteht direkter Kontakt

vorgang gesondert gereinigt wird. So bewirkt das Pressluftverfahren in der Regel durch das automatische ausblasen während des Bohrvorgangs ein gut gereinigtes Bohrloch, während beim Hammerbohrverfahren Bohrmehl im Bohrloch zurückbleibt. Das Diamantbohrverfahren erfolgt in der Regel unter fließendem Wasser, sodass das Bohrloch nach dem Bohrvorgang eine sehr gute Reinigung aufweist. Ein Vergleich der drei Bohrverfahren ohne nachträgliche Reinigung brächte demnach voraussichtlich ein anderes, als das im Text vorgestellte Ergebnis.

¹⁹⁵ Spieth (2002), S.91

¹⁹⁶ Unterweger (1999), S.3-14

¹⁹⁷ Unterweger (1999), S.3-24

¹⁹⁸ Spieth (2002), S.90

¹⁹⁹ Spieth (2002), S.90

²⁰⁰ Das Ergebnis gilt bei großem Randabstand der Verbunddübel (große Betondeckung). Bei kleinem Randabstand wiesen die hammergebohrten Verbunddübel nur die doppelte Festigkeit wie die Diamantgebohrten auf.

²⁰¹ Detaillierte Angaben zur Lastübertragung mit Verbunddübeln können Abschnitt 2.3 dieser Arbeit entnommen werden.

¹⁹⁰ Hülder (2008), S.98

¹⁹¹ Cook et al. (2009), S.6

¹⁹² Simons (2007), S.24

¹⁹³ Simons (2007), S.24

¹⁹⁴ Der Einfluss der Bohrlochreinigung auf das Tragverhalten der Verbunddübel wird im weiteren Verlauf dieses Abschnitts ausführlich beschrieben. Für den Vergleich der drei Bohrverfahren muss jedoch auf eine stets gute Bohrlochreinigung hingewiesen werden, da die Bohrverfahren unterschiedliche Grade der „Verunreinigung“ nach sich ziehen, wenn nicht nach dem Bohr-

zwischen beiden Materialien und sowohl Stoffschluss als auch Formschluss können aktiv wirken. Ist ein Bohrloch ungenügend gereinigt, haftet Bohrmehl an der Bohrlochwandung an. Dieses Bohrmehl verringert den direkten Kontakt zwischen Verbundmörtel und Bohrlochwandung, sodass es zu einer Minderung der Klebewirkung kommt^{202,203}. Nach Lang²⁰⁴ kann das Bohrmehl auch das Mischungsverhältnis von Harz und Härter des Verbundmörtels beeinflussen und so eine ideale Aushärtung verhindern. Nach Simons²⁰⁵ und Spieth²⁰⁶ kann das an der Bohrlochwandung anhaftende Bohrmehl darüber hinaus als „Gleitschicht“ zwischen dem Verbundmörtel und dem Beton wirken. Das heißt, die Rauheit des Bohrlochs wird deutlich herabgesetzt und eine mechanische Verzahnung des Verbundmörtels in der Bohrlochwandung erschwert. Verminderte Verbundfestigkeiten sind die Folge. Darüber hinaus kommt es insbesondere bei nach unten orientierten Bohrlöchern zu einer Ansammlung des Bohrmehls am Grund des Bohrlochs, sodass die geplante Verankerungslänge des Verbunddübels nicht mehr erreicht werden kann^{207,208}. Das Ausmaß der Festigkeitsminderung ist, wie eben beschrieben, abhängig von der Bohrlochorientierung. Andererseits besteht eine Abhängigkeit vom verwendeten Mörtelprodukt^{209,210,211}. So wiesen Cook et al.²¹² durch Zugversuche an Verbunddübeln mit 20 unterschiedlichen Mörtelrezepturen in gereinigten und ungereinigten Bohrlöchern eine produktspezifische Lastminderung von 0% bis 60% nach (Bild 2-22). Auch Lehr²¹³ gibt eine Lastminderung von bis zu 60% für ungenügend gereinigte Bohrlöcher an und weist dabei auch auf die Produktabhängigkeit hin.

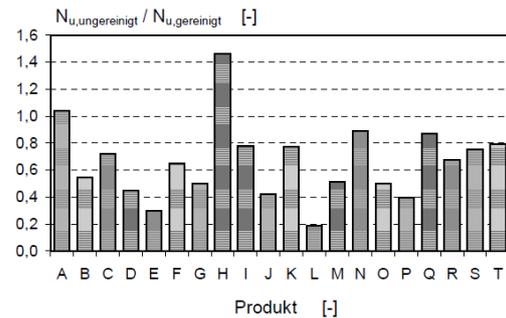


Bild 2-22: Einfluss der Bohrlochreinigung auf die maximale Tragfähigkeit von, mit unterschiedlichen Verbundmörteln hergestellten, Verbunddübeln (dargestellt ist das Verhältnis von Bruchlast im ungereinigten Bohrloch zur Bruchlast im gereinigten Bohrloch), nach Cook et al.²¹⁴

Des Weiteren besteht eine Abhängigkeit des Ausmaßes der Minderung der Verbundfestigkeit vom Verbunddübeltyp bzw. der Herstellungsart. Bei Verbunddübeln des Patronentyps wird die Ankerstange drehend/schlagend eingetrieben, was zu einem Abreiben des Bohrmehls von der Bohrlochwandung und anschließenden Untermischen in den Verbundmörtel führt. Eine ungenügende Bohrlochreinigung hat bei diesen Systemen keinen so ausgeprägten Einfluss wie bei Verbunddübel des Injektionstyps²¹⁵. Bei diesen findet aufgrund der andersartigen Herstellung keine Durchmischung von Bohrmehl und Verbundmörtel statt, das Bohrmehl bleibt nahezu vollständig an der Bohrlochwandung haften. Nach Eligehausen et al.²¹⁶ beträgt der durch ungenügende Bohrlochreinigung verursachte Festigkeitsverlust bei Verbunddübeln des Patronentyps weniger als 20%. Weitere Untersuchungen von Eligehausen et al.²¹⁷ ergaben für Verbunddübel des Injektionstyps Festigkeitseinbußen von bis zu 60%. Dies konnte durch Spieth²¹⁸ sowie Mészáros²¹⁹ (siehe Bild 2-23) bestätigt werden.

Nach Cook et al.²²⁰ können selbst bei ausreichend gereinigten Bohrlöchern Unterschiede im Tragverhalten darin eingesetzter Verbunddübel auftreten, welche auf die Art der Bürste zurückzuführen sind, welche zur Bohrlochreinigung herangezogen wurde. So weisen sie auf eine verminderte Tragwirkung von Verbunddübeln hin, welche mit einer Metallbürste gereinigt wurden, da die Metallbürste die Bohr-

²⁰² Mészáros (2002), S.23

²⁰³ Cook et al. (2009), S.7

²⁰⁴ Lang (1979), S.42

²⁰⁵ Simons (2007), S.21

²⁰⁶ Spieth (2002), S.47

²⁰⁷ Spieth (2002), S.46f

²⁰⁸ Mészáros (2002), S.23f

²⁰⁹ Spieth (2002), S.47

²¹⁰ Mészáros (2002), S.24

²¹¹ Mészáros (2002), S.143

²¹² Cook et al. (2001), S.368

²¹³ Lehr (2003), S.12

²¹⁴ Cook et al. (2001), S.368

²¹⁵ Eligehausen et al. (2000)

²¹⁶ Eligehausen et al. (1997), S.618

²¹⁷ Eligehausen et al. (2000)

²¹⁸ Spieth (2002), S.82f

²¹⁹ Mészáros (2002), S.143ff

²²⁰ Cook et al. (2009), S.7

lochwandung während der Reinigung poliert und somit die Rauheit der Bohrlochwandung, welche für eine optimale Tragwirkung durch mechanische Verzahnung (Formschluss²²¹) notwendig ist, herabsetzt.

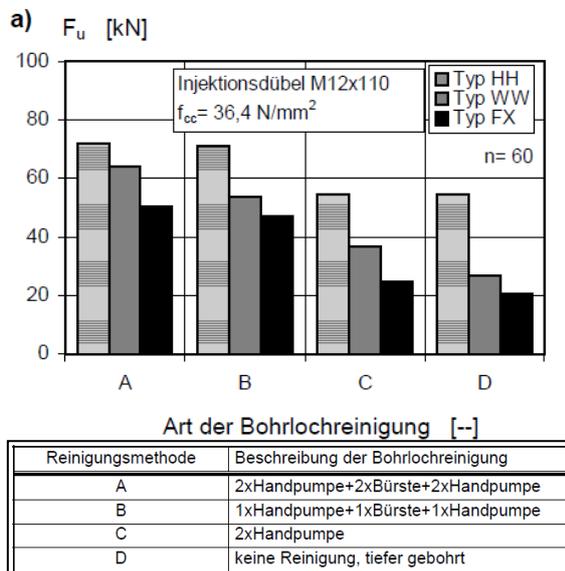


Bild 2-23: Einfluss der Bohrlochreinigung auf die maximale Tragfähigkeit von Verbunddübeln des Injektionstyps, nach Mészáros²²²

2.3.6.4 Betontechnologische Einflüsse Betonfestigkeit

Nach Spieth kann eine Abhängigkeit der Verbundfestigkeit der Verbunddübel von der Betonfestigkeit nur existieren, wenn das Versagen des Verbunddübels in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton auftritt²²³. Dies konnte er durch Zugversuche an Verbunddübeln nachweisen, in denen er die Versuchsergebnisse gezielt nach der Versagenslokalität auswertete. Spieth erhielt steigende Verbundfestigkeiten mit zunehmender Betonfestigkeit, wenn Verbundversagen zwischen dem Verbundmörtel und der Bohrlochwandung auftrat²²⁴. Versagten die Verbunddübel zwischen der Ankerstange und dem Verbundmörtel kam es trotz Steigerung der Betonfestigkeit zu keiner weiteren Verbundfestigkeitszunahme²²⁵.

Systematische Untersuchungen zum Einfluss der Betonfestigkeit auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln wurden bereits 1979

durchgeführt. Lang²²⁶ bestimmte zu jener Zeit die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln des Patronentyps vergleichend in Betonen mit einer Würfeldruckfestigkeit f_{cc} von 20 N/mm² sowie 40 N/mm². Er erhielt für die im härtesten Beton gesetzten Verbunddübel einen Festigkeitszuwachs von 35% für Verbunddübel mit einem Ankerstangendurchmesser $d = 10$ mm bzw. 20% bei einem Ankerstangendurchmesser von $d = 24$ mm²²⁷. Eligehausen et al. bestimmten den Zuwachs der Verbundfestigkeit von Verbunddübeln des Patronentyps in Abhängigkeit der Würfeldruckfestigkeit zu $f_{cc}^{0,5}$, was für die von Lang untersuchten Systeme einem Festigkeitszuwachs von rund 40% entspräche²²⁸. Zaviliaris et al. erhielten in ihren Untersuchungen an Verbunddübeln des Injektionstyps ebenso einen exponentiellen Zusammenhang zwischen dem Verbundfestigkeitszuwachs und der Würfeldruckfestigkeit des Betons. Mit $f_{cc}^{0,36}$ war dieser jedoch, verglichen mit den früheren Untersuchungen, nicht so stark ausgeprägt²²⁹. Umfangreiche Untersuchungen an Verbunddübeln des Patronen- und des Injektionstyps in einem Betondruckfestigkeitsbereich von $f_{cc} = 20$ – rd. 70 N/mm² von Lehr²³⁰, Lehr et al.^{231,232} und Mészáros et al.²³³ bestätigten den von Zaviliaris et al. ermittelten exponentiellen Zusammenhang zwischen der Würfeldruckfestigkeit und dem Verbundfestigkeitszuwachs. Nach ihnen entspricht die Verbundfestigkeit τ_u im Mittel $\tau_u = m \times f_{cc}^{0,35}$. Sie weisen allerdings darauf hin, dass in ihren Untersuchungen große Streuungen auftraten, die durch ein vom Verbundmörtel abhängiges Verhalten erklärt werden können. Die betonfestigkeitsabhängige Verbundfestigkeit der Verbunddübel ist demnach produktabhängig²³⁴. Dies wurde auch von Cook et al. durch Zugversuche an Verbunddübeln mit 20 unterschiedlichen Mörtelsystemen nachgewiesen²³⁵. Sie bestimmten die produktabhängige Verbundfestigkeitszunahme a zu $a \leq f_{cc}^{0,5}$ ²³⁶.

Generell ist zu erwähnen, dass der „reine“ Einfluss der Betonfestigkeit auf die Verbund-

²²⁶ Lang (1979)

²²⁷ Lang (1979), S.44

²²⁸ Eligehausen et al. (1984) S.687

²²⁹ Zaviliaris et al. (1996), S.88

²³⁰ Lehr (2003), S.104f.

²³¹ Lehr et al. (1998a), entnommen aus Lehr (2003) S.104

²³² Lehr et al. (1998b), entnommen aus Lehr (2003) S.104

²³³ Mészáros et al. (1996a-f; 1997a-c; 1998a-c), entnommen aus Mészáros (2002), S.157

²³⁴ Mészáros (2002), S.157

²³⁵ Cook et al. (1994), entnommen aus Kunz et al. (1998), S.16f

²³⁶ Cook et al. (1994), entnommen aus Spieth (2002) S.48

²²¹ Detaillierte Angaben zur Lastübertragung mit Verbunddübeln können Abschnitt 2.3.1 dieser Arbeit entnommen werden.

²²² Mészáros (2002), S.146f

²²³ Spieth (2002), S.47

²²⁴ Spieth (2002), S.87f

²²⁵ Spieth (2002), S.87f

festigkeit der Verbunddübel noch stärker ausgeprägt sein sollte, als dies die beschriebenen Untersuchungen ergaben. Der Grund dafür ist die mit zunehmender Betonfestigkeit sinkende Rauigkeit der Bohrlochwandung, welche den positiven Effekt der erhöhten Betonfestigkeit entgegenwirkt²³⁷.

Feuchte des Betons

Beton ist ein poröses Material, dessen Porenstruktur, insbesondere die der Kapillarporen das Eindringen von Flüssigkeiten in das Bauteilinnere ermöglichen. Die Einwirkung von Wasser, z.B. durch Beaufschlagung von Regen und der damit verbundene Feuchtigkeitstransport in den Beton kann das Tragverhalten von Verbunddübeln negativ beeinflussen. So lässt sich ein im feuchten Beton erstelltes Bohrloch nur sehr schwer reinigen^{238,239}. Während der Reinigung kann es dabei zur Ausbildung einer Schmierschicht, bestehend aus dem während des Bohrvorgangs entstandenen Bohrmehl und dem Wasser aus dem Beton kommen, welche einerseits die weitere Reinigung erschwert²⁴⁰. Andererseits kann dies zu einer Minderung der Verbundfestigkeit der Verbunddübel, analog zu den Vorgängen aufgrund der bei ungenügender Bohrlochreinigung entstehenden Gleitschicht²⁴¹, führen. Dieser Verbundfestigkeitsverlust kann nach Spieth bis zu 70% betragen²⁴².

Neben dem Fall des Feuchtigkeitstransports in den Beton vor der Bohrlöcherstellung tritt in der Praxis noch ein weiterer Fall von Feuchtigkeit auf: wassergefüllte Bohrlöcher. Nach Mészároš reicht dabei bereits eine Stunde, um ein Durchfeuchten der Bohrlochwandung bis zu einer Tiefe von 1 cm zu erreichen²⁴³, was dazu führt, dass selbst nach dem Entfernen des Wassers aus dem Bohrloch noch genügend Feuchtigkeit verbleibt, um negative Auswirkungen auf das Tragverhalten der Verbunddübel zu besitzen. Eine andere Möglichkeit ist es, die Verbunddübel direkt in das wassergefüllte Bohrloch zu setzen. Dabei wird ein Großteil des Wassers aus dem Bohrloch verdrängt. Es kann jedoch auch dazu kommen, dass sich ein Teil des Wassers mit dem Verbundmörtel ver-

mischt. Nach der Aushärtung des Verbundmörtels stören diese im Mörtel verbliebenen Wassermoleküle die Gefügestruktur des Verbundmörtels²⁴⁴, eine verminderte Verbunddübelsteifigkeit und -festigkeit können die Folge sein. Insbesondere bei Verbunddübeln des Injektionstyps ist dies der Fall^{245,246,247}.

Das Ausmaß der Beeinflussung des Tragverhaltens der Verbunddübel durch Feuchtigkeit (oder direkt Wasser) im Bohrloch ist abhängig von der Art des verwendeten Mörtelprodukts^{248,249,250}.

Cook et al. bestimmten den Einfluss der Feuchtigkeit im Bohrloch an Verbunddübeln mit 20 unterschiedlichen Verbundmörtelzusammensetzungen. In Abhängigkeit der Mörtelzusammensetzung erhielten sie Minderungen der Traglast im feuchten Beton von bis zu 90%, jedoch auch, bei einigen wenigen Versuchen, um bis zu 60% gesteigerte Tragfähigkeiten (Bild 2-24)²⁵¹.

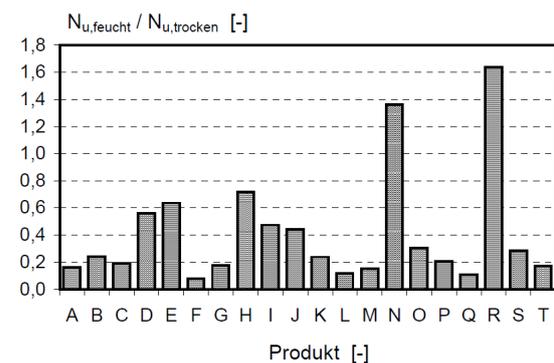


Bild 2-24: Einfluss der Feuchtigkeit auf die maximale Tragfähigkeit von Verbunddübeln unterschiedlicher Mörtelzusammensetzungen, nach Cook et al.²⁵²

Bereits 1966 durchgeführte Untersuchungen an in durchfeuchteten Beton gesetzten Verbunddübeln des Patronentyps ergaben dagegen keine signifikante Verringerung der Tragfähigkeit im Vergleich zu den in trockenen Beton gesetzten Proben²⁵³. Zugversuche an in feuchten Beton gesetzten Verbunddübeln mit Verbundmörteln aus ungesättigten Polyestern und Vinylestern von Mészároš et al. zeigten im Ge-

²³⁷ Spieth (2002), S.88

²³⁸ Spieth (2002), S.84

²³⁹ Mészároš (2002), S.24, S.149

²⁴⁰ Mészároš (2002), S.149

²⁴¹ Die Entstehung und die Wirkung der Gleitschicht bei ungenügender Bohrlochreinigung werden weiter vorn in diesem Abschnitt detailliert erläutert.

²⁴² Spieth (2002), S.84

²⁴³ Mészároš (2002), S.149

²⁴⁴ Mészároš (2002), S.149

²⁴⁵ Mauthe (1987), S.340

²⁴⁶ Kunz et al. (1998), S.17

²⁴⁷ Mészároš (2002), S.24; S.155

²⁴⁸ Eligehausen et al. (1997), S.679

²⁴⁹ Spieth (2002), S.84

²⁵⁰ Mészároš (2002), S.155

²⁵¹ Cook et al. (1994), entnommen aus Mészároš (2002), S.25

²⁵² Cook et al. (1994), entnommen aus Mészároš (2002), S.25

²⁵³ Versuche wurden an der TH Karlsruhe (1966) durchgeführt und von Sell (1973a), S.45 kommentiert

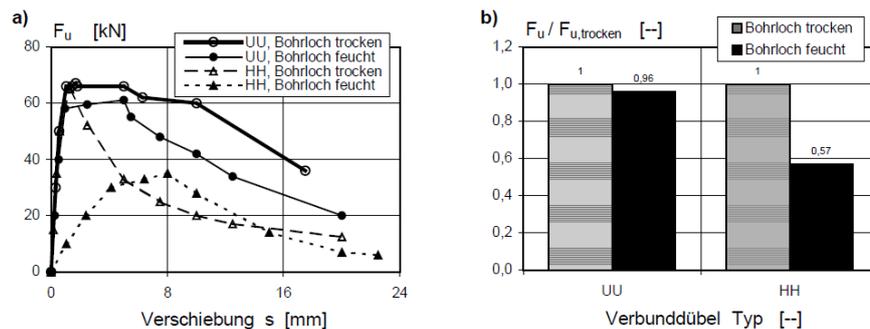


Bild 2-25: Einfluss der Feuchtigkeit auf das Lastverschiebungsverhalten (links) und die maximale Tragfähigkeit (rechts) von in feuchte Bohrlöcher gesetzten Verbunddübeln des Injektionstyps (HH) und des Patronentyps (UU), nach Mészáros²⁵⁹

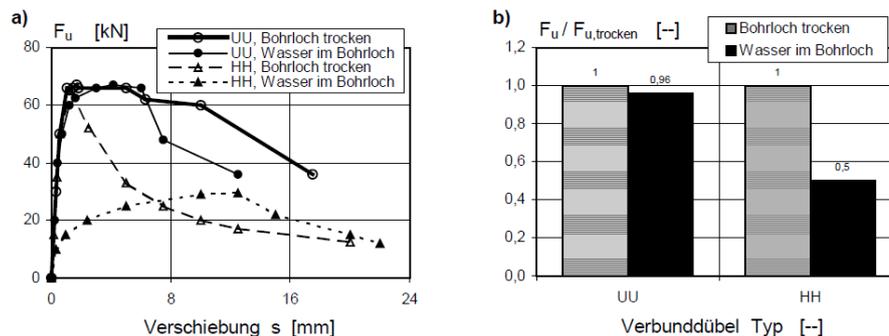


Bild 2-26: Einfluss der Feuchtigkeit auf das Lastverschiebungsverhalten (links) und die maximale Tragfähigkeit (rechts) von in wassergesättigte Bohrlöcher gesetzten Verbunddübeln des Injektionstyps (HH) und des Patronentyps (UU), nach Mészáros²⁶⁰

gensatz dazu eine Abnahme der Verbundfestigkeit von bis zu 20%²⁵⁴. Mészáros wies in späteren Versuchen mit feuchten Bohrlöchern eine Festigkeitsminderung für Verbunddübel auf Basis eines Hybridmörtels von rd. 30% und auf Basis eines ungesättigten Polyestertermörtels von rd. 20% nach²⁵⁵. Versuche an Verbunddübeln mit einem weiteren ungesättigten Polyestertermörtel ergaben keine Festigkeitseinbußen durch das Setzen in feuchte Bohrlöcher²⁵⁶. Mészáros wies ebenfalls die erschwerte Bohrlöcherreinigung im feuchten Bohrlöcher, sowie deren negative Auswirkungen auf das Tragverhalten der Verbunddübel nach. Des Weiteren konnte er durch vergleichende Versuche von Verbunddübeln des Injektionstyps (Bild 2-25 und Bild 2-26, HH) und des Patronentyps (Bild 2-25 und Bild 2-26, UU) bestimmen, dass der Injektionstyp deutlich empfindlicher hinsichtlich der Einwirkung von Feuchtigkeit im Bohrlöcher ist. So verringerte sich beim Injektionstyp die Verbundfestigkeit sowohl bei Versuchen im feuchten (Bild 2-25) als auch im wassergesättigten Bohrlöcher (Bild 2-26) um fast

50%, während beim Patronentyp keine signifikante Verbundfestigkeitsverringering gemessen werden konnte²⁵⁷. Auch das Lastverschiebungsverhalten des Injektionstyp-Verbunddübels änderte sich signifikant, es kam zu einem Steifigkeitsabfall, die Verschiebungen beim Erreichen der Maximallast stiegen von rd. 1,5 mm (trockener Beton) auf 8 mm (feuchter Beton) bzw. 12 mm (wassergefülltes Bohrlöcher)²⁵⁸.

Werden Verbunddübel des Patronentyps mit einem ungesättigten Polyester als Verbundmörtel in wassergefüllte Bohrlöcher gesetzt, kann sich nach Lang sogar eine Erhöhung der Tragfähigkeit im Vergleich zu Versuchen in trockenen Bohrlöchern ergeben²⁶¹. Lang begründet dies mit einer besseren Ablösung des Bohrmehls von der Bohrlöcherwandung im wassergefüllten Bohrlöcher.

Neben der Feuchte oder Wasser im Bohrlöcher während der Herstellung ist für den praktischen Einsatz von Verbunddübeln insbesonde-

²⁵⁴ Entnommen aus Mészáros (2002), S.24, mit Verweis auf Mészáros et al. (1996a-f)

²⁵⁵ Mészáros (2002), S.150f

²⁵⁶ Mészáros (2002), S.150f

²⁵⁷ Mészáros (2002), S.153f

²⁵⁸ Mészáros (2002), S.154

²⁵⁹ Mészáros (2002), S.153

²⁶⁰ Mészáros (2002), S.154

²⁶¹ Lang (1979a), S.45

re auch der Einfluss von Feuchte während der Nutzungsperiode unter dauerhafter Belastung von Bedeutung. So kann nach Chin et al.²⁶² die Präsenz von adsorbiertem Wasser im Verbundmörtel zu einem erhöhten Kriechverhalten der Verbunddübel während der Nutzung führen, welches dem Kriechverhalten von Verbunddübeln unter dauerhafter Belastung bei erhöhten Temperaturen ähnelt. Nach Cognard²⁶³ ist ein solches verändertes Tragverhalten auf folgende Ursachen zurückzuführen: 1) Eine Degradation des Verbundmörtels durch im Laufe der Zeit in ihn eindringendes Wasser. Dieses führt zu einer Erweichung des polymeren Mörtels und somit zu einem gesteigerten Kriechverhalten. 2) Einem teilweisen Verlust der Adhäsionskräfte (des Stoffschlusses) in der Grenzschicht zwischen dem Verbundmörtel und dem Beton durch in die Grenzschicht eindringendes Wasser und folglich eine Verminderte Tragfähigkeit sowie ein erhöhtes Kriechverhalten. Ammann²⁶⁴ führte Kriechversuche an Verbunddübeln mit zwei unterschiedlichen Verbundmörtelarten durch. Dabei durchfeuchtete er die Proben einmalig während der Kriechversuche. Er erhielt ein signifikant gesteigertes Kriechen direkt nach der Bewässerung. Dieses war umso ausgeprägter, je höher die Belastung der Proben war, siehe Bild 2-27.

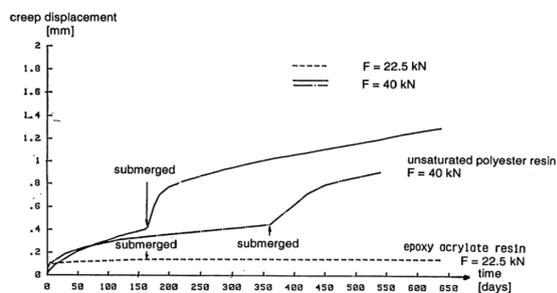


Bild 2-27: Änderung des Kriechverhaltens von Verbunddübeln bei Bewässerung während des Kriechversuchs, nach Ammann²⁶⁵

Die Vielzahl der durchgeführten Untersuchungen zusammenfassend betrachtet, bleibt zu bemerken, dass die Empfindlichkeit des Tragverhaltens der Verbunddübel im feuchten oder nassen Bohrloch sowie für den Fall von Feuchte während der Nutzungsperiode für jedes Verbunddübelprodukt, genauer für jeden Verbundmörtel in Kombination mit dem verwendeten Verbunddübeltyp (Injektions- oder Patronentyp) gesondert untersucht werden muss.

Eine allgemeingültige Aussage hierzu kann aufgrund der Produktvielfalt nicht getroffen werden.

Risse im Beton

Im Stahlbetonbau sind Risse in den Stahlbetonbauteilen zulässig, wenn sie eine maximal zulässige Rissbreite nicht überschreiten. Unter ständiger Beanspruchung darf die Rissbreite $w_{95\%}$ dabei höchstens $w_{95\%} \leq 0,3 - 0,4$ mm betragen²⁶⁶. Dass Risse in dieser Größenordnung tatsächlich auftreten, wurde z.B. von Bergmeister durch Untersuchungen an bestehenden Bauwerken bestätigt²⁶⁷. Treten Risse im Stahlbetonbauteil auf, ist nach Mészáros damit zu rechnen, dass diese auch die im Bauteil befindlichen Verbunddübel treffen bzw. tangieren²⁶⁸. Grund dafür sind erhöhte Zugspannungen im Bereich der Verbunddübel, hervorgerufen durch beim Vorspannen und Belasten der Verbunddübel geweckte Spaltkräfte sowie die Kerbwirkung des Bohrlochs^{269,270}. Nach Spieth wird die Tragfähigkeit der Verbunddübel durch Risse nur dann signifikant beeinflusst, wenn diese entlang der Dübellängsachse verlaufen, Querrisse beeinträchtigen das Tragverhalten der Verbunddübel dagegen nicht wesentlich²⁷¹.

Mit steigender Rissbreite verringert sich die Bruchlast bzw. die Verbundfestigkeit der Verbunddübel zusehends. Dieser Effekt ist umso stärker ausgeprägt, je kleiner der Durchmesser der Ankerstange des Verbunddübels ist. Tritt ein Riss entlang der Verbunddübellängsachse auf, löst sich in diesem Bereich der Verbundmörtel von der Bohrlochwandung. In der Folge kann die Lastübertragung nicht mehr über das Prinzip des Stoffschlusses (Adhäsionskräfte), sondern nur noch über Formschluss (mechanische Verzahnung des Verbundmörtels in der Bohrlochwandung) übertragen werden, was den Abfall der Bruchlast erklärt²⁷². Je kleiner dabei der Durchmesser der Ankerstange des Verbunddübels ist, desto größer ist das Verhältnis des gerissenen Bereichs des Umfangs zum Gesamtumfang des Verbunddübels und somit die Auswirkung auf das Tragverhalten.

²⁶² Chin et al. (2008), S.20f

²⁶³ Cognard (2005), S.85

²⁶⁴ Ammann (1991), S.205

²⁶⁵ Ammann (1991), S.218

²⁶⁶ DIN EN 1992-1-1 (2011), S.127

²⁶⁷ Bergmeister (1988), entnommen aus Mészáros (2002), S.180

²⁶⁸ Mészáros (2002), S.180

²⁶⁹ Eligehausen (1991), S.125

²⁷⁰ Mészáros (2002), S.180

²⁷¹ Spieth (2002), S. 21; S.52

²⁷² Das Prinzip des Stoffschlusses und des Formschlusses werden im Abschnitt 2.3.1 dieser Arbeit näher behandelt.

Zentrische Zugversuche von Eligehausen et al. ergaben für Verbunddübel des Patronentyps mit Durchmessern der Ankerstange von $d = 8 - 16$ mm in Abhängigkeit der Rissbreite des Betons Minderungen der Bruchlast der Verbunddübel von bis zu 80%, verglichen mit Vergleichsversuchen im ungerissenen Beton (Bild 2-28)²⁷³. In Bild 2-28 ist auch zu erkennen, dass die Einzelergebnisse mit zunehmender Rissbreite stärker streuen. Dies ist durch den ungleichmäßigen Verlauf der Risse entlang der Verbunddübellängsachse zu erklären^{274,275,276}.

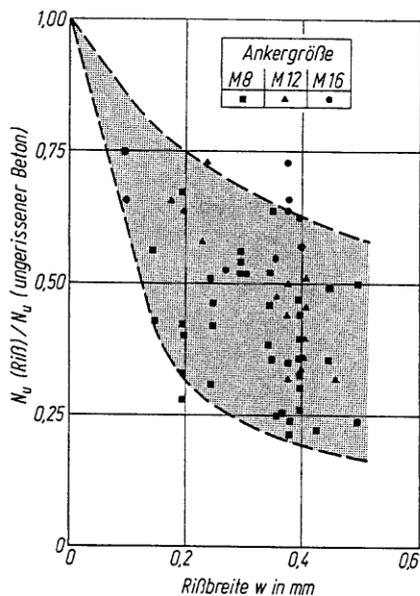


Bild 2-28: Einfluss der Rissbreite auf die maximale Tragfähigkeit von Verbunddübeln, nach Eligehausen et al.²⁷⁷

Nach Mészároš gelten für in gerissenem Beton gesetzte Verbunddübel dieselben Einflussfaktoren auf das Tragverhalten wie auf Verbunddübel im ungerissenen Beton, wobei das Ausmaß der Beeinflussung durch das Vorhandensein von Rissen teilweise noch verstärkt werden kann²⁷⁸. Mészároš führte insbesondere Untersuchungen zum Einfluss der Bohrlochreinigung sowie der Feuchte im Bohrloch bei in gerissenem Beton gesetzten Verbunddübeln durch. Neben den eigenen Versuchen wertete er dazu weitere zentrische Zugversuche aus Bezečny²⁷⁹ und Dieterle et al.²⁸⁰ aus. Für vorschriftsmäßig gesetzte Verbunddübel (gute

Bohrlochreinigung und trockener Beton) deckten sich seine Ergebnisse mit denen aus Eligehausen et al.²⁸¹. Für eine Rissbreite $w = 0,3$ mm beträgt das Verhältnis der Bruchlasten der Verbunddübel im Vergleich zum ungerissenen Beton rund 50%. Berücksichtigt man die Versuchsstreuung, indem man das 5%-Fraktile berechnet, beträgt die Bruchlast im gerissenen Beton lediglich 30% des Werts im ungerissenen Beton (Bild 2-29)²⁸².

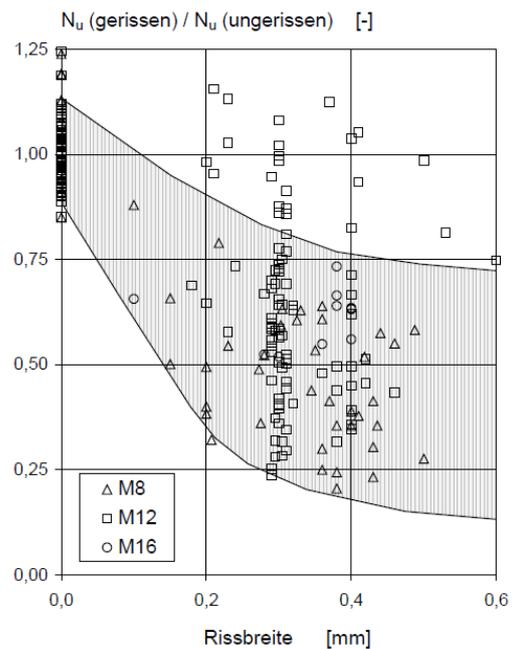


Bild 2-29: Einfluss der Rissbreite auf die maximale Tragfähigkeit von Verbunddübeln, nach Mészároš²⁸³

Hinsichtlich der Bohrlochreinigung erhielt Mészároš dieselben Abhängigkeiten wie im ungerissenen Beton. Der Einfluss der Bohrlochreinigung ist abhängig von der Art des verwendeten Verbundmörtels sowie des Verbunddübeltyps. So wiesen Patronensysteme eine deutlich weniger ausgeprägte Abhängigkeit als Verbunddübel des Injektionstyps auf. Das Ausmaß der Abnahme der Verbundfestigkeit der Verbunddübel, verursacht durch ungenügende Bohrlochreinigung, ist nach Mészároš ebenfalls vergleichbar mit dem Verhalten im ungerissenen Beton²⁸⁴.

Auch bezüglich des Einflusses von Feuchte im Bohrloch ergaben Mészároš Untersuchungen an Verbunddübeln im gerissenen Beton gleichartige Tendenzen wie im ungerissenen Beton. So ist der Einfluss wiederum abhängig vom

²⁷³ Eligehausen et al. (1984), S.27

²⁷⁴ Mészároš (2002), S.199f

²⁷⁵ Spieth (2002), S.52

²⁷⁶ Simons (2007), S.25

²⁷⁷ Eligehausen et al. (1984), S.28, Bild 7

²⁷⁸ Mészároš (2002), S.29

²⁷⁹ Bezečny (2000), entnommen aus Mészároš (2002), S.180

²⁸⁰ Dieterle et al. (1988a,b)

²⁸¹ Eligehausen et al. (1997), S.202

²⁸² Mészároš (2002), S.199

²⁸³ Mészároš (2002), S.185

²⁸⁴ Mészároš (2002), S.200

verwendeten Verbundmörtelprodukt. Während die meisten Produkte zu einer Tragfähigkeitsverringerung im feuchten oder nassen Bohrloch führten, traten auch Fälle auf, bei denen kein signifikanter Einfluss erkennbar war²⁸⁵.

Dicke der Betondeckung bzw. Randabstand

Die Dicke der Betondeckung wirkt sich direkt auf das Tragverhalten der Verbunddübel aus. Wird ein kritischer Randabstand unterschritten, führt dies zum Versagen der Verbunddübel durch Spalten der Betondeckung (Betonkantenbruch), verursacht durch das Überschreiten der Betonzugfestigkeit. Dies geht mit einer Reduktion der Tragfähigkeit der Verbunddübel einher²⁸⁶. So ergaben Untersuchungen von Darwin et al. an mit organischen und anorganischen Mörteln fixierten Bewehrungsstäben bei einer Betondeckung c von $c = 38$ mm rund 25% geringere Verbundfestigkeiten als Vergleichsversuche mit der doppelten Betondeckung ($c = 76$ mm)²⁸⁷. Lehr et al. ermittelten den kritischen Randabstand c_{cr} , ab dem es zu einer Reduktion der Tragfähigkeit der Verbunddübel kommt, entsprechend dem einfachen Wert der Verankerungslänge h_{ef} ($c_{cr} = 1,0 h_{ef}$)²⁸⁸. Kunz et al. geben mit $c_{cr} = 0,875 h_{ef}$ einen etwas kleineren kritischen Randabstand an²⁸⁹. Neuere Untersuchungen von Lehr ergaben eine Abhängigkeit des kritischen Randabstand vom Durchmesser d der Ankerstange mit $c_{cr} = 9 d$ ²⁹⁰. Kirtzakis wies den Einfluss der Betondeckung auf die Verbundfestigkeit eingemörtelter Bewehrungsstäbe ebenfalls nach. Er erhielt im Mittel 55% geringere Verbundfestigkeiten für in einer Bauteilecke eingesetzte Verbunddübel, verglichen mit Verbunddübeln mit großem Abstand zum Bauteilrand²⁹¹.

2.3.6.5 Umwelteinflüsse

Nach Cognard²⁹² kann die Einwirkung von Chemikalien, Fetten oder Ölen zu einem verminderten Verbund des Mörtels im Beton und folglich zu einer verringerten Verbundfestigkeit der Verbunddübel führen. Daher müssen Verbunddübel, die in Bereichen mit solchen Einwirkungen eingesetzt werden, hinsichtlich deren Widerstandsfähigkeit gegen diese Stoffe

geprüft werden. Auch die Sonneneinstrahlung, bzw. der Anteil der UV-Strahlung des Sonnenlichts besitzt einen Witterungseinfluss²⁹³, der zur Alterung der Verbunddübelmörtel führen kann. Aufgrund der kleinen Angriffsfläche der Strahlung (lediglich die parallel zur Betonoberfläche verlaufende Oberseite des Mörtelpfropfens) ist dieser jedoch nicht signifikant.

Für die derzeit in der Baupraxis charakteristischen Verbunddübel mit Vinylestermörteln beträgt der Rückgang der Verbundfestigkeit bei Einwirkung saurer oder alkalischer Medien nach Rehm lediglich rund 10%²⁹⁴. Dies konnte durch spätere Untersuchungen Spieth²⁹⁵ bestätigt werden, welcher Scheibchenversuche nach²⁹⁶ an Verbunddübelabschnitten mit Vinylestermörteln durchführte. Er erhielt sowohl für säure- als auch für alkalibeauftragte Proben lediglich geringfügig geringere Verbundfestigkeiten als für Referenzproben ohne die Beanspruchung durch aggressive Medien (Bild 2-30). Nach Appl²⁹⁷ ist auch bei der Mehrheit der Verbundmörtel auf Epoxidharzbasis mit keinem signifikanten Rückgang der Verbundfestigkeit aufgrund angreifender aggressiver Medien zu rechnen.

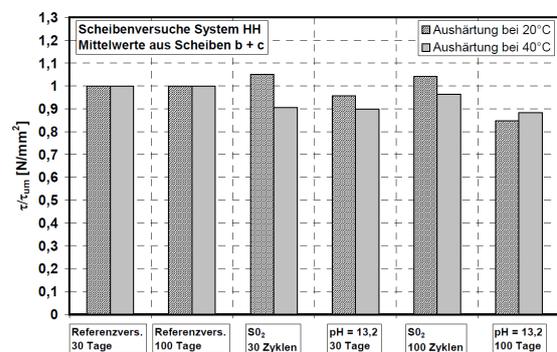


Bild 2-30: Einfluss saurer bzw. alkalischer Medien auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln mit Vinylestermörteln, bestimmt im Scheibchenversuch, aus Spieth²⁹⁸

2.3.6.6 Temperatureinfluss

Im Allgemeinen nimmt die Verbundfestigkeit der Verbunddübel mit zunehmender Temperatur ab²⁹⁹. Wie ausgeprägt dieses Verhalten ist, hängt von der eingesetzten Verbundmörtelart, bzw. deren polymeren Aufbau ab. So weisen Verbunddübel mit Vinylestermörteln nach Sell bei 80°C noch rund 70 % ihrer Verbundfestig-

²⁸⁵ Mészáros (2002), S.200

²⁸⁶ Eligehausen et al. (1984), S.26

²⁸⁷ Darwin et al. (1996), S.491

²⁸⁸ Lehr et al. (1998b), entnommen aus Lehr (2003), S.141

²⁸⁹ Kunz et al. (1998), S.47

²⁹⁰ Lehr (2003), S.141

²⁹¹ Kirtzakis (2004), entnommen aus Simons (2007), S.23

²⁹² Cognard (2005), S.25, S.85

²⁹³ Ehrenstein et al. (2007), S.72f

²⁹⁴ Rehm (1985), aus Spieth (2002), S. 48 & Simons (2007), S.24

²⁹⁵ Spieth (2002), S.143f

²⁹⁶ EOTA (2013)

²⁹⁷ Appl (2009), S.36

²⁹⁸ Spieth (2002), S.144

²⁹⁹ Sell (1973a), S.14

keit bei Raumtemperatur auf³⁰⁰. Nach Sell³⁰¹, Lang³⁰² und Hofmann³⁰³ besitzen sie bei 100°C noch 60 – 80% ihrer Verbundfestigkeit bei Raumtemperatur. Auch (ungesättigte) polyester-mörtelbasierte Verbunddübel leisten bei 80°C noch etwa 70% ihrer Verbundfestigkeit bei Raumtemperatur^{304,305}, eine weitere Temperaturerhöhung führt jedoch zum Überschreiten der Glasübergangstemperatur und so zu einem signifikanten Festigkeitsabfall auf lediglich 20%^{306,307}. Bild 2-31 verdeutlicht diesen Zusammenhang.

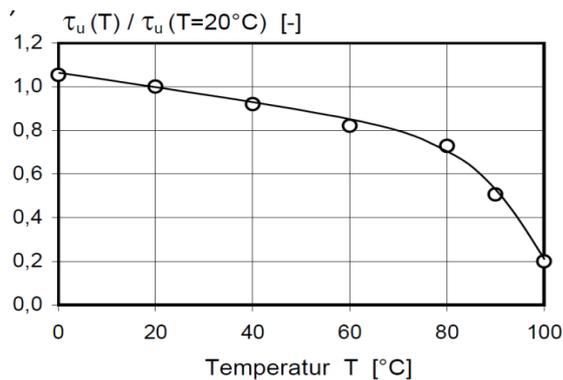


Bild 2-31: Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln auf Basis eines ungesättigten Polyester-mörtels, aus Sell³⁰⁸

Verbunddübel mit Epoxidharzmörteln besitzen bei hohen Temperaturen im Allgemeinen nur noch sehr geringe Verbundfestigkeiten, einzelne Produkte unterscheiden sich jedoch auch hier stark in Abhängigkeit ihrer Harzformulierung^{309,310,311}.

Wie ausgeprägt produktabhängig die Temperaturempfindlichkeit der Verbunddübel ist, zeigt Bild 2-32³¹², in welchem drei Verbunddübel mit unterschiedlicher Mörtelzusammensetzung verglichen werden. Es wird deutlich, dass eine Temperaturerhöhung in gewissen Grenzen nach einem Festigkeitsverlust auch wieder zu einem neuerlichen Anstieg der resultierenden Verbundfestigkeit der Verbunddübel führen kann (Bild 2-32, Produkt B). Dies ist möglich, wenn der Verbundmörtel als Hybridsystem ausgeführt ist, also Zement als Füllstoff ent-

hält. Dieser kann bei erhöhten Temperaturen nacherhärten, was zu einer Festigkeitszunahme des Verbunddübels führen kann^{313,314}. Spieth wies jedoch nach, dass Verbunddübel mit Hybridmörteln nicht zwingend einen Festigkeitszuwachs bei erhöhten Temperaturen aufweisen müssen. So führten seine Versuche an Verbunddübeln mit zwei unterschiedlichen Hybridmörteln (HH = Urethanmethacrylatharz mit Tonerde-Schmelzzement; UP2 = Vinylesterharz mit Portlandzement) bis zu einer Temperatur von 40°C zu einem leichten (Bild 2-33), Versuche bis 180°C anschließend zu einem stetigen Abfall der Verbundfestigkeit mit steigender Temperatur (Bild 2-34)³¹⁵.

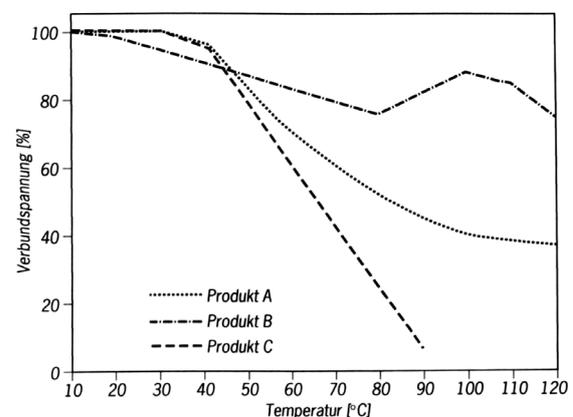


Bild 2-32: Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln, aus Kunz et al.³¹⁶

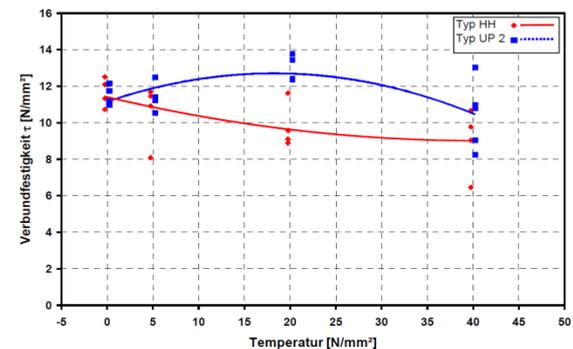


Bild 2-33: Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln mit Hybridmörteln im Bereich von 0°C bis 40°C, HH = Urethanmethacrylatharz mit Tonerde-Schmelzzement; UP2 = Vinylesterharz mit Portlandzement, aus Spieth³¹⁷

³⁰⁰ Sell (1973a), S.14

³⁰¹ Sell (1973a), S.14

³⁰² Lang (1979), S.45

³⁰³ Hofmann (2004), S.16

³⁰⁴ Sell (1973a), S.14

³⁰⁵ Lang (1979), S.45

³⁰⁶ Lang (1979), S.45

³⁰⁷ Hofmann (2004), S.16

³⁰⁸ Sell (1973a), S.14

³⁰⁹ Lang (1979), S.45

³¹⁰ Hofmann (2004), S.17

³¹¹ Meline et al. (2006), S.2

³¹² Kunz et al. (1998), S.17

³¹³ Kunz et al. (1998), S.17

³¹⁴ Hofmann (2004), S.16

³¹⁵ Spieth (2002), S.93f

³¹⁶ Kunz et al. (1998), S.17

³¹⁷ Spieth (2002), S.93

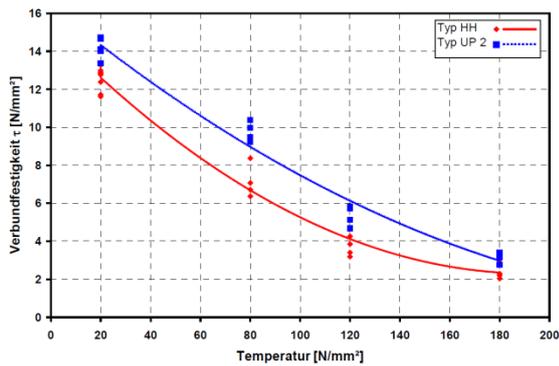


Bild 2-34: Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln mit Hybridmörteln im Bereich von 20°C bis 180°C, HH = Urethanmethacrylatharz mit Tonerde-Schmelzement; UP2 = Vinylesterharz mit Portlandzement, aus Spieth³¹⁸

Nicht nur die Verbundfestigkeit unter kurzzeitiger Lasteinwirkung wird durch die Temperatur beeinflusst. So wirken sich erhöhte Temperaturen auch negativ auf das Verformungsverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Belastung aus, die Verbunddübel kriechen verstärkt³¹⁹. Wie ausgeprägt dieses verstärkte Kriechverhalten ist, wird wiederum durch die Art des verwendeten Verbundmörtelprodukts determiniert. Kunz et al. beschreiben, jedoch ohne ihre Aussagen experimentell nachgewiesen zu haben, dass sich die Verbundfestigkeit der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung zwar reduziert, das Verhältnis der Kurzzeitfestigkeit zur Verbundfestigkeit unter dauerhafter Lasteinwirkung jedoch bis zu Temperaturen von 50°C konstant bleibt³²⁰. Somit kann in diesem Temperaturbereich das Ausmaß der Reduktion der Verbundfestigkeit unter dauerhafter Lasteinwirkung im Kurzzeitversuch ermittelt werden. Nach Messler³²¹ stellt der auftretende temperaturabhängige Festigkeitsverlust unter dauerhafter Lasteinwirkung eine der hauptsächlichen Limitierungen für den Einsatz von Verbunddübeln in Bereichen mit erhöhten Temperaturen dar.

Neben erhöhten Temperaturen, stellen auch niedrige Temperaturen, und dabei insbesondere die im baupraktischen Einsatz der Verbunddübel auftretende Frost-Tau-Wechselbeanspruchung, einen signifikanten Einfluss auf das Tragverhalten der Verbunddübel dar. Frost-Tau-Wechselbeanspruchung kann bei im Freien eingesetzten Verbunddübeln auftreten

und ist abhängig vom verwendeten Verbundmörtelprodukt. So führten von Rehm³²² durchgeführte Dauerstandversuche bei zusätzlicher Frost-Tau-Wechselbeanspruchung bei Verwendung ungesättigter Polyesterharzmörtel zu einem stetigen Anstieg der Verschiebungen, während durch den Einsatz eines Vinylesterharzmörtels nach 40 Frost-Tau-Wechseln eine Stabilisierung der Verbunddübelverschiebungen erreicht werden konnte. Bild 2-35 stellt dies dar.

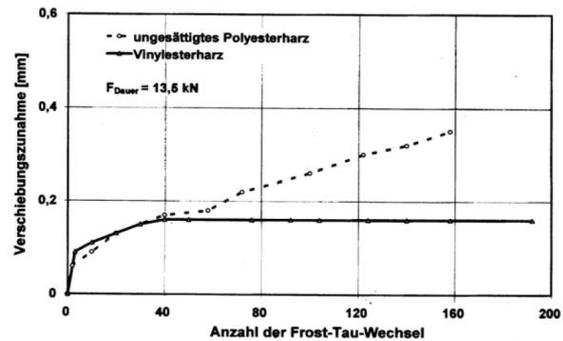


Bild 2-35: Kriechen von Verbunddübeln im Dauerstandversuch bei zusätzlicher Frost-Tau-Wechselbeanspruchung in Abhängigkeit der Verbundmörtelart, entnommen aus Spieth, mit Verweis auf Rehm³²³

2.3.6.7 Kombinierte Einwirkung von Temperatur und Feuchte

Neben der Beanspruchung durch einen einzelnen Umwelteinfluss oder eine reine Temperaturbeanspruchung treten in der Praxis i.d.R. Beanspruchungskombinationen auf das Tragverhalten der Verbunddübel auf. So wirken während der Nutzungsphase der Verbunddübel z.B. Feuchte- und Temperatureinwirkungen gleichermaßen, sodass sich ihre Einflüsse auf das Tragverhalten überlagern. Der reine Einfluss der Feuchte kann so z.B. nach Bowditch³²⁴ durch das Vorhandensein erhöhter Temperaturen verstärkt werden. Auch Hand et al.³²⁵ weisen darauf hin, dass Verbundmörtel bei erhöhter Temperatur in Kombination mit Feuchte mehr Wasser absorbieren als bei Raumtemperatur, was die Verbundfestigkeit der Verbunddübel negativ beeinflusst. Diesen Trend wiesen auch Feng et al.³²⁶ in Untersuchungen unter Verwendung zweier unterschiedlicher Verbundmörtel nach. Dabei wiesen die unter feuchten Bedingungen geprüften Verbunddübel bei jeder Temperatur eine ge-

³¹⁸ Spieth (2002), S.94

³¹⁹ Kunz et al. (1998), S.17

³²⁰ Kunz et al. (1998), S.17

³²¹ Messler (2004), entnommen aus El Menoufy (2010), S.12

³²² Rehm (1985), aus Spieth (2002), S.48

³²³ Rehm (1985), aus Spieth (2002), S.48

³²⁴ Bowditch (1996), S.74

³²⁵ Hand et al. (1991), S.234

³²⁶ Feng et al. (2005), S.435

ringere Steifigkeit als die trockenen gelagerten Proben auf. Unabhängig von der initialen Steifigkeit der Verbunddübel führte das Vorhandensein von Feuchte darüber hinaus auch zu einem überproportionalen Rückgang der Steifigkeit mit zunehmender Temperatur.

Kriechversuche an Verbunddübeln auf der Basis von Vinylester- (Type-A) und Epoxidharzmörteln (Type-B und -C) von El Menoufy³²⁷ bestätigen den negativen Einfluss der kombinierten Feuchte-Temperatur-Einwirkung. Dieser führte Kriechversuche mit Dauerlasten von 40% ($40\%f_y$) und 60% ($60\%f_y$) der Kurzzeitfestigkeit f_y , bei Raumtemperatur, jeweils bei trockenen (R) und feuchten Umgebungsbedingungen (M) sowie Versuche mit einer Frost-Tau-Wechselbeanspruchung (FT) durch. Dabei erhielt er ein gesteigertes Kriechverhalten bei hoher Belastung, kombiniert mit Feuchteeinfluss oder Frost-Tau-Wechselbeanspruchung (Bild 2-36)³²⁸.

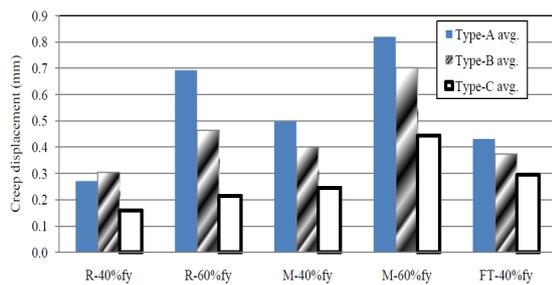


Bild 2-36: Mittlere Verschiebung von Verbunddübeln unter kombinierter Beanspruchung im Kriechversuch nach 90 Tagen, aus El Menoufy³²⁹

³²⁷ El Menoufy (2010)

³²⁸ El Menoufy (2010), S.44f

³²⁹ El Menoufy (2010), S.49

3 Viskoelastisches Deformationsverhalten der Verbunddübel unter quasi-statischen Bedingungen

3.1 Methoden zur experimentellen Analyse viskoelastischen Deformationsverhaltens

Grundlegend vereint das viskoelastische Deformationsverhalten sowohl instantane als auch zeitvariante Deformationsprozesse. Das Deformationsverhalten viskoelastischer Werkstoffe ist also streng von der Belastungs- oder der Dehngeschwindigkeit sowie der Dauer der Aufrechterhaltung dieser Belastung oder Dehnung abhängig, sodass sie auch als zeitabhängige Werkstoffe bezeichnet werden³³⁰. Viele der in der Bauindustrie eingesetzten Werkstoffe weisen viskoelastische Eigenschaften auf. Dazu zählen neben Holz, natürlichen und synthetischen Fasern und Metallen bei erhöhten Temperaturen insbesondere auch Beton sowie die polymeren Werkstoffe³³¹. Die beiden Letztgenannten stellen Bestandteile von Verbunddübeln dar, sodass die Betrachtung der Viskoelastizität zur Beschreibung des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unabdingbar ist.

Bei der experimentellen Analyse des viskoelastischen Deformationsverhaltens unter quasi-statischen (oder besser: nicht-dynamischen) Bedingungen sind nach Findley drei experimentelle Untersuchungsmethoden üblich: (a) die Analyse der zeitlichen Entwicklung der Deformationen eines mit konstanter Spannung beanspruchten Werkstoffs im *Kriechversuch*, (b) die Analyse der zeitlichen Entwicklung der Spannung eines mit konstanter Dehnung beanspruchten Werkstoffs im *Relaxationsversuch*, sowie (c) die Analyse der zeitlichen Entwicklung der Deformation oder Spannung in *Versuchen* mit konstanter Steigerungsrate des jeweils anderen Kennwerts (also Versuche mit konstanter Belastungs- oder Dehnrate)³³².

Die vorliegende Arbeit hat den Zweck, das nichtlinear viskoelastische Deformationsverhalten von Verbunddübeln zu analysieren. Um den Praxisbezug zu wahren, wird im Folgenden speziell auf das Verhalten der Verbunddübel im Kriechversuch (a) eingegangen. Dieser Versuch unter konstanter Belastung kommt

den in der Praxis tatsächlich vorherrschenden Bedingungen am nächsten. Relaxationsversuche (b) sind für die vorliegende Problemstellung nicht zielführend und werden daher nicht näher betrachtet.

Als Versuche mit konstanter Belastungs- oder Dehnrate (c) können die belastungsgesteuerten Auszugversuche an den Verbunddübeln gewertet werden, siehe Abschnitt 5.1.2. Allerdings werden diese i.d.R. so durchgeführt, dass sie ein Versagen der Verbunddübel innerhalb weniger Minuten bewirken. Sie dienen der Ermittlung des (quasi zeitinvarianten) Kurzzeittragverhaltens der Verbunddübel. Für die Analyse des (zeitvarianten) viskoelastischen Deformationsverhaltens sind sie nur bedingt geeignet.

3.2 Phasen des Kriechens

Grundlegend kann das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter konstanter Belastung, also das Kriechen der Verbunddübel in drei Phasen gegliedert werden, Bild 3-1.

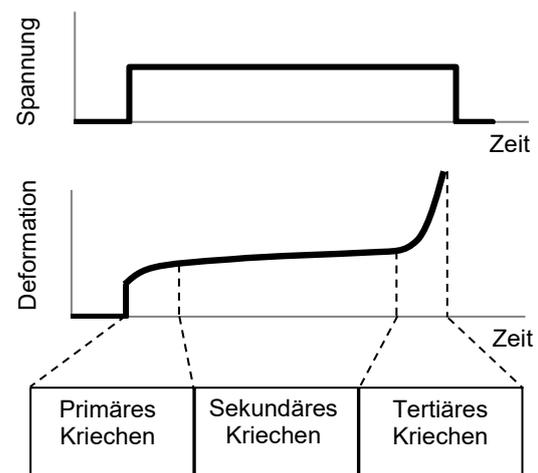


Bild 3-1: Drei Phasen des Kriechens

Die erste Phase, das primäre Kriechen, beginnt direkt nach der Lastaufbringung. Sie zeichnet sich durch einen Anstieg der Kriechdeformationen mit zeitlich rückläufiger Deformationsrate aus. Daran anschließend findet sich das sekundäre Kriechen mit nahezu konstanter De-

³³⁰ Findley et al. (1976), S.3

³³¹ Findley et al. (1976), S.3

³³² Findley et al. (1976), S.3

formationsrate. Die dritte Phase beschreibt das tertiäre Kriechen, welches sich durch einen überproportionalen Anstieg der zeitlichen Kriechdeformationen, bis zum Versagen des Verbunddübels unter dauerhafter Belastung auszeichnet. Der Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechen wird daher i.d.R. als der Zeitpunkt des Kriechversagens charakterisiert³³³.

Cook et al. beschreiben die „Change in Slope Method“ als zielführende Methode zur Bestimmung des Beginn des tertiären Kriechens, da sie einerseits reproduzierbare Ergebnisse liefert und sich andererseits durch ihre Einfachheit in der Anwendung auszeichnet³³⁴. Nach Cook et al. liegt dabei der Beginn des tertiären Kriechens i.d.R. oberhalb 80% der Versagenszeit³³⁵. Allerdings kann diese Methode lediglich angewendet werden, wenn Kriechversuche bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung durchgeführt werden, da der tatsächliche Versagenszeitpunkt zur Quantifizierung des Beginns des tertiären Kriechens benötigt wird. Die Methode kann also nicht mit dem Ziel der Versagensprognose eingesetzt werden.

3.3 Rheologische Beschreibung des Kriechens

3.3.1 Grundlegendes

Für den Bereich der Verbunddübel stellt die Beschreibung zeitvarianter Deformationsprozesse auf der Basis rheologischer Grundgleichungen sowie die grafische Darstellung dieser mithilfe der zugehörigen rheologischen Grundelemente ein neuartiges Konzept dar. Dabei bietet es unter der Voraussetzung der Wahl eines geeigneten rheologischen Modells die Möglichkeit, über die Materialgesetze der rheologischen Grundelemente, das zeitvariante Deformationsverhalten der Verbunddübel sowohl für das Kurzzeittragverhalten als auch für das Kriechen unter dauerhafter konstanter Belastung abzubilden. Folglich kann mit einem solchen rheologischen Modellansatz das zeitvariante Deformationsverhalten der Verbunddübel auch für deren gesamte Lebensdauer vorausgesagt werden, was einen wesentlichen

Beitrag für eine sichere Bemessung der Verbunddübel darstellen kann.

In den folgenden Abschnitten sollen zunächst kompakt einige Grundlagen zur allgemeinen Beschreibung des Deformationsverhaltens mit Hilfe rheologischer Grundelemente beschrieben werden. Diese haben zum Ziel, das Verständnis des in Rahmen dieser Arbeit entwickelten rheologischen Modells zur Beschreibung des Kriechverhaltens der Verbunddübel zu erleichtern.

Ausgehend von der Beschreibung linearer Viskoelastizität, wie sie für „ideal viskoelastische Werkstoffe“ Gültigkeit besitzt, wird auch auf Nichtlinearitäten eingegangen. Dies ist notwendig, da Verbunddübel ein ausgeprägt nichtlinear viskoelastisches Materialverhalten aufweisen. Eine exakte Beschreibung deren zeitvarianten Deformationsverhaltens, insbesondere für sehr lange Versuchszeiten, ist somit nur unter Einbeziehung nichtlinearer Effekte möglich.

3.3.2 Lineare Viskoelastizität

Das linear viskoelastische Deformationsverhalten von Feststoffen setzt sich aus drei Anteilen zusammen³³⁶. Diese sind elastischer, viskoser und verzögert elastischer Natur.

3.3.2.1 Linear elastische Deformationsanteile

Wird ein viskoelastischer Werkstoff belastet, führt dies zunächst zu einer instantanen Deformation, welche beim Wegfall der Belastung ebenso instantan vollständig reversibel ist. Die durch die Belastung in den Werkstoff eingeführte Energie wird demnach elastisch gespeichert³³⁷. Die Höhe dieser elastischen Deformation ε_e richtet sich nach der Höhe der aufgetragenen Belastung bzw. Spannung σ . Für den Fall linear viskoelastischen Werkstoffverhaltens besteht zwischen der aufgetragenen Spannung σ und dem resultierenden elastischen Dehnungsanteil ε_e eine lineare Proportionalität mit dem Elastizitätsmodul E_e als Proportionalitätskonstante, Formel (3-1).

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E_e} \quad (3-1)$$

³³³ Siehe dazu z.B. ASTM D2990-1 (2001), S.5; Cook et al. (2009), S.56; El Menoufy (2010), S.18; Kraenkel et al. (2012a), S.551; Davis (2012), S.208

³³⁴ Cook et al. (2009), S.57

³³⁵ Cook et al. (2009), S.57

³³⁶ Neben der elastischen, der viskosen und der verzögert elastischen Deformation, welche die drei Deformationsgrößen der Viskoelastizität darstellen existiert noch die plastische Deformation. Diese ist irreversibel und zeitinvariant, jedoch spannungsvariant. Die plastische Deformation spielt vorrangig eine Rolle im Bereich des nichtlinearen Werkstoffverhaltens und wird deshalb gesondert im Kapitel 3.3.5 behandelt.

³³⁷ Mezger (2006), S.83

Das heißt, eine Verdopplung der Spannung ergibt den zweifachen Betrag der Deformation³³⁸. Dieses, der klassischen Elastizitätstheorie zuzuordnende Verhalten wurde bereits im 17. Jahrhundert von Robert Hooke mit dem nach ihm benannten „Hooke’schen Gesetz“ beschrieben. Rheologisch entspricht dieser lineare Sonderfall des Elastizitätsgesetzes dem Verhalten einer Feder mit konstanter Federsteifigkeit (Tabelle 3-1, Hooke’sche Feder).

Werkstoffe mit linear elastischem Deformationsverhalten sind in der Regel sehr dichte, steife, starre Materialien, bei denen sehr hohe Wechselwirkungskräfte zwischen den Atomen oder Molekülen wirken³³⁹. Kristalline mineralische Werkstoffe (Mineralien), Stahl, sowie eine Reihe weiterer Metalle stellen für Belastungen unterhalb der Fließgrenze bei Raumtemperatur Vertreter für annähernd linear elastisches Verhalten dar. Wird bei Mineralien der linear elastische Bereich überschritten, folgt ein sprödes Versagensverhalten, ohne Anzeichen von Kriechdeformation³⁴⁰. Bei metallischen Werkstoffen folgt nach dem Überschreiten der Fließgrenze i.d.R. der Übergang in eine plastische Deformation.

Für einige (insbesondere polymere) Werkstoffe, wie die Verbundmörtel von Verbunddübeln, besteht über die Spannungsabhängigkeit hinaus eine Temperaturabhängigkeit der elastischen Deformation. Linear elastisches Werkstoffverhalten bedeutet auch in diesem Fall, dass ein linearer Zusammenhang zwischen der aktuell vorherrschenden Temperatur und der resultierenden Deformation besteht.

Hinsichtlich des Werkstoffverhaltens unter dauerhafter Beanspruchung ist zusammenzufassen, dass die elastische Deformation im Bereich der linearen Viskoelastizität bei konstanter Spannung und Temperatur stets konstant ist, also keine Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschichte besteht^{341,342}.

3.3.2.2 Linear viskose Deformationsanteile

Den zweiten Deformationsanteil im Bereich der Viskoelastizität stellt die viskose Deformation $\varepsilon_v(t)$ dar. Diese ist zeitvariant, mit fortschreitender Zeitdauer führt eine Lasteinwirkung zu einer Deformationszunahme. Im Bereich der linearen Viskoelastizität besteht ein

linearer Zusammenhang zwischen der Zeitdauer t der Lasteinwirkung sowie der Höhe der aufgetragenen Spannung σ und der resultierenden Deformation $\varepsilon_v(t)$, Formel (3-2).

$$\varepsilon_v(t) = \frac{\sigma t}{\eta_v} \quad (3-2)$$

Analog zur linear elastischen Deformation bedeutet dies, dass eine Verdopplung der Spannung den zweifachen Betrag der Deformation ergibt. Bei der linear viskosen Deformation führt zusätzlich auch die Verdopplung der Dauer der Lasteinwirkung zu einer Verdopplung der resultierenden Deformation. Die Dehngeschwindigkeit (auch Dehnrate, $\dot{\varepsilon}_v = \varepsilon_v(t)\delta t$ ³⁴³ ist für den Fall linear viskoser Deformation konstant³⁴⁴, bei einer dauerhaften Belastung eines linear viskoelastischen Werkstoffs mit einer konstanten Spannung σ besitzt dieser somit eine konstante Viskosität η_v (Formel (3-3)).

$$\eta_v = \frac{\sigma t}{\dot{\varepsilon}_v} \quad (3-3)$$

Die viskose Deformation ist irreversibel. Sämtliche, durch die aufgetragene Belastung zugeführte Energie wird dissipiert³⁴⁵. Dies geschieht durch die Wirkung von Reibungskräften zwischen den Molekülen, welche in Form von Reibungswärme an die Umgebung abgegeben werden³⁴⁶. Viskose Deformationsenergie wird also vollständig in Verformungsarbeit umgewandelt³⁴⁷. Nach dem Wegfallen der Belastung bleibt die Deformation somit konstant bestehen. Rheologisch kann das linear viskose Deformationsverhalten mit einem „Newton’schen Dämpfer“ beschrieben werden (Tabelle 3-1), dessen Materialgesetz bereits im 17. Jahrhundert durch Isaac Newton festgehalten wurde.

Einzig niedermolekulare Flüssigkeiten weisen linear viskoses beziehungsweise rein Newton’sches Verhalten auf. Beispiele dafür sind reines Wasser, Lösemittel oder Silikonöle³⁴⁸.

Wie schon bei der elastischen Deformation besteht auch bei der viskosen Deformation für eine Vielzahl der Werkstoffe, wie die Verbundmörtel von Verbunddübeln, eine Temperaturabhängigkeit. Für den Bereich der linearen

³³⁸ Findley et al (1976), S.2

³³⁹ Kraenkel et al. (2009), S.8

³⁴⁰ Mezger (2006), S.83

³⁴¹ Letsch (1983), S.13

³⁴² Mezger (2006), S.82

³⁴³ Entspricht der ersten Ableitung der Dehnung nach der Zeit

³⁴⁴ Mezger (2006), S.28

³⁴⁵ Kraenkel et al. (2009), S.9

³⁴⁶ Mezger (2006), S.29

³⁴⁷ Mezger (2006), S.29

³⁴⁸ Kraenkel et al. (2009), S.10

Viskoelastizität besteht dabei in einem linearen Zusammenhang zwischen der Temperatur und der resultierenden Deformationsgeschwindigkeit.

3.3.2.3 Linear viskoelastische Deformationsanteile viskoelastischer Flüssigkeiten

Viskoelastische Substanzen zeigen unter Lasteinwirkung gleichzeitig viskoses und elastisches Deformationsverhalten³⁴⁹. Dabei muss zwischen dem Verhalten viskoelastischer Flüssigkeiten (*l* - liquid) und Feststoffe (*s* - solid) unterschieden werden.

Bei den viskoelastischen Flüssigkeiten wirken der elastische und der viskose Deformationsanteil in einer Reihenschaltung. Das bedeutet, dass sich die Gesamtdeformation einer viskoelastischen Flüssigkeit $\varepsilon_{ve,l}(t)$ als Summe der elastischen $\varepsilon_{e,l}$ und der viskosen $\varepsilon_{v,l}(t)$ Teildeformationen der Flüssigkeit ergibt, Formel (3-4).

$$\varepsilon_{ve,l}(t) = \varepsilon_{e,l} + \varepsilon_{v,l}(t) \quad (3-4)$$

$$\varepsilon_{ve,l}(t) = \frac{\sigma}{E_e} + \frac{\sigma t}{\eta_v} \quad (3-5)$$

Wird eine viskoelastische Flüssigkeit belastet, tritt zunächst die instantane reversible elastische Deformation (siehe Abschnitt 3.3.2.1) auf. Bei anhaltender Belastungsdauer kommt es anschließend zusätzlich zur zeitvarianten irreversiblen viskosen Deformation (siehe Abschnitt 3.3.2.2), Formel (3-5). Unter der Voraussetzung einer dauerhaft konstanten Belastung weist der elastische Deformationsanteil dabei keine weitere Änderung auf. Wird die viskoelastische Flüssigkeit entlastet, kommt es zur instantanen vollständigen Rückdeformation des elastischen Deformationsanteils, während der in der Belastungsphase in Form von Verformungsarbeit dissipierte viskose Deformationsanteil bestehen bleibt. Rheologisch entspricht dieses Verhalten dem eines Maxwell-Elements, welches erstmals im 19. Jh. von James C. Maxwell beschrieben wurde, Tabelle 3-1). Dieses besteht aus einer Hooke'schen Feder und einem Newton'schen Dämpfer in Reihenschaltung. Das Deformationsverhalten des Maxwell-Elements während der Be- und Entlastung ist in Bild 3-2 anschaulich dargestellt. Dabei entspricht der Zustand 1 dem initialen Deformationszustand des Maxwell-Elements vor der Belastung. Zustand 2a beschreibt die instantane elastische Deformation der Feder während der Belastung und Zustand

2b die unter Lasthaltung zusätzlich auftretende zeitvariante viskose Deformation des Dämpfers. Zustand 3 entspricht dem Deformationszustand des Maxwell-Elements nach der Belastung. Hierbei weist die Feder erneut ihren initialen Deformationszustand auf (reversibles Verhalten) wohingegen der viskose Dämpfer deformiert bleibt (irreversibles Verhalten).

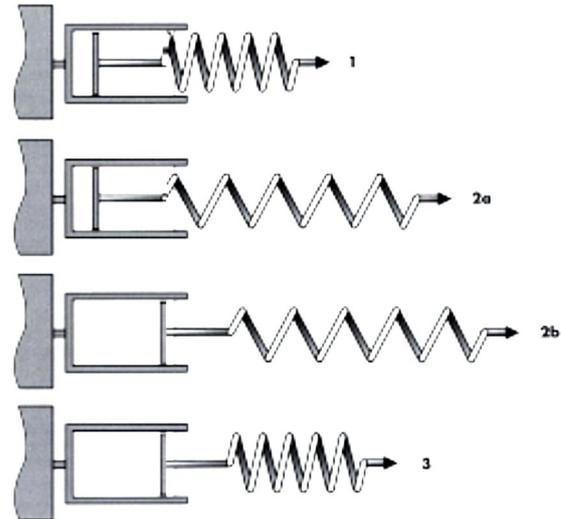


Bild 3-2: Deformation eines Maxwell-Elements zur Beschreibung des Deformationsverhaltens viskoelastischer Flüssigkeiten während der Be- und Entlastung, aus Mezger³⁵⁰

Für den Fall einer linear viskoelastischen Flüssigkeit müssen die in den beiden vorangegangenen Abschnitten beschriebenen Grundannahmen zum linearen Deformationsverhalten für den elastischen und den viskosen Deformationsanteil Gültigkeit besitzen.

3.3.2.4 Linear verzögert elastische Deformationsanteile viskoelastischer Festkörper

Die verzögert elastische Deformation eines viskoelastischen Festkörpers $\varepsilon_{ve,s}(t)$ (in der Literatur mitunter auch als viskoelastische oder relaxierende Deformation bezeichnet) gleicht grundsätzlich, wie schon das in Abschnitt 3.3.2.3 beschriebene Verhalten viskoelastischer Flüssigkeiten, einer Kombination aus elastischer und viskoser Deformation³⁵¹. Im Gegensatz zum in Abschnitt 3.3.2.3 vorgestellten Verhalten wirken dabei jedoch die elastischen und die viskosen Deformationsanteile parallel. Dies führt dazu, dass die verzögert elastische Deformation zwar zeitvariant, jedoch auch reversibel ist. Rheologisch betrachtet entspricht dies einer Parallelschaltung aus

³⁴⁹ Mezger (2006), S.84

³⁵⁰ Mezger (2006), S.85

³⁵¹ Ehrenstein (1999), S.20

einer Hooke'schen Feder sowie einem Newton'schen Dämpfer, welche mit einem starren Rahmen verbunden sind. Dieses Modell wird seit dem 19. Jh. als Kelvin-Element, auch Kelvin/Voigt-Element, nach W. Thomson (später Lord Kelvin³⁵²) und W. Voigt benannt, bezeichnet (Tabelle 3-1).

Wird ein Werkstoff, welcher verzögert elastisches Verhalten aufweist, mit einer konstanten Belastung beansprucht, kommt es mit fortschreitender Belastungsdauer zu einer Deformationszunahme. Dabei verringert sich die Deformationsrate bei konstanter Spannung im Gegensatz zur linear viskosen Deformation (Abschnitt 3.3.2.2) sowie der linear viskoelastischen Deformation von Flüssigkeiten (Abschnitt 3.3.2.3) jedoch mit der Zeit t . Die verzögert elastische Deformation nähert sich für $t \rightarrow \infty$ einem Endwert an. Die zeitliche Entwicklung der Deformation folgt dabei einer natürlichen Exponentialfunktion, Formel (3-6).

$$\varepsilon_{ve,s}(t) = \frac{\sigma}{E_{ve}} \left[1 - e^{-\left(\frac{E_{ve}}{\eta_{ve}} t\right)} \right] \quad (3-6)$$

Wird der Werkstoff entlastet, kommt es zu einer zeitvarianten Rückdeformation bis zum ursprünglichen Dehnungszustand vor der Belastung. Auch hierbei verläuft die Rückdeformation mit rückläufiger Dehnrage.

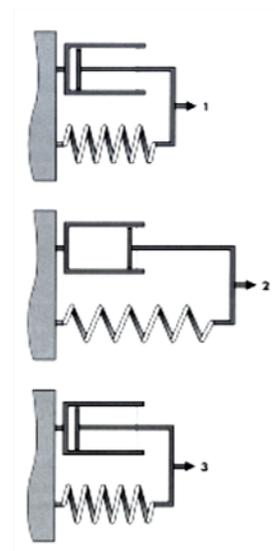


Bild 3-3 stellt das verzögert elastische Deformationsverhalten viskoelastischer Werkstoffe während der Be- und Entlastung mit Hilfe des Kelvin-Elements anschaulich dar. Hierbei ent-

spricht der Zustand 1 dem initialen Deformationszustand des Kelvin-Elements vor der Belastung. Zustand 2 beschreibt die zeitvariante elastische Deformation der Feder bei zeitgleicher viskoser Deformation des Dämpfers während der Belastung, also die zeitvarianten viskoelastische Deformation unter Lasteinwirkung. Zustand 3 entspricht dem finalen Deformationszustand des Kelvin-Elements nach der Belastung. Es wird deutlich, dass der finale Deformationszustand dem initialen Deformationszustand entspricht, die Deformation des Kelvin-Elements also vollständig reversibel ist.

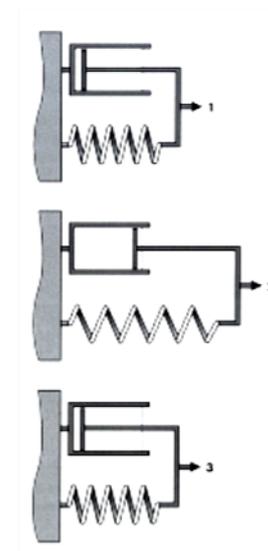


Bild 3-3: Deformation eines Kelvin-Elements zur Beschreibung des Deformationsverhaltens viskoelastischer Festkörper während Be- und Entlastung, aus Mezger³⁵³

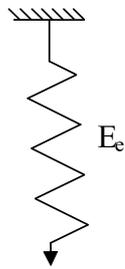
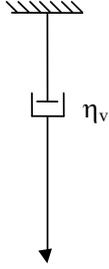
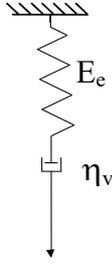
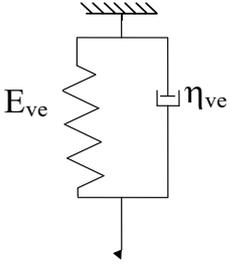
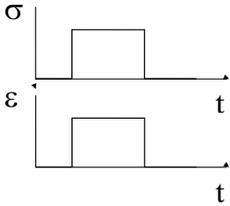
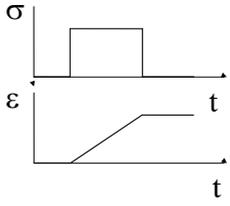
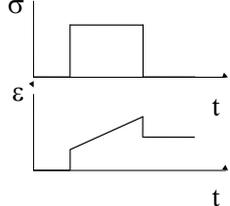
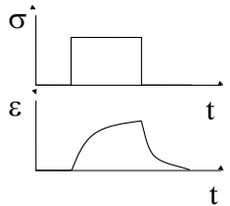
Für den Fall linear verzögert elastischen Verhaltens führt wiederum eine Verdopplung der aufgebrachten Spannung zu jedem Zeitpunkt zum doppelten Betrag der resultierenden Deformation, Formel (3-6). Im Gegensatz zur linear viskosen Deformation sowie der viskoelastischen Deformation von Flüssigkeiten besteht jedoch kein linearer, sondern ein potenzieller Zusammenhang zwischen der Versuchsdauer und der resultierenden Deformation.

Hinsichtlich des Temperatureinflusses auf den Betrag der linear verzögert elastische Deformation besteht, analog zu den bereits beschriebenen Deformationsanteilen, ein linearer Zusammenhang.

³⁵² Reiner (1968), S.148

³⁵³ Mezger (2006), S.90

Tabelle 3-1: Rheologische Grundelemente und deren charakteristisches Deformationsverhalten

Deformationsanteil	Linear elastisch	Linear viskos	Linear viskoelastisch	Linear verzögert elastisch
Rheologisches Grundelement	Hooke'sche Feder	Newton'scher Dämpfer	Maxwell Element	Kelvin Element
Modell				
Deformation schematisch				
Deformation mathematisch	$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E_{el}}$	$\varepsilon_v(t) = \frac{\sigma t}{\eta_v}$	$\varepsilon_{ve,l}(t) = \frac{\sigma}{E_{el}} + \frac{\sigma t}{\eta_v}$	$\varepsilon_{ve,s}(t) = \frac{\sigma}{E_{ve}} \left[1 - e^{-\left(\frac{E_{ve} t}{\eta_{ve}}\right)} \right]$

3.3.2.5 Burgers-Modell zur Beschreibung linearer Viskoelastizität

Die bisher vorgestellten 2-Parameter-Modelle (Maxwell-Element, Kelvin-Element) ermöglichen eine grobe Annäherung an das Verhalten viskoelastischer Flüssigkeiten oder Festkörper. Sie können zur Beschreibung des grundlegenden Deformationsverhaltens dieser dienen. Eine realitätsgetreue Abbildung des Deformationsverhaltens viskoelastischer Werkstoffe kann jedoch mit diesen simplen Modellen nicht erreicht werden³⁵⁴. So kann, mit dem Kelvin-Element bspw. keine spontan elastische Deformation bei Be- oder Entlastung abgebildet werden. Auch ist es nicht möglich, eine permanente Restdeformation nach Entlastung des Werkstoffs zu simulieren³⁵⁵. Das Maxwell-Element zeigt dagegen bspw. keine zeitabhängige (verzögert elastische) Rückdeformation nach Entlastung³⁵⁶. Nach Letsch³⁵⁷ können die beiden 2-Parameter Modelle daher entweder für die Abbildung von Spannungsrelaxation (Maxwell-Element) oder Kriechen unter kon-

stanter dauerhafter Belastung (Kelvin-Element), nicht aber für die Beschreibung beider Effekte herangezogen werden.

Die Verbindung der beiden 2-Parameter-Modelle bietet dagegen eine Möglichkeit, das Deformationsverhalten linear-viskoelastischer Festkörper ganzheitlich zu beschreiben. Die Reihenschaltung von Maxwell- und Kelvin-Element zu einem 4-Parameter-Modell wird auch als Burgers-Modell³⁵⁸ bezeichnet, Bild 3-4. Durch die Reihenschaltung können die Limitierungen jedes der beiden 2-Parameter-Modelle durch das jeweils andere weitestgehend eliminiert werden.

Das Burgers-Modell bietet dabei insbesondere den Vorteil, dass mit der elastischen ε_e , der viskosen ε_v und der verzögert elastischen Deformation ε_{ve} alle drei für viskoelastische Feststoffe charakteristischen Deformationsanteile an der Gesamtdeformation ε_{tot} (vgl. Abschnitt 3.3.2 sowie Bild 3-5) abgebildet werden können. Dies ermöglicht die Abbildung von so-

³⁵⁴ Findley et al. (1976), S.57

³⁵⁵ Findley et al. (1976), S.57

³⁵⁶ Findley et al. (1976), S.57

³⁵⁷ Letsch (1983), S.14

³⁵⁸ Bezeichnet nach J.M. Burgers, welcher dieses Modell erstmals 1935 im „First Report on Viscosity and Plasticity“, erarbeitet vom „committee for the study of viscosity of the academy of sciences at Amsterdam“, vorstellte.

wohl Kriech- als auch Relaxationsvorgängen sowie Rückverformungsvorgängen mit nur einem rheologischen Modell. Es wird daher in der Literatur häufig verwendet, um das Verhalten viskoelastischer Werkstoffe zu beschreiben und kann als klassisches Modell der Viskoelastizität bezeichnet werden. Als viskoelastische Werkstoffe, bei denen das Burgers-Modell vorrangig eingesetzt wird, sind dabei unter anderem Beton sowie auch die polymeren Werkstoffe zu nennen.

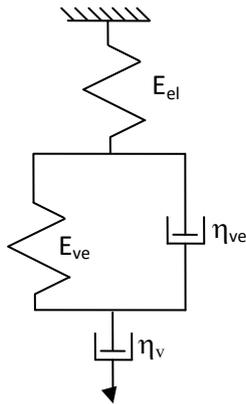


Bild 3-4: Burgers-Modell zur Beschreibung viskoelastischen Werkstoffverhaltens

Wird das Burgers-Modell belastet, ergibt sich dessen zeitabhängige Gesamtdeformation $\varepsilon_{tot}(t)$ aus der Summe der elastischen, der viskosen und der verzögert elastischen Teildeformation und somit als Summe der Deformationsanteile des Maxwell-Elements und des Kelvin-Elements. Aus den Formeln (3-5) und (3-6) ergibt sich somit Formel (3-7) für die Gesamtdeformation des Burgers-Modells.

$$\varepsilon_{tot}(t) = \varepsilon_e + \varepsilon_v(t) + \varepsilon_{ve}(t)$$

$$= \frac{\sigma}{E_e} + \frac{\sigma t}{\eta_v} + \frac{\sigma}{E_{ve}} \left[1 - e^{-\left(\frac{E_{ve}t}{\eta_{ve}}\right)} \right] \quad (3-7)$$

Zum Zeitpunkt der Belastung verformt sich dabei zunächst die einzelne Feder instantan elastisch (Bild 3-5, ε_e für $t = t_a$) und bleibt bei konstanter Belastung (Bild 3-5, $t_a \leq t \leq t_b$) in einem konstant ausgelenkten Zustand. Der einzelne viskose Dämpfer beginnt sich bei einer konstanten Belastung mit einer konstanten Deformationsgeschwindigkeit zu dehnen, Bild 3-5, ε_v für $t_a \leq t \leq t_b$. Das zwischengeschaltete Kelvin-Element deformiert sich während der konstanten Belastung ebenfalls, allerdings mit einer stetig sinkenden Deformationsrate (Bild 3-5, ε_{ve} für $t_a \leq t \leq t_b$) und nähert sich für $t \rightarrow \infty$ einem Endwert an. Die zeitliche Entwicklung der Deformation folgt dabei einer

natürlichen Exponentialfunktion, Formel (3-6) bzw. (3-7).

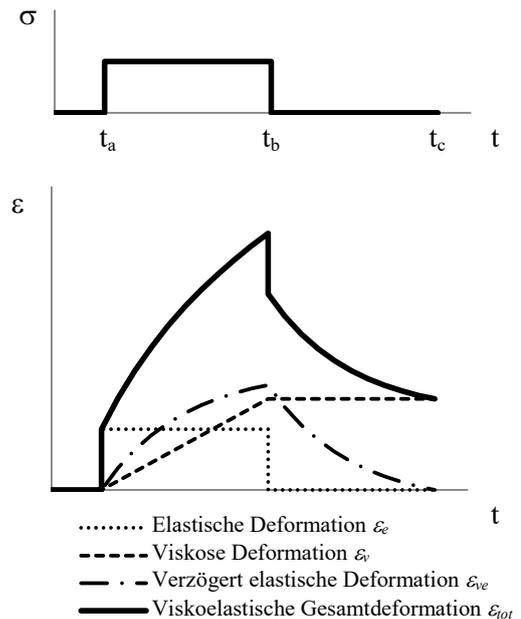


Bild 3-5: Charakteristische Deformationsanteile und resultierende Gesamtdeformation eines viskoelastischen Werkstoffs während der Be- und Entlastung, in Anlehnung an Kraenkel et al.³⁵⁹

Die Entlastung des Burgers-Modells führt wiederum zunächst zu einer instantanen vollständigen Rückdeformation der einzelnen Feder in ihren Ausgangszustand (Bild 3-5, ε_e für $t = t_b$). Die Auslenkung des einzelnen viskosen Dämpfers bleibt nach dem Wegfallen der Belastung irreversibel erhalten, Bild 3-5, ε_v für $t_b \leq t \leq t_c$. Das zwischengeschaltete Kelvin-Element geht zeitlich verzögert in seine Ausgangslage zurück, wie schon bei der Belastungsphase zunächst mit einer sehr hohen, im zeitlichen Verlauf jedoch monoton fallenden Geschwindigkeit Bild 3-5, ε_{ve} für $t_b \leq t \leq t_c$.

3.3.2.6 Generalisierte Modelle zur Beschreibung linearer Viskoelastizität

Eine weitere Möglichkeit zur Beschreibung zeitabhängiger Deformationsprozesse viskoelastischer Substanzen bietet sich, wenn eine Generalisierung der bereits beschriebenen 2-Parameter-Modelle vorgenommen wird. So kann eine Generalisierung des Maxwell-Elements zum *generalisierten* (in der Literatur oft auch: verallgemeinerten) *Maxwell-Modell* durch eine Parallelschalung von $n+1$ Maxwell-Elemente erfolgen, Bild 3-6. Jedes dieser Maxwell-Elemente besitzt dabei seine eigene

³⁵⁹ Kraenkel et al. (2012a), S.546

Federsteifigkeit $E_{e,i}$ sowie Dämpfungskonstante $\eta_{v,i}$ (mit $i = 1$ bis $n+1$).³⁶⁰ Zusätzlich zu den Maxwell-Elementen wird in der Regel noch eine einzelne elastische Feder mit der Steifigkeit $E_{e,\infty}$ parallel geschaltet. Diese charakterisiert das Materialverhalten zur unendlichen Zeit ($t \rightarrow \infty$)³⁶¹. Durch die einzelne Feder kann somit viskoelastisches Verhalten sowohl ohne (Bild 3-6, $E_{e,\infty} = 0$) als auch mit (Bild 3-6, $E_{e,\infty} > 0$) Annäherung an einen positiven Deformationsendwert zum Zeitpunkt $t \rightarrow \infty$ simuliert werden³⁶².

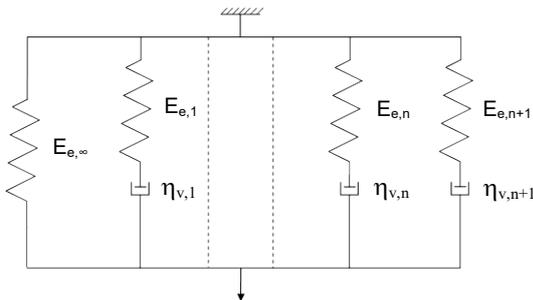


Bild 3-6: Generalisiertes Maxwell-Modell, in Anlehnung an Kraenkel et al.³⁶³

Das *generalisierte Kelvin-Modell* entsteht durch eine Reihenschaltung von n Kelvin/Voigt-Elementen, wobei auch hier jedes einzelne Feder- sowie Dämpferelement seine eigene Federsteifigkeit $E_{ve,i}$ bzw. Dämpfungskonstante $\eta_{ve,i}$ (mit $i = 1$ bis n) aufweist. Zusätzlich werden bei dem generalisierten Kelvin-Modell eine einzelne Feder mit der Steifigkeit E_e und ein einzelner Dämpfer mit der Dämpfungskonstante η_v zu den Kelvin/Voigt-Elementen in Reihe geschaltet Bild 3-7. Durch die einzelne Feder kann ein rein elastischer Deformationsanteil abgebildet werden, der einzelne Dämpfer dient der Abbildung eines rein viskosen Deformationsanteils. Weist der untersuchte Werkstoff keinen rein elastischen und/oder kein rein viskosen Deformationsanteil auf, kann dies mit Hilfe einer unendlich großen Federsteifigkeit ($E_e \rightarrow \infty$) und/oder Dämpfungskonstante ($\eta_v \rightarrow \infty$) abgebildet werden.

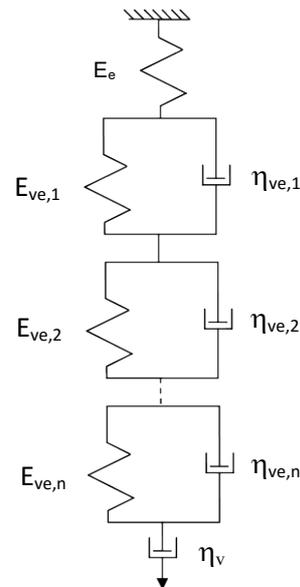


Bild 3-7: Generalisiertes Kelvin-Modell, in Anlehnung an Kraenkel et al.³⁶⁴

Durch die generalisierten Modelle kann eine präzise Deformationsbeschreibung für viskoelastische Substanzen ermöglicht werden. Dies wird deutlich, wenn man sich die deformationserzeugenden Prozesse genauer anschaut.

So besitzen bspw. polymere Werkstoffe, wie sie in Form von Mörteln in Verbunddübeln eingesetzt werden, einen makromolekularen Aufbau. Diese Makromoleküle weisen keine ideal-gleichmäßige Verteilung auf. Vielmehr existieren u. a. eine große Zahl möglicher Anordnungen der Kettenelemente³⁶⁵, unterschiedliche Abstände zwischen den Vernetzungspunkten einzelner Monomere und damit unterschiedlich stark ausgeprägte Bindungskräfte innerhalb eines Makromoleküls. Werden diese polymeren Werkstoffe belastet, kommt es in Abhängigkeit dieser intermolekularen Unterschiede zu variablen Deformationsreaktionen der einzelnen Makromolekülsegmente. Die generalisierten Modelle bieten die Möglichkeit dieses variable Deformationsverhalten abzubilden, indem für jede einzelne intermolekulare Deformation ein separates Maxwell- oder Kelvin-Element eingesetzt wird. Die Verbindung der einzelnen Elemente durch eine Parallel- oder Reihenschaltung ermöglicht anschließend die Betrachtung des Deformationsverhaltens des gesamten polymeren Werkstoffs unter Lasteinwirkung. Anzumerken ist dabei jedoch, dass die Modelleingangsparameter (E , η) der einzelnen Elemente i.d.R. durch eine Anpas-

³⁶⁰ Lenk (1971), S.145

³⁶¹ Kara (2005), S.23

³⁶² Ensslen (2005), S.20

³⁶³ Kraenkel et al. (2009), S.18

³⁶⁴ Kraenkel et al. (2009), S.19

³⁶⁵ Lenk (1971), S.145

sung (Parameteranpassung) des Deformationsverhaltens des Gesamtmodells an das Deformationsverhalten des gesamten polymeren Werkstoffs erfolgt. Sie eignen sich daher sehr gut zum Nachbilden des viskoelastischen Deformationsverhaltens, jedoch nur bedingt zu dessen Voraussage.

Darüber hinaus weisen die polymeren Werkstoffe ein komplexes zeit-, temperatur- und alterungsabhängiges Deformationsverhalten auf. Der Einsatz der generalisierten Modelle kann auch hier zu einer genauen Deformationsbeschreibung führen, da statt einer einzigen Relaxations- oder Retardationszeit (wie bei den 2-Parameter-Modellen) eine diesbezügliche Verteilungsfunktion (Spektrum) abgebildet werden kann, was dem realen Verhalten der polymeren Werkstoffe sehr nahe kommt. Mit steigender Anzahl der einzelnen Maxwell- oder Kelvin/Voigt-Elemente kann dabei eine zunehmende Genauigkeit erreicht werden, Bild 3-8. Folglich werden in der Praxis neben den Modellen mit einer endlichen Anzahl an Maxwell- oder Kelvin/Voigt-Elementen auch häufig kontinuierliche Maxwell- oder Kelvin-Modelle eingesetzt um das reale Relaxations- und Retardationsverhalten polymerer Werkstoffe abzubilden.

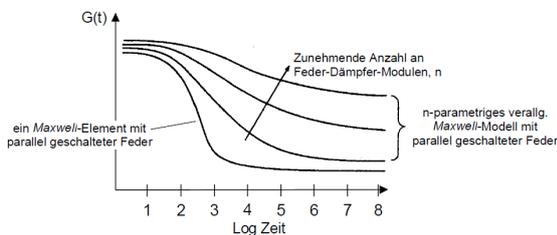


Bild 3-8: Einfluss der Anzahl der Maxwell-Elemente eines generalisierten Maxwell-Modells auf die Relaxationsfunktion $G(t)$, aus Ensslen³⁶⁶ mit Verweis auf Gibson³⁶⁷

Die Verteilungsfunktionen der Relaxations- bzw. Retardationszeiten können grundlegend aus experimentellen Daten gewonnen werden^{368,369}. Dabei ist jedoch zu beachten, dass insbesondere die Steifigkeit $E_{e,\infty}$ der einzelnen Feder im generalisierten Maxwell-Modell nur näherungsweise ermittelt werden kann, da diese das Materialverhalten nach unendlicher Zeit ($t \rightarrow \infty$) charakterisiert. Darüber hinaus ist zu beachten, dass eine Annäherung der mit den generalisierten Modellen ermittelten Verteilungsfunktionen der Relaxations- bzw. Retar-

dationszeiten an das aus Experimenten bekannte reale Werkstoffverhalten nur über eine Anpassung der Vielzahl der rheologischen Modellkonstanten (E und η) erfolgen kann (Parameteranpassung). Das bedeutet, dass bspw. zur Abbildung des Dauerstandverhaltens eines Werkstoffs zunächst auch Dauerstandversuche benötigt werden, mit deren Hilfe die Konstanten des rheologischen Modells ermittelt werden können. Die Abbildung und insbesondere die Prognose des Dauerstandverhaltens eines Werkstoffs ohne die Durchführung von Dauerstandversuchen an diesem sind somit kaum möglich.

Die vorliegende Arbeit besitzt den Anspruch, das viskoelastische Deformationsverhalten von Verbunddübeln umfassend mit der Hilfe eines rheologischen Modells zu charakterisieren. Es soll eine exakte Abbildung des realen Deformationsverhaltens der Verbunddübel sowie unter kurzzeitiger Beanspruchung (Zugversuche) als auch unter dauerhafter konstanter Beanspruchung (Kriechen) erreicht werden.

Ferner soll das rheologische Modell in der Lage sein, das Dauerstandverhalten der Verbunddübel bis in den Bereich des Versagens im Dauerstandversuch exakt zu prognostizieren, um so als Werkzeug für eine Lebensdauerbemessung von Verbunddübeln unter einer gegebenen Beanspruchung dienen zu können. Um dies zu erreichen ist es notwendig, dass die Parameter des rheologischen Modells, die für die Beschreibung des Dauerstandverhaltens bis zum Erreichen deren Lebensdauer eingesetzt werden nicht in Versuchen mit einer ebenso langen Versuchsdauer ermittelt werden müssen. Die Parameter des in dieser Arbeit entwickelten rheologischen Modells müssen demnach in Versuchen mit einer relativ kurzen zeitlichen Ausdehnung ermittelbar sein um eine baupraktischen Anwendung des Modells zur Lebensdauervorhersage zu ermöglichen. Dies ist durch den alleinigen Einsatz von generalisierten Maxwell- oder Kelvin-Modellen aus den o.g. Gründen nicht möglich.

Neben den bislang dargestellten Modellen zur Beschreibung linear viskoelastischen Werkstoffverhaltens existiert noch eine Vielzahl weiterer rheologischer Modellansätze um dieses Deformationsverhalten zu veranschaulichen. Allen gemein ist dabei die Reihen- und/oder Parallelschaltung der rheologischen

³⁶⁶ Ensslen (2005), S.22

³⁶⁷ Gibson (1994)

³⁶⁸ Lenk (1971), S.146

³⁶⁹ Letsch (1983), S.15

Grundelemente. Für eine Übersicht über einige weitere solcher rheologischen Modelle soll an dieser Stelle auf Reiner³⁷⁰ sowie Findley et al.³⁷¹ und Krawietz³⁷² verwiesen werden.

3.3.3 Bedingungen der linearen Viskoelastizität

Die bislang vorgestellten rheologischen Modelle bieten grundlegend die Möglichkeit, das Deformationsverhalten viskoelastischer Werkstoffe abzubilden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die in den Modellen eingesetzten rheologischen Grundelemente linearen Stoffgesetzen unterliegen. Dies setzt voraus, dass auch das zu beschreibende Deformationsverhalten linearer Natur ist. Voraussetzung für eine präzise Abbildung des viskoelastischen Werkstoffverhaltens unter einer einwirkenden Beanspruchung ist daher neben der Wahl eines geeigneten rheologischen Modells insbesondere die Gültigkeit der zwei *Grundannahmen der linearen Viskoelastizität*.

Diese Grundannahmen sind zum einen das *Verstärkungsprinzip* und zu anderen das *Superpositionsprinzip* (auch Überlagerungsprinzip oder Boltzmannsches Superpositionsprinzip).

Das *Verstärkungsprinzip* besagt, dass die Wirkung aus einem um einen konstanten Faktor c verstärkten Beanspruchungszustand gleich der um diesen Faktor c verstärkten Wirkung bei einem initialen Beanspruchungszustand ist. Die resultierende Wirkung ist demnach proportional zum aufgebrauchten Beanspruchungszustand und umgekehrt.

Formel (3-8) stellt das Verstärkungsprinzip am Beispiel der Dehnung ε (= Wirkung) dar, welche aus einer um den Faktor c verstärkten Spannung $\sigma(t)$ (= Beanspruchungszustand) resultiert. Diese Dehnung ist gleich der um diesen Faktor c verstärkten Dehnung ε bei Wirkung der nicht verstärkten (initialen) Spannung $\sigma(t)$. Die resultierende Dehnung ist in diesem Beispiel proportional zur aufgebrauchten Spannung und umgekehrt.

$$\varepsilon[c\sigma(t)] = c\varepsilon[\sigma(t)] \quad (3-8)$$

Bild 3-9 veranschaulicht diesen Zusammenhang schematisch an einem Kriechversuch unter dauerhaft konstanter Belastung. Es ist zu erkennen, dass sich die aus der aufgebrauchten

Spannung σ resultierende Dehnung ε zu jedem Zeitpunkt um den gleichen Faktor c (in diesem Beispiel mit $c = 1 - 3$) erhöht bzw. verstärkt, wenn die Spannung um eben diesen Faktor erhöht wird.

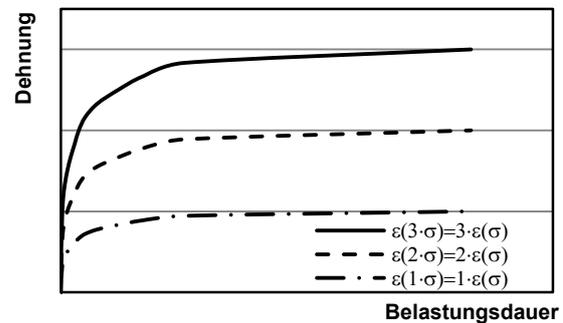


Bild 3-9: Das Verstärkungsprinzip am Beispiel eines Kriechversuchs unter dauerhaft konstanter Belastung mit einem Verstärkungsfaktor $c = 1 - 3$ (schematisch)

Das *Superpositionsprinzip* beschreibt den Einfluss der Belastungsvorgeschichte auf das aktuelle Werkstoffverhalten³⁷³. Es besagt, dass sich die zeitabhängigen Wirkungen (hier Dehnungen) aufeinanderfolgender Veränderungen des Beanspruchungszustandes (hier Spannungen $\sigma_1(t)$ und $\sigma_2(t-t_1)$) linear zur Gesamtwirkung (hier Gesamtdehnung) zusammensetzen³⁷⁴.

$$\begin{aligned} &\varepsilon[\sigma_1(t) + \sigma_2(t - t_1)] \\ &= \varepsilon[\sigma_1(t)] + \varepsilon[\sigma_2(t - t_1)] \end{aligned} \quad (3-9)$$

Eine schematische Darstellung des Superpositionsprinzips befindet sich in Bild 3-10. Dargestellt ist das Ergebnis eines Kriechversuchs, bei welchem zum Zeitpunkt ($t_0 = 0s$) eine erste dauerhaft konstante Spannung σ_1 aufgebracht wird. Diese führt zu einer Dehnung $\varepsilon(\sigma_1)$. Zu einem späteren Zeitpunkt (t_1) wird anschließend eine weitere Spannung σ_2 auf die Probe aufgebracht, welche in einer Dehnung $\varepsilon(\sigma_2)$ resultiert (Bild 3-10a). Die Gesamtdehnung $\varepsilon(\sigma_{1+2})$ der Probe kann anschließend ermittelt werden, indem die beiden Dehnungen ε_1 und ε_2 für jeden Zeitpunkt superponiert werden (Bild 3-10b).

³⁷⁰ Reiner (1968), Kapitel 7–10, S.117-172

³⁷¹ Findley et al. (1976), S.63

³⁷² Krawietz (1986), Kapitel 2, S.9-28

³⁷³ Grellmann et al.(2011), S.87

³⁷⁴ Grellmann et al. (2011), S.87f

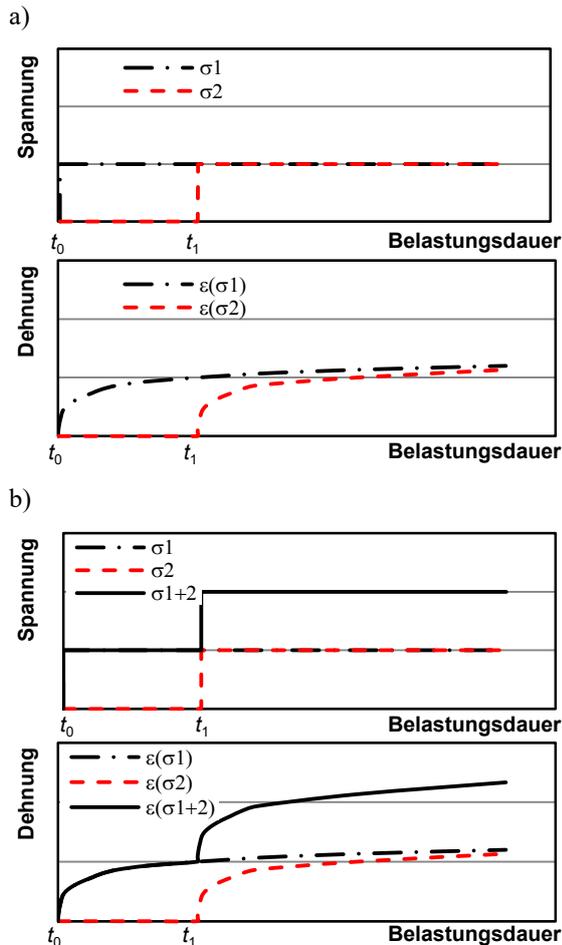


Bild 3-10: Das Superpositionsprinzip am Beispiel eines Kriechversuchs mit dauerhaft konstanter Belastung ab dem Zeitpunkt t_0 sowie einem Belastungssprung zum Zeitpunkt t_1 (schematisch)

Nur wenn das Verstärkungs- und das Superpositionsprinzip erfüllt sind, kann mithilfe der auf linearen Stoffgesetzen basierenden rheologischen Grundelemente bzw. auf ihnen basierenden Modellen das Gesamtdeformationsverhalten der viskoelastischen Werkstoffe mit ausreichender Genauigkeit dargestellt werden.

Für die Mehrzahl der viskoelastischen Werkstoffe kann jedoch lediglich für den Bereich kleiner Beanspruchungen und Verformungen von linearer Viskoelastizität ausgegangen werden.

So weisen bspw. Betone unter dauerhaft konstanter Druckbeanspruchung, je nach stofflicher Zusammensetzung, bis lediglich 25 - 40% ihrer Druckfestigkeit annähernd linear viskoelastisches Verhalten auf. Bei höheren dauerhaften Beanspruchungen führt eine fortschreitende Mikrorissbildung zu einer über-

proportionalen Zunahme der Kriechverformungen^{375,376,377,378,379}.

Auch Holz als weiterer Vertreter der viskoelastischen Werkstoffe weist nur bis zu einer Beanspruchungshöhe (hier: Zugbeanspruchung) von 40³⁸⁰ - 50%³⁸¹ lineares Deformationsverhalten auf.

Ebenso verhalten sich die polymeren Werkstoffe, wie sie als Verbundmörtel bei den Verbunddübeln Anwendung finden. Diese weisen, wenn überhaupt, dann nur für einen sehr kleinen Bereich ihrer technischen Einsatzgrenzen lineare Viskoelastizität auf. Bertilsson et al.³⁸² und Jansson³⁸³ definierten die Grenze zwischen dem linearem und dem nichtlinearem Verhalten für polymere Werkstoffe (PMMA bzw. PEMA) als jene Höhe der Belastung, bei der die Abweichung des Kriech- und Relaxationsmoduls vom linearen Wert mehr als 1% beträgt. In einem weitaus größeren Belastungsbereich, welcher sich über den Bereich der Gebrauchslasten sowie darüber hinaus erstreckt, besitzen die polymeren Werkstoffe nichtlinear viskoelastisches Deformationsverhalten. Das bedeutet, die sich einstellenden Verformungen bzw. Spannungen sind abhängig von der Höhe der aufgeprägten Beanspruchung und Beanspruchungsgeschichte^{384,385} sowie der Beanspruchungsgeschwindigkeit³⁸⁶. So führt bspw. eine Verdopplung der Spannung zu einer mehr als doppelt so hohen Kriechdeformation (siehe Bild 3-11)), bei der Verdopplung der Deformation ergibt sich im gleichen Zeitraum weniger als die zweifache Spannung (Bild 3-12)³⁸⁷. Das Verstärkungsprinzip ist also nicht gegeben. Auch erhöhte Temperaturen können im Bereich der nichtlinearen Viskoelastizität zu einer überproportionalen (also nichtlinearen) Beschleunigung der zeitvarianten Deformationen führen.

³⁷⁵ Wagner (1958)

³⁷⁶ Stöckl (1981)

³⁷⁷ Grasser et al. (1985)

³⁷⁸ Shen (1992)

³⁷⁹ Diener (1998)

³⁸⁰ Kingston et al. (1961)

³⁸¹ Bhatnagar (1964), S.298

³⁸² Bertilsson et al. (1975)

³⁸³ Jansson (1974)

³⁸⁴ Schmachtenberg (1985), entnommen aus Hülder (2008), S.9

³⁸⁵ Wanders (1999), entnommen aus Hülder (2008), S.9

³⁸⁶ Hülder (2008), S.9

³⁸⁷ Michaeli (2006), S.46

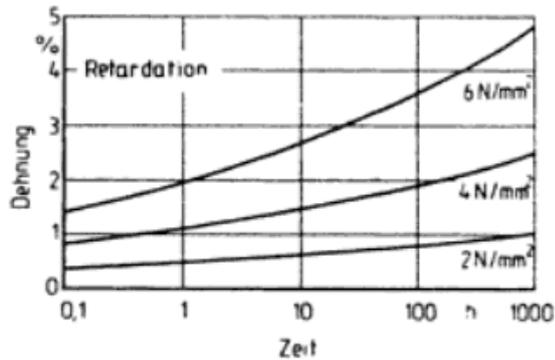


Bild 3-11: Nichtlinear viskoelastisches Werkstoffverhalten am Beispiel des Kriechens von PE-HD bei dauerhaft konstanter Belastung auf unterschiedlichen Belastungsniveaus aus Michaeli³⁸⁸

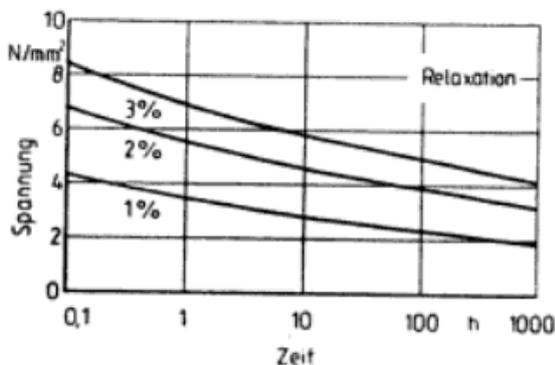


Bild 3-12: Nichtlinear viskoelastisches Werkstoffverhalten am Beispiel der Relaxation von PE-HD bei dauerhaft konstanter Dehnung auf unterschiedlichen Dehnungsniveaus aus Michaeli³⁸⁹

3.3.4 Nichtlineare Viskoelastizität

Wie in den voranstehenden Abschnitten beschrieben wurde, kann das linear viskoelastische Werkstoffverhalten mit der Hilfe rheologischer Modelle mit ausreichender Genauigkeit beschrieben werden. In realen technischen Anwendungen werden die Grenzen der linearen Viskoelastizität jedoch oftmals überschritten. Die Grundelemente der rheologischen Modelle sind in diesem nichtlinear viskoelastischen Bereich nicht mehr unabhängig von der Beanspruchung³⁹⁰.

Um das nichtlinear viskoelastische Werkstoffverhalten rheologisch beschreiben zu können, muss also der nichtlineare Einfluss der Beanspruchung berücksichtigt werden. Das bedeutet, dass die linearen Materialgesetze der rheologischen Grundelemente um diesen nichtlinearen Einfluss erweitert werden müssen. Dabei können die bereits vorgestellten rheologischen

Grundelemente sowie die daraus aufgebauten Modelle weiterhin verwendet werden.

Beispielsweise bietet sich zur Beschreibung nichtlinear elastischen Werkstoffverhaltens weiterhin eine Feder als rheologisches Grundelement an. Jedoch muss diese im Gegensatz zum (linearen) Hooke'schen Gesetz (Formel (3-1)) eine beanspruchungs- oder deformationsabhängig veränderliche Federsteifigkeit $E(\sigma, \varepsilon)$ aufweisen³⁹¹. Bei dem viskosen Werkstoffverhalten kommt neben dem Einfluss der Beanspruchungshöhe zusätzlich auch der Einfluss der Belastungsdauer hinzu. Dieser kann ebenfalls nichtlinearer Natur sein und muss dementsprechend berücksichtigt werden. So kann es sein, dass das zur Beschreibung linear viskosen Deformationsverhaltens eingesetzte Newton'sche Dämpfergesetz (Formel (3-2)) statt einer konstanten Viskosität η im nichtlinear viskosen Bereich eine beanspruchungs- und/oder deformations- sowie zeitvariante Viskosität $\eta(\sigma, \varepsilon, t)$ aufweist.

3.3.5 Plastizität

Zur exakten Beschreibung des Deformationsverhaltens realer Werkstoffe genügt es oftmals nicht, sich auf den Bereich der Viskoelastizität zu beschränken. Vielmehr treten neben den elastischen, viskosen und verzögert elastischen Deformationsanteilen auch plastische Deformationen ε_p auf. Insbesondere im Bereich hoher Belastungszustände, kurz vor dem Erreichen der Materialfestigkeit stellen diese plastischen Deformationen einen signifikanten Anteil an der Gesamtdeformation dar. Dort geht die plastische Deformation i.d.R. mit Veränderung der Materialstruktur einher, welche wiederum dem makroskopischen Versagen (Bruch) des Materials vorausgeht.

Häufig ist eine Trennung zwischen den elastischen, viskosen und verzögert elastischen Deformationsanteilen einerseits sowie den plastischen Anteilen andererseits nur schwer möglich. Dies führt dazu, dass die plastischen Deformationsanteile häufig vereinfachend als nichtlinearer Einfluss, z.B. der Beanspruchung, auf das viskoelastische Werkstoffverhalten berücksichtigt werden. Für die rheologische Beschreibung des Werkstoffverhaltens realer

³⁸⁸ Michaeli (2006), S.46

³⁸⁹ Michaeli (2006), S.45f

³⁹⁰ Kara (2005), S.25

³⁹¹ Eine Möglichkeit zur Ermittlung einer solchen nichtlinear beanspruchungsabhängigen Federsteifigkeit ist in Abschnitt 6.2.2, S.84ff ausführlich am Beispiel der Berechnung einer verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit als Eingangsparmeter für die rheologische Beschreibung des nichtlinear viskoelastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel dargestellt.

Werkstoffe kann es jedoch erforderlich sein, die plastischen Deformationsanteile explizit als eigenständige Deformation zu berücksichtigen. Dies ist insbesondere der Fall, wenn das Materialverhalten einer Probe unter wechselnder Beanspruchung (abwechselnde Be- und Entlastung) beschrieben werden soll. Auch in Fällen, in denen die Materialschädigung quantifiziert werden soll, ist es unerlässlich, die plastischen Deformationsanteile an der Gesamtdeformation gesondert zu berücksichtigen.

Die plastische Deformation stellt eine instantane Deformation dar, welche beim Wegfall der Belastung irreversibel vorhanden bleibt. Dabei ist zu beachten, dass zum Auftreten einer plastischen Deformation zunächst eine Grenzspannung, die sog. erforderliche Fließspannung σ_f überwunden werden muss³⁹². Liegt der aktuelle Beanspruchungszustand σ eines Werkstoffes unterhalb der Fließspannung σ_f , kommt es zu keiner plastischen Deformation ε_p , der Werkstoff verhält sich wie ein ideal starrer Festkörper. Erst beim Erreichen der Fließspannung treten die plastischen Deformationen auf, Formel (3-10).

$$\varepsilon_p = \begin{cases} 0 & \text{für } \sigma < \sigma_f \\ \varepsilon_p & \text{für } \sigma \geq \sigma_f \end{cases} \quad (3-10)$$

Als rheologisches Modell zur Veranschaulichung des plastischen Deformationsverhaltens kann das Reibelement nach St. Venant verwendet werden, Bild 3-13.



Bild 3-13: St. Venantsches Reibelement

In der vorliegenden Arbeit stellt die Erfassung der plastischen Deformationsanteile ε_p die Grundlage zur Ermittlung der Materialdegradation der Verbunddübel bzw. der Verbundmörtel unter Lasteinwirkung dar. Zur Quantifizierung des Maßes der Materialdegradation wird dabei ein Degradationsindikator berechnet. Der Degradationsindikator steigt mit zunehmender plastischer Deformation der Verbunddübel. Der Degradationsindikator liefert anschließend Aussagen darüber, wie sich die Steifigkeit der Verbunddübel aufgrund von lastinduzierter Strukturveränderung reduziert. Dem liegt die Annahme zu Grunde, dass eine Strukturveränderung (Materialdegradation) stets mit einer Steifigkeitsreduktion einhergeht.

³⁹² Rust (2011), S.109

3.4 Deformationsanteile im Verbunddübel

Das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter Lastwirkung setzt sich aus den Teildeformationen der Elemente, die an der Lastweiterleitung beteiligt sind, also der Ankerstange aus Stahl, des polymeren Verbundmörtels sowie des Betons, in welchen die Lasten abgetragen werden, zusammen, vgl. Bild 3-14.

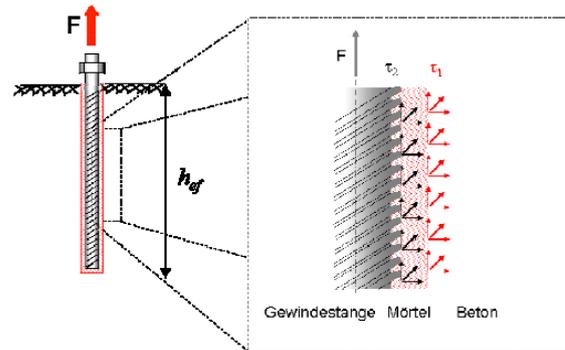


Bild 3-14: Prinzip der Lastweiterleitung eines zugbelasteten Verbunddübels von der Ankerstange in den umgebenden Beton, nach Appl (2003)³⁹³, entnommen aus Appl (2009)³⁹⁴

Die Ankerstange aus Stahl weist ein linear elastisches Werkstoffverhalten auf, wie es in Abschnitt 3.3.2.1 beschrieben wurde³⁹⁵. Der Beton besitzt viskoelastisches Werkstoffverhalten. Dieses ist bis etwa 40% seiner Festigkeit annähernd linear ausgeprägt und lässt sich grundlegend mit dem in Abschnitt 3.3.2.5 erläuterten Burgers-Modell beschreiben. Bei Belastungen oberhalb von 40% seiner Festigkeit weist Beton zunehmend nichtlinear viskoelastisches Werkstoffverhalten auf. Die Analyse des Deformationsverhaltens von Beton unter Lasteinwirkung war bereits Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten³⁹⁶, auf die an dieser Stelle verwiesen werden soll. Für die vorliegende Arbeit spielt das Deformationsverhalten des Betons keine Rolle, da alle durchgeführten Experimente mit enger Abstüt-

³⁹³ Appl (2003)

³⁹⁴ Appl (2009), S. 24

³⁹⁵ Anmerkung: Für sehr große Verankerungslängen der Verbunddübel können bei der Ankerstange auch signifikante plastische Deformationen auftreten. Diese Verbunddübel versagen anschließend i.d.R. durch einen Stahlbruch. Dieser sehr selten auftretende Fall ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit, weshalb auf die plastische Deformation der Ankerstange nicht weiter eingegangen wird.

³⁹⁶ Vgl. z.B. Hummel et al. (1962), Rüsche et al. (1968), Pfefferle (1971), Wittmann et al. (1971), Wesche (1973), Zaytsev et al. (1974), Stöckl et al. (1976), Alda (1978), Trost et al. (1978), Probst et al. (1978), Wesche et al. (1978), Grasser et al. (1985), Lanig et al. (1991), Ackermann et al. (1992), Shen (1992), Bierwirth et al. (1994), Nechvatal et al. (1994), Diener (1998), Kordina et al. (2000), Bockhold (2005)

zung erfolgen. Durch die enge Abstützung wird die Deformation des den Verbunddübel umgebenden Betons behindert. Dies ermöglicht die Analyse des Deformationsverhaltens des „reinen“ Verbunddübels, also der kumulierten Deformationsanteile der Ankerstange sowie des polymeren Verbundmörtels.

Das Deformationsverhalten der polymeren Verbundmörtel ist ebenfalls viskoelastischer Natur. Es stellt die wesentliche Deformationsgröße des gesamten Verbunddübels dar. Der Grund dafür ist deren geringe Steifigkeit, verglichen zum Stahl der Ankerstange, aber auch zum, den Verbunddübel umgebenden, Beton. So besitzen die in dieser Arbeit als Verbundmörtel eingesetzten Duomere einen Elastizitätsmodul von $< 10.000 \text{ MPa}$ (im Vergleich: Stahl $\approx 210.000 \text{ MPa}$, Beton C20/25 $\approx 30.000 \text{ MPa}$)³⁹⁷.

3.5 Deformationserzeugende Prozesse im Verbundmörtel

Im Folgenden soll näher auf die molekularen deformationserzeugenden Prozesse im Verbundmörtel unter Lasteinwirkung eingegangen werden. Dies ermöglicht es anschließend, das im Versuchsteil dieser Arbeit beobachtete viskoelastische Deformationsverhalten der Verbunddübel auf diese ursächlichen Prozesse zurückzuführen. In der Folge kann auch das in dieser Arbeit entwickelte rheologische Modell zur phänomenologischen Beschreibung des Deformationsverhaltens der Verbunddübel auf die molekularen deformationserzeugenden Prozesse im Verbundmörtel zurückgeführt werden.

Das viskoelastische Werkstoffverhalten der Verbundmörtel setzt sich aus (I) der elastischen ε_e , (II) der viskosen ε_v und (III) der verzögert elastischen ε_{ve} Deformation zusammen. Hinzu kommen (IV) plastische Deformationsanteile ε_p , welche i.d.R. an eine Strukturveränderung (Schädigung) des duromeren Werkstoffs geknüpft sind. Die Höhe der einzelnen Anteile an der Gesamtdeformation sind sowohl vom strukturellen Aufbau des duromeren Verbundmörtels (u. a. Beweglichkeit der Makromoleküle, Art, Anzahl und Stärke der physikalischen und chemischen Bindungen, Behinde-

rung der Drehbarkeit der Hauptkette)^{398,399} als auch von der aufgebrachtten Belastung (Art, Höhe, Geschwindigkeit und Dauer) sowie den Umgebungsbedingungen (u. A. Feuchtigkeit, Anwesenheit von Chemikalien, vorherrschende Temperatur) abhängig^{400,401}.

Bei den duromeren Verbundmörteln muss zwischen dem linear viskoelastischen und dem nichtlinear viskoelastischen Verhalten unterschieden werden. Einen groben Anhaltspunkt für die Grenze des linear viskoelastischen Bereichs duromerer Werkstoffe liefert Ehrenstein. Er beschreibt, dass bei „harten“ polymeren Werkstoffen, zu denen die duromeren Verbundmörtel zählen, lineares Deformationsverhalten lediglich bei sehr geringen Belastungen auftritt⁴⁰². Die Grenze zwischen dem Bereich linearen und dem Bereich nichtlinearen viskoelastischen Deformationsverhaltens beschreibt er bei etwa 10% der Festigkeit des Werkstoffs⁴⁰³.

(I) die elastische Deformation ε_e

Für duromere Werkstoffe stellt die elastische Deformation die maßgebliche Deformationsgröße dar⁴⁰⁴, weshalb ihr Deformationsverhalten bei Raumtemperatur oft auch als hartelastisch oder spröde elastisch bezeichnet wird⁴⁰⁵.

Auf molekularer Ebene betrachtet, verursacht eine deformationserzeugende Last auf einen duromeren Werkstoff eine Abstandsänderung der kovalenten Bindungen zwischen den Atomen der Molekülachsen^{406,407} sowie eine Verzerrung der Valenzwinkel der chemischen Bindungen⁴⁰⁸. Die deformationserzeugende Last wirkt sich somit lediglich auf interatomare Schwingungen aus⁴⁰⁹. Dies führt dazu, dass die durch die Belastung zugeführte Energie elastisch gespeichert und nach Wegfall der Belastung vollständig an die Umgebung durch spontane Rückdeformation zurückgegeben werden kann. Die elastische Deformation führt also zu einer Änderung der inneren Energie (auch Enthalpie) der Makromoleküle bei konstanter

³⁹⁸ Michel (1969), S.41

³⁹⁹ Ehrenstein (1999), S.158

⁴⁰⁰ Ehrenstein (1999), S.21

⁴⁰¹ Ehrenstein (1999), S.158

⁴⁰² Ehrenstein (1999), S.19

⁴⁰³ Ehrenstein (1999), S.21

⁴⁰⁴ Ehrenstein (1999), S.21 & S.139

⁴⁰⁵ Siehe z.B. Ehrenstein (1999), Michel (1969), Oberbach (1998), Hellerich et al. (1992)

⁴⁰⁶ Ehrenstein (1999), S.19, S.139 & S.160

⁴⁰⁷ Hellerich et al. (1992), S.23

⁴⁰⁸ Ehrenstein (1999), S.19, S.139 & S.160

⁴⁰⁹ Michel (1969), S.42

³⁹⁷ Dabei ist anzumerken, dass die als Verbundmörtel eingesetzten Duomere, verglichen mit Thermoplasten und Elastomeren bereits den Typ der polymeren Werkstoffe darstellen, der aufgrund seiner Molekularstruktur die höchste Steifigkeit aufweist.

Entropie, d.h. es wird keine Energie in (Reibungs-) Wärme umgewandelt und an die Umgebung abgegeben⁴¹⁰. Dieses Verhalten wird energieelastisches (auch enthalpieelastisches) Verhalten genannt⁴¹¹.

(II) die viskose Deformation ε_v

Die viskose Deformation entspricht der Deformation der Kettensegmente zwischen den Vernetzungspunkten im Makromolekül⁴¹². Diese kann durch eine Umlagerung von Molekülabschnitten sowie einem Abgleiten dieser voneinander in eine neue, der Lasteinwirkung entsprechende Gleichgewichtslage erfolgen⁴¹³. Das Abgleiten ganzer Ketten voneinander ist dabei aufgrund der Vernetzungspunkte der Makromolekülketten untereinander nicht möglich⁴¹⁴. Die Zeitdauer bis zum Erreichen dieser neuen Gleichgewichtslage reicht nach Ehrenstein von wenigen Stunden bis zu einigen hundert Stunden^{415, 416}. Die zeitliche Entwicklung sowie die Höhe der viskosen Deformationen unter Lasteinwirkung werden maßgeblich durch die makromolekulare Struktur des duromeren Werkstoffs bestimmt. So sinkt der Anteil der viskosen Deformation an der Gesamtdeformation mit zunehmendem Vernetzungsgrad des Duromers⁴¹⁷. Bei der viskosen Deformation wird die zugeführte Energie durch Reibung in Form von Wärme irreversibel verbraucht. Es handelt es sich daher um eine entropieelastische Deformation.

(III) die verzögert elastische Deformation ε_{ve}

Grundsätzlich gleicht der verzögert elastische Deformationsanteil an der Gesamtdeformation der duromeren Werkstoffe einer Kombination aus der bereits beschriebenen elastischen und der viskosen Deformation⁴¹⁸. Dies liegt in den molekularen Vorgängen begründet, die zur verzögert elastischen Deformation führen. So wird eine Streckung der Makromolekülketten⁴¹⁹ sowie eine Orientierung derer hinsicht-

lich einer der einwirkenden Last entsprechenden Gleichgewichtslage⁴²⁰ als Deformationsursache beschrieben. Im Gegensatz zur viskosen Verformung wird diese Gleichgewichtslage jedoch nach endlicher Zeit nicht erreicht⁴²¹.

In Bild 3-15 ist der elastische, der viskose sowie der verzögert elastische Deformationsanteil an der Gesamtdeformation duromerer Werkstoffe unter Lasteinwirkung schematisch dargestellt.

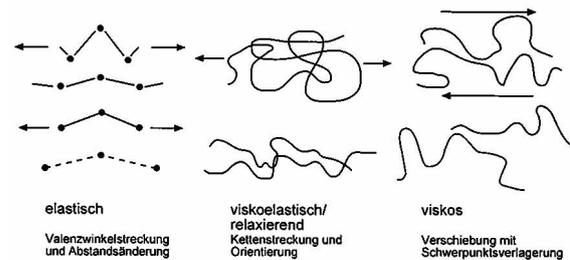


Bild 3-15: Schematische Darstellung des elastischen, verzögert elastischen und viskosen Deformationsanteils der Duromere, nach Ehrenstein (1999)⁴²².

(IV) die plastische Deformation ε_p

Wie eingangs beschrieben ist die plastische Deformation i.d.R. mit einer Strukturveränderung (Schädigung) des duromeren Werkstoffs verbunden. Die plastische Deformation ist instantan auftretend und irreversibel. Auf molekularer Ebene ist sie eng mit der elastischen Deformation verknüpft. So kommt es bei Einwirkung einer deformationserzeugenden Last neben der elastischen Abstandsänderung der kovalenten Bindungen und der Verzerrung der Valenzwinkel auch zu bleibenden Strukturveränderungen durch ein „Überdehnen“ der Bindungen, die dann bei weiterer Belastung reißen⁴²³. Mit zunehmender Belastungshöhe steigt dabei das Maß der Strukturveränderung überproportional an.

Für den Fall der duromeren Verbundmörtel, welche neben dem duromeren Bindemittel einen hohen Gehalt an Füllstoffen aufweisen, kann es bei Einwirkung einer deformationserzeugenden Last zudem zur Bildung von Mikrorissen mit anschließender Mikrorissausbreitung zwischen dem Füllstoff und dem polymeren Bindemittel kommen⁴²⁴. Dies führt mit zunehmender Belastung zu einem weiteren Zuwachs der plastischen Deformation.

⁴¹⁰ Menges (1990), S.80

⁴¹¹ Siehe z.B. Stoeckerhert (1975), S.136: energieelastisches (oder: enthalpieelastisches) Verhalten = elastische Verformung nur unter Änderung der inneren Energie bei konstanter Entropie

⁴¹² Hellerich et al. (1992), S.23

⁴¹³ Ehrenstein (1999), S.19 & S.158

⁴¹⁴ Hellerich et al. (1992), S.23

⁴¹⁵ Ehrenstein (1999), S.161

⁴¹⁶ Anmerkung: Nach Ehrenstein bedeutet dies, dass die viskose Deformation nach spätestens einigen hundert Stunden abgeschlossen ist. Diverse in der Fachliteratur dargestellte Untersuchungen zum Langzeitkriechen von Polymeren unterschiedlicher Art zeigen jedoch, dass auch nach noch deutlich größeren Zeitdauern viskose Deformationen der Polymere auftreten können.

⁴¹⁷ Ehrenstein (1999), S.163

⁴¹⁸ Ehrenstein (1999), S.20

⁴¹⁹ Ehrenstein (1999), S.20

⁴²⁰ Ehrenstein (1999), S.20

⁴²¹ Ehrenstein (1999), S.20

⁴²² Ehrenstein (1999), S.160, Bild 6.3

⁴²³ Walter (2003), S.7

⁴²⁴ Walter (2003), S.10

3.6 Methoden zur Beschreibung von Kriechversagen

Kriechversagen zeichnet sich durch einen zunehmend überproportionalen Anstieg der zeitlichen Kriechdeformationen ab. Der Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechen, vgl. Bild 3-1, S. 44, wird daher i.d.R. als der Zeitpunkt des Kriechversagens charakterisiert⁴²⁵.

Nach Cook et al.⁴²⁶ kann die Bestimmung des Zeitpunkts des Kriechversagens auf verschiedene Weisen erfolgen. Sie stellen dafür drei Methoden vor, welche im Folgenden kurz beschrieben werden:

3.6.1 Secondary creep curve offset method

Bei dieser Methode wird zunächst eine lineare Trendlinie (Bild 3-16, trendline) über den Bereich des sekundären Kriechverlaufs gebildet. In Abhängigkeit der Standardabweichung der Trendlinie von den im Kriechversuch gemessenen Datenpunkten wird anschließend eine parallele Linie oberhalb der linearen Trendlinie

aufgetragen (Bild 3-16, offset line). Der Punkt, an dem die offset line die Kriechkurve schneidet, wird anschließend als Beginn des tertiären Kriechens (Bild 3-16, tertiary creep) definiert. Cook et al. bezeichnen diese Methode als nicht praktikabel, da sie nicht ausreichend reproduzierbar ist⁴²⁷. Auch ist die Festlegung der Standardabweichung zur Ermittlung der offset line nicht vom Verbunddübel selbst, sondern eher von der Genauigkeit der vorhandenen Messtechnik (Messung der Verbunddübelverschiebung) abhängig, sodass die Bestimmung des Beginns des tertiären Kriechens keine reine Materialkenngröße darstellt, wie es gewünscht wäre.

3.6.2 High-order polynomial regression analysis method

Hierbei wird zunächst der sekundäre und tertiäre Bereich der Kriechkurve mit einer Polynomfunktion hoher Ordnung angenähert. Anschließend wird der Wendepunkt der Polynom-

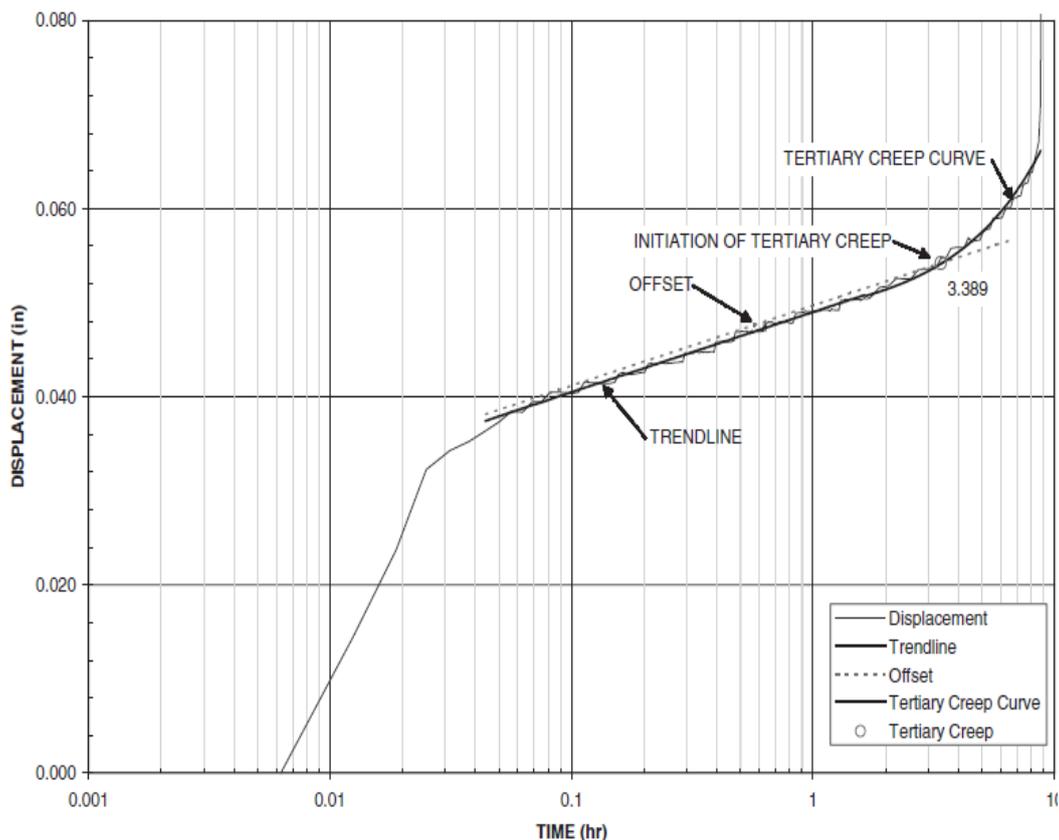


Bild 3-16: Bestimmung des Beginns des tertiären Kriechens mit der Secondary creep curve offset method, aus Cook et al.⁴²⁸

⁴²⁵ Siehe dazu z.B. ASTM D2990-1 (2001), S.5; Cook et al. (2009), S.56; El Menoufy (2010), S.18; Kraenkel et al. (2012a), S.551; Davis (2012), S.208

⁴²⁶ Cook et al. (2009), S.56f.

⁴²⁷ Cook et al. (2009), S.57

⁴²⁸ Cook et al. (2009), S.56

funktion mit der größten Versuchsdauer⁴²⁹ bestimmt, welcher den Beginn des tertiären Kriechens darstellt. Nach Cook et al. ist auch diese Methode nur bedingt geeignet, da eine Polynomfunktion hoher Ordnung nicht immer eine gute Annäherung an den tatsächlichen Kriechverlauf darstellen kann⁴³⁰.

3.6.3 Change in slope method

Bei dieser Methode wird zunächst der Anstieg der Verbunddübelverschiebung, also die Verschiebungsrate im Kriechversuch zwischen dem aktuell betrachteten Messpunkt und dem davorliegenden Messpunkt in Abhängigkeit der Versuchsdauer zwischen den beiden Messpunkten berechnet (Bild 3-17, slope). Auf dessen Basis wird anschließend die Änderung der Verschiebungsrate⁴³¹ zwischen dem aktuell betrachteten und dem darauffolgenden Messpunkt ermittelt (Bild 3-17, change in slope). Der Beginn des tertiären Kriechens (Bild 3-17, tertiary creep) wird bei dieser Methode als der Zeitpunkt festgelegt, an dem die Änderung der Verschiebungsrate zwischen dem aktuellen und dem darauffolgenden Messpunkt größer ist

als die Verschiebungsrate zwischen dem aktuellen und dem davorliegenden Messpunkt und dies auch bis zum Versagen des Verbunddübels bleibt⁴³². Der Zeitpunkt des Versagens des Verbunddübels wird bei dieser Methode angezeigt, wenn die Verschiebungsrate im Diagramm annähernd vertikal verläuft, die Verschiebungsrate also gegen $+\infty$ strebt.

Nach Cook et al.⁴³³ weist die „Change in slope method“ im Vergleich zu den anderen beschriebenen Methoden die höchste Zuverlässigkeit auf.

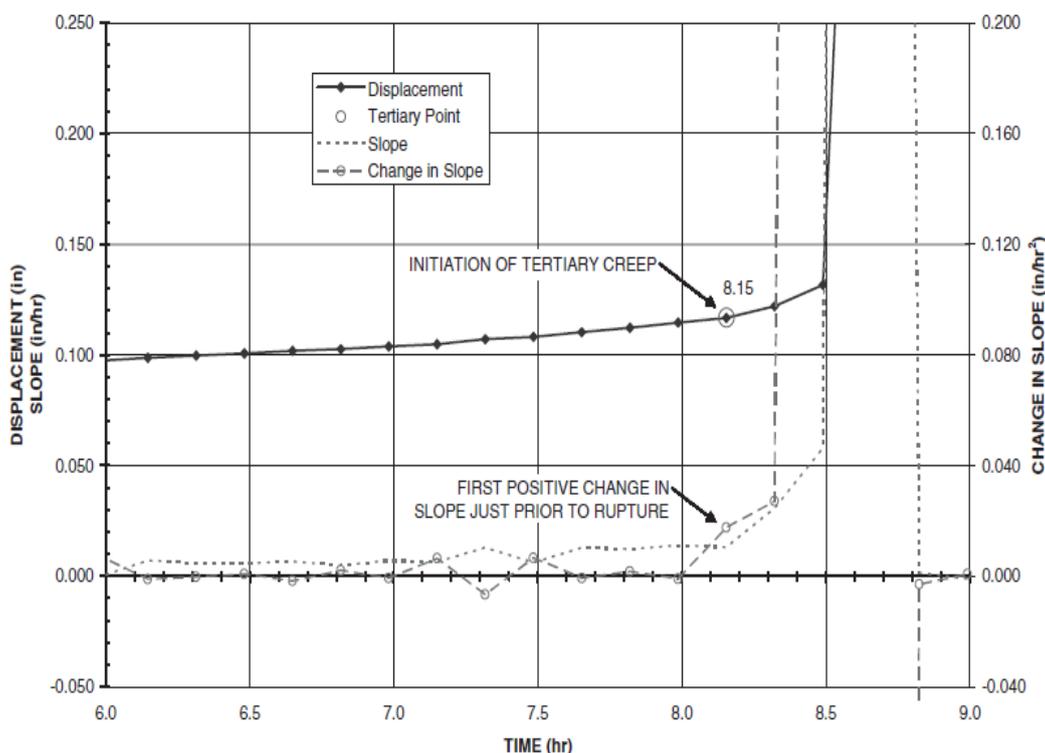


Bild 3-17: Bestimmung des Beginns des tertiären Kriechens mit der Change in slope method, aus Cook et al.⁴³⁴

⁴²⁹ Der Wendepunkt der Polynomfunktion stellt den Punkt dar, an dem die zweite Ableitung der Polynomfunktion nach der Zeit null ist.

⁴³⁰ Cook et al. (2009), S.57

⁴³¹ Die Verschiebungsrate entspricht also der ersten, die Änderung der Verschiebungsrate der zweiten Ableitung der gemessenen, durch Kriechen induzierten Verschiebung nach der Zeit

⁴³² Cook et al. (2009), S.57

⁴³³ Cook et al. (2009), S.57

3.7 Extrapolationsmethode zur Prognose des Zeitpunkts des Kriechversagens

Für den baupraktischen Einsatz der Verbunddübel ist es notwendig, Kenntnis über deren Zeitstandfestigkeit zu besitzen. Als Zeitstandfestigkeit wird in diesem Zusammenhang die Festigkeit angenommen, die die Verbunddübel für eine gewisse Zeitdauer, in diesem Fall die geplante Lebensdauer, sicher aufweisen.

Eine simple Methode zur Quantifizierung dieser Zeitstandfestigkeit stellt die „stress versus time to failure method“ dar. Diese Methode beruht auf der Kenntnis, dass für polymere Werkstoffe i.d.R. ein logarithmischer Zusammenhang zwischen der aufgetragenen Spannung und der resultierenden Zeitdauer bis zu deren Versagen hergestellt werden kann⁴³⁵. Mit abnehmender Spannung steigt dabei die Zeitdauer bis zum Versagen des Werkstoffs. Die Gültigkeit dieses logarithmischen Zusammenhangs konnte in der Fachliteratur^{436,437,438,439} auch für Verbunddübel unter der Wirkung zentrischer Zugspannungen (Verbundspannungen) nachgewiesen werden. In der angegebenen Fachliteratur wird der logarithmische Zusammenhang im Folgenden häufig zur Extrapolation bis auf eine Zeitdauer von 50 Jahren eingesetzt. Es wird so abgeschätzt, welche Verbundspannung die Verbunddübel maximal ertragen können, um eine Lebensdauer von 50 Jahren aufzuweisen.

Um eine Datenbasis für die Anwendung der „stress versus time to failure method“ zu generieren, wird zunächst eine Serie (i.d.R. 5 Einzelproben) zentrischer Zugversuche (Auszugversuche) mit dem zu untersuchenden Verbunddübelssystem durchgeführt. Dabei wird die mittlere Kurzzeitfestigkeit der Verbunddübel bestimmt.

Anschließend werden Serien von Dauerstandversuchen auf verschiedenen Verbundspannungsniveaus durchgeführt. Das Ziel ist es, ein Versagen der Verbunddübel unter der dauerhaften Lasteinwirkung nach unterschiedlichen Versuchsdauern zu erreichen. Als Versagenszeitpunkt wird dabei der Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechen festgesetzt. Idealerweise werden die Verbundspannungsniveaus so gewählt, dass das Versagen der Ver-

bunddübel in getrennten Log-Zyklen erfolgt. Nach Davis⁴⁴⁰ empfiehlt es sich dazu, die Verbundspannungsniveaus für die Dauerstandversuche innerhalb der Bereiche von 70% - 80% und 60% - 70% der mittleren Kurzzeitfestigkeit zu wählen.

Die ermittelten Versagenszeitpunkte werden in Abhängigkeit der zugehörigen dauerhaften Verbundspannungen grafisch dargestellt und anschließend eine Regressionsanalyse durchgeführt, um den funktionellen Zusammenhang zwischen beiden Kenngrößen zu bestimmen. Unter Zuhilfenahme dieses funktionellen Zusammenhangs kann eine Extrapolation erfolgen. Dies ermöglicht es, die residuale Verbundfestigkeit der Verbunddübel zum Ende der gewählten Lebensdauer abzuschätzen.

Zusammenfassend kann konstatiert werden dass es die „stress versus time to failure method“ ermöglicht, Verbunddübelprodukte hinsichtlich deren Kriechbeständigkeit über das klassisch in der EOTA⁴⁴¹ angewandte einfache Pass/Fail-Kriterium hinaus zu qualifizieren. Es wird demnach möglich, die tatsächliche Leistungsfähigkeit der Verbunddübel hinsichtlich der Einwirkung von Dauerlasten produktspezifisch zu quantifizieren.

Im Gegensatz dazu weist die Methode joch auch Nachteile auf. So streuen die Versagenszeitpunkte der Einzelversuche einer Versuchsserie für eine gegebene dauerhaft konstante Verbundspannung erheblich, teilweise sogar um Zehnerpotenzen, vgl. dazu bspw. Cook et al. (2009), El Menoufy (2010), Davis (2012).

Diese Streuung der Einzelwerte ist auch unter den hervorragenden Herstellungs- und Prüfbedingungen im Labor unvermeidlich, da sich bereits geringste Änderungen innerer sowie äußerer Einflussgrößen (bspw. Bohrlochrauheit, Reinigung des Bohrlochs, geringe Schrägstellung der Ankerstange im Bohrloch, geringe Lufteinschlüsse im Verbundmörtel) erheblich auf das Tragverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung auswirken. Die „stress versus time to failure method“ kann somit zwar zur Abschätzung der Zeitstandfestigkeit eingesetzt werden, jedoch muss sich der Anwender dieser großen Versuchsstreuung bewusst sein.

⁴³⁴ Cook et al. (2009), S.57

⁴³⁵ Klompen et al. (2005), S.7013

⁴³⁶ Cook et al. (2009), S.62f

⁴³⁷ El Menoufy (2010), S.23

⁴³⁸ Davis (2012), S.103

⁴³⁹ Cook et al. (2013), S.27

⁴⁴⁰ Davis (2012), S.103

⁴⁴¹ EOTA (2013)

4 Untersuchte Verbunddübel und Nomenklatur

4.1 Art, Geometrie sowie Herstellung

4.1.1 Betonelemente als Verankerungsgrund

Zur Herstellung der Verbunddübel wurden Gewindestangen aus Stahl mittels Verbundmörtel in zuvor in Betonelementen erstellten Bohrlöchern befestigt. Die Betonelemente bestanden stets aus einem trockenen niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25. Je nach Art des mit dem im Betonelement erstellten Verbunddübel geplanten Versuchs, wurden einerseits quaderförmige Elemente mit den Abmessungen $L/B/H = 40/40/25 \text{ cm}^3$ bzw. $L/B/H = 90/40/25$ eingesetzt.

Um während der Experimente zur Prüfung der mechanischen Eigenschaften der Verbunddübel ein Versagen des Betons durch Spalten unter Lasteinwirkung sicher ausschließen zu können, wurden alle Bohrlöcher mit einem Abstand zum Rand des jeweiligen Betonelements von wenigstens der zweifachen Verankerungslänge der Verbunddübel ($\geq 2 h_{ef}$) erstellt. Alle Bohrlöcher wurden senkrecht zur Betonoberfläche erstellt, um eine zentrische Zugbelastung der Verbunddübel während der Experimente zu gewährleisten.

4.1.2 System VE

Der Verbunddübel VE bestand aus einer Gewindestange M.12 ($d = 12 \text{ mm}$) der Stahlgüte 12.9, welche mittels eines Verbundmörtels auf Reaktionsharzbasis in einem zuvor in einem Betonelement erstellten Bohrloch befestigt wurde. Die Verankerungslänge betrug $h_{ef} = 95 \text{ mm}$ ($\approx 8 d$). Der Durchmesser des Bohrlochs betrug $d_0 = 14,3 \text{ mm}$ (Bohrreckmaß), die Schichtdicke des Verbundmörtels demnach $[d_0 - d]/2 = 1,15 \text{ mm}$.

Als Verbundmörtel kam ein bauaufsichtlich zugelassenes, kommerziell erhältliches Produkt zum Einsatz. Dieses Produkt ist ein Hybridsystem, bestehend aus einem organischen sowie einem anorganischen Bindemittel. Das organische Bindemittel ist ein Vinylesterharz (VE). Dieses zweikomponentige Reaktionsharz besteht aus einem Methacrylatharz, dessen reaktionsfähige Doppelbindungen unter Zugabe von Dibenzolperoxid als Härter radikalisch vernetzen. Als anorganisches Bindemittel wird ein Portlandzement verwendet. Dieser ist dem

Methacrylatharz beigefügt. Die Härterkomponente enthält ein Quarzmehl als Füllstoff. Die zwei Komponenten lagern getrennt in einer Kartusche, bestehend aus zwei Zylindern, wobei ein Zylinder das Harz, der andere den Härter enthält. Das Volumen der Zylinder entspricht dem auf eine optimale Härtung des Verbundmörtels angepassten Mischungsverhältnis. Das Auspressen der beiden Komponenten erfolgte mittels einer Auspresspistole mit aufgesetztem Einweg-Statikmischer. Dieser Statikmischer garantiert eine ausreichende Durchmischung der beiden Komponenten als Grundlage für eine optimale Härtung.

Nach Herstellerangaben beträgt die Verarbeitungszeit bei einer Temperatur von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 5 Minuten, die minimale Aushärtezeit bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$ beträgt 60 Minuten.

Die Herstellung der Verbunddübel erfolgte nach Herstellerangaben. Zunächst wurde ein Bohrloch im Hammerbohrverfahren (drehend/schlagend) erstellt. Dieses wurde viermal mit einem speziellen Handausbläser ausgeblasen, anschließend viermal mit einer passenden Stahlbürste (Durchmesser der Bürste $d_b = 16 \text{ mm}$) gereinigt und anschließend erneut viermal mit dem Handausbläser ausgeblasen. Anschließend wurde das gereinigte Bohrloch vom Grund her bis $\frac{2}{3}$ des Bohrlochs mit dem Verbundmörtel mittels Kartusche mit aufgesetztem Statikmischer möglichst blasenfrei gefüllt⁴⁴². Danach wurde die saubere und ölfreie Gewindestange mit leichten Drehbewegungen bis zum Grund des Bohrlochs eingebracht.

4.1.3 System EP

Der Verbunddübel EP bestand ebenfalls aus einer Gewindestange M.12 ($d = 12 \text{ mm}$) der Stahlgüte 12.9, welche mittels eines Verbundmörtels auf Reaktionsharzbasis in einem zuvor in einem Betonelement erstellten Bohrloch befestigt wurde. Es wurden verschiedene Verankerungslängen untersucht. Die Verankerungslänge der Referenzgeometrie betrug $h_{ef} = 72 \text{ mm}$ ($= 6 d$). Weiterhin wurde eine

⁴⁴² Zuvor wurde solange Verbundmörtel aus der Kartusche ausgepresst und verworfen, bis dieser eine gleichmäßige Färbung aufwies. Erst bei Auftreten einer gleichmäßigen Färbung des Verbundmörtels ist davon auszugehen dass das richtige Mischungsverhältnis von Harz zu Härter sowie eine ausreichende Durchmischung zur Sicherstellung einer optimalen Härtung vorhanden sind.

Verankerungslänge $h_{ef} = 48 \text{ mm}$ ($= 4 d$) in die Untersuchungen einbezogen. Der Durchmesser des Bohrlochs betrug stets $d_0 = 14,3 \text{ mm}$ (Bohrreackmaß), die Schichtdicke des Verbundmörtels demnach, analog zum System VE, $[d_0 - d]/2 = 1,15 \text{ mm}$.

Als Verbundmörtel wurde auch bei dem System EP ein bauaufsichtlich zugelassenes, kommerziell erhältliches zweikomponentiges Reaktionsharz eingesetzt. Hierbei handelt es sich um ein Expoxidharz (EP) als Edukt, entstanden durch eine Polykondensationsreaktion von Bisphenol-A-Epichlorhydrinharz sowie Bisphenol-F-Epichlorhydrinharz mit m-Xylylendiamin als Härter. Beide Komponenten (die Kombination der Harze und der Härter) enthalten mineralische Füllstoffe.

Beide Komponenten lagern getrennt voneinander in einem Foliengebinde. Analog zum System VE entspricht das Volumen der beiden Folienbeutel exakt dem auf eine optimale Härtung des Verbundmörtels angepassten Mischungsverhältnis. Das Auspressen der beiden Komponenten erfolgte wiederum mittels einer Auspresspistole mit aufgesetztem Einweg-Statikmischer, für eine optimale Durchmischung und somit Härtung der beiden Komponenten.

Nach Herstellerangaben beträgt die Verarbeitungszeit bei einer Temperatur von 20 °C 20 Minuten, die minimale Aushärtezeit bei 20 °C beträgt 12 Stunden.

Auch bei dem Verbunddübel EP erfolgte die Herstellung nach Herstellerangaben. Zunächst wurde das Bohrloch im Hammerbohrverfahren (drehend/schlagend) erstellt. Anschließend wurde dieses dreimal vom Grund her mit ölfreier Druckluft ausgeblasen, danach dreimal mit einer Stahlbürste ($d_b = 16 \text{ mm}$) gereinigt und anschließend erneut dreimal vom Grund her mit ölfreier Druckluft ausgeblasen. Die weitere Herstellung erfolgte gemäß dem Verbunddübel VE, Abschnitt 4.1.2, S.62.

4.2 Nomenklatur

Die Bezeichnung der Versuche erfolgte in einer vierteiligen Anordnung, wobei die Teilbezeichnungen jeweils durch einen Unterstrich voneinander getrennt wurden. Die vier Teilbezeichnungen des Versuchsnamens erlauben eine eindeutige Zuordnung der Versuche hinsichtlich:

- (1) der Art des Versuchs,
- (2) dem untersuchten Verbunddübelssystem,
- (3) der variierten Kenngröße sowie
- (4) ob es sich um in Experimenten erfasste Daten, oder mit dem rheologischen Modell generierte Daten handelt. Sowie ob es sich um einen Einzelversuch oder einen aus Einzelversuchen bestimmten mittleren Verlauf handelt.

Tabelle 4-1 stellt die verwendeten Teilbezeichnungen samt einer Beschreibung der Teilbezeichnungen dar. Beispielhaft ist nachfolgend die Bezeichnung eines solchen Versuchs angegeben:

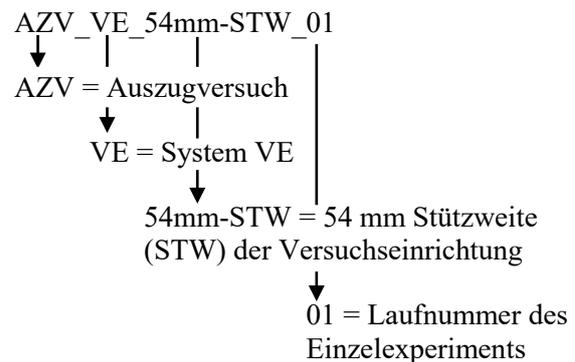


Tabelle 4-1: Bezeichnung der Versuche

(1)	(2)	(3)	(4)	Beschreibung
Art des Versuchs	untersuchtes System	varierte Kenngröße	Experiment oder Modell, Einzelversuch oder mittlerer Verlauf	
AZV				Auszugversuch
ZV/AZV				Kombinierter Zug-/Auszugversuch
var.AZV				Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate
DST				Dauerstandversuch
DEGRAD				Degradationsversuch
	VE			Verbunddübel VE (Vinylesterharz)
	EP			Verbunddübel EP (Epoxidharz)
		XXmm-STW		Betrag (XX) der Stützweite (STW) der Versuchseinrichtung in Millimeter (mm)
		XXmm- h_{ef}		Betrag (XX) der Verankerungslänge (h_{ef}) in Millimeter (mm)
		XX%- τ_{ef}		Betrag (XX) der effektiven Verbundspannung (τ_{ef}), in Bezug zur zugehörigen Kurzzeitfestigkeit τ_u in Prozent (%)
		XXmin-LSR		Betrag (XX) der Laststeigerungsrate (LSR) in Minuten (min) bis zum geplanten Versagen des Verbunddübels
		XX.XMPa		Betrag (XX) der auf den Verbunddübel wirkenden, dauerhaft konstanten Verbundspannung τ in Megapascal (MPa)
		LR-Y		Nummer (Y) des Lastregimes (LR), welches für die Versuche eingesetzt wurde
			ZZ	Laufnummer (ZZ) des Einzelexperimentes
			MW	Gemittelter Verlauf der Einzelexperimente
			Modell	Mit dem rheologischen Modell generierte Datenreihe

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Versuchsdatenbasis

5.1.1 Verbunddübelverschiebung und Verbundspannung

Bei allen nachfolgend dargestellten Versuchen erfolgen Verschiebungsmessungen am jeweils untersuchten Verbunddübel. Dabei kamen je nach der Art und dem beabsichtigten Untersuchungsziel des Versuchs unterschiedliche Versuchsanordnungen zum Einsatz. Allen eingesetzten Versuchsanordnungen gemein ist, dass die während des Versuchs gemessenen Verschiebungen Δh_{tot} eine Kombination aus den Verschiebungen des Verbunddübels selbst (entlang der Verankerungslänge h_{ef}) Δh und den Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange (oberhalb der Betonoberfläche bis zur Messeinrichtung zur Verschiebungsmessung, h_{frei}) Δh_{frei} darstellen, Formel (5-1).

$$\Delta h_{tot} = \Delta h + \Delta h_{frei} \quad (5-1)$$

Bild 5-1 stellt beispielhaft einen solchen, in der Praxis oft eingesetzten Aufbau zur Verschiebungsmessung an Verbunddübeln mittels Wegaufnehmer dar, bei welchem neben den Verschiebungen des Verbunddübels Δh auch Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange Δh_{frei} erfasst werden, da der Wegaufnehmer deutlich oberhalb der Betonoberfläche an der Ankerstange angebracht ist.

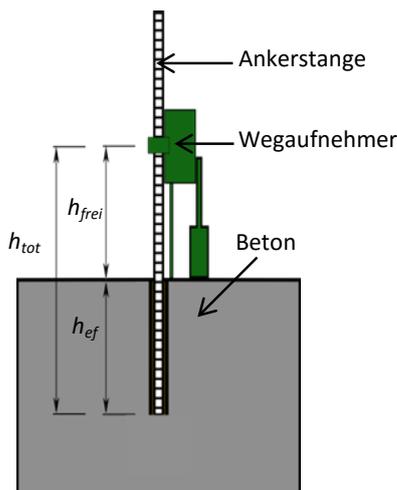


Bild 5-1: Verschiebungsmessung an Verbunddübeln mit einem Wegaufnehmer (schematisch); die Verschiebungen Δh_{tot} entsprechen der Summe der Verschiebungen Δh des Verbunddübels entlang der Verankerungslänge h_{ef} und der Verschiebungen Δh_{frei} der freien Länge der Ankerstange h_{frei}

Da für die Generierung eines Eingangsparameters für das modifizierte Burgers-Modell nur die reinen Verschiebungen des Verbunddübels Δh von Interesse sind, müssen die Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange Δh_{frei} von den Gesamtverschiebungen Δh_{tot} subtrahiert werden. Die Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange Δh_{frei} können dazu wie folgt berechnet werden:

$$\Delta h_{frei} = \varepsilon_{Stahl} \cdot h_{frei} \quad (5-2)$$

Dabei entspricht ε_{Stahl} der Dehnung der Ankerstange aus Stahl. Mit

$$\varepsilon_{Stahl} = \frac{\sigma}{E_{Stahl}} = \frac{F}{A_{Anker} \cdot E_{Stahl}} = \frac{F}{\frac{4}{\pi} \cdot F \cdot E_{Stahl}} = \frac{F}{\pi \cdot d^2 \cdot E_{Stahl}} \quad (5-3)$$

folgt also

$$\Delta h_{frei} = \frac{4 \cdot F \cdot h_{frei}}{\pi \cdot d^2 \cdot E_{Stahl}} \quad (5-4)$$

Wobei σ [in MPa] der im Querschnitt A_{Anker} [in mm²] der Ankerstange wirkenden Spannung und folglich F [in N] der wirkenden Kraft sowie d [in mm] dem Durchmesser der Ankerstange entsprechen. E_{Stahl} entspricht dem Elastizitätsmodul des Stahls der Ankerstange. Für die in dieser Arbeit eingesetzten Gewindestangen wurde der Elastizitätsmodul experimentell im Zugversuch bestimmt. Die Gewindestangen wiesen im Mittel einen Elastizitätsmodul von 220.000 MPa auf. Für jede, zum Zeitpunkt i wirkende, Kraft F_i kann somit die Verschiebung der freien Länge der Ankerstange $\Delta h_{frei,i}$ berechnet werden, Formel (5-5).

$$\Delta h_{frei,i} = \frac{4 \cdot F_i \cdot h_{frei}}{E_{Stahl} \cdot \pi \cdot d^2} = \frac{F_i \cdot h_{frei}}{55.000 \cdot \pi \cdot d^2} \quad (5-5)$$

Des Weiteren wird in den nachfolgend dargestellten Versuchen statt der direkt auf den Verbunddübel aufgetragenen Kraft F , die auf ihn wirkende Verbundspannung τ berücksichtigt werden. Für die Berechnung der Verbundspannung wurde vorausgesetzt, dass entlang der Verankerungslänge stets eine konstante Spannungsverteilung vorherrscht⁴⁴³. Die Verbund-

⁴⁴³ „Uniform Bond Stress Model“, siehe z.B. Cook et al. (1998), S.15; Kunz et al. (1998), S.46 oder Cook et al. (2001), S.364

spannung τ berechnet sich dann als Quotient aus der aufgebrachten Kraft F und der beanspruchten Mantelfläche des Verbunddübels, Formel (5-6)⁴⁴⁴:

$$\tau = \frac{F}{\pi \cdot d \cdot h_{ef}} \quad (5-6)$$

Dabei entspricht d dem Durchmesser der Ankerstange und h_{ef} der Verankerungslänge des Verbunddübels.

5.1.2 Verbundfestigkeit und -steifigkeit der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung

5.1.2.1 Durchgeführte Untersuchungen

An beiden Verbunddübeln wurden Auszugversuche (AZV) durchgeführt. In diesen Auszugversuchen wurden die charakteristischen Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen $\tau/\Delta h$ der Verbunddübel unter kurzzeitiger Beanspruchung sowie deren Kurzzeitfestigkeit als Maximalspannung im Auszugversuch τ_u , samt der zugehörigen Versagensverschiebung $\Delta h(\tau_u)$ ermittelt. Eine Übersicht über die durchgeführten Auszugversuche für die Verbunddübel VE und EP kann Tabelle 5-1 entnommen werden.

Die Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche bilden die Grundlage zur Bestimmung der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel als ersten Eingangsparameter für das rheologische Modell. Die Verbundsteifigkeit beschreibt den instantan auftretenden Deformationsanteil des rheologischen Modells während der Lastaufbringung. Sie beeinflusst somit gleichermaßen das Kurzzeittragverhalten als auch das Langzeittragverhalten unter dauerhafter Lasteinwirkung. Andererseits dienen die Auszugversuche der Prüfung der Funktionalität des rheologischen Modells hinsichtlich der Präzision der Vorhersage des Kurzzeittragverhaltens.

Alle Auszugversuche wurden gemäß ETAG 001-5⁴⁴⁵ in trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3 \text{ °C}$) durchgeführt. Die Montage sowie Aushärtung der Verbunddübel erfolgte nach den bekannt gemachten Anweisungen des Herstellers. Die Versuche wurden mit enger Abstützung durchgeführt, um ein durch Betonausbruch verursachtes Versagen auszuschlie-

ßen und die Übertragung der Lasten in den Beton nahe beim Verbunddübel zu gewährleisten. Die Stützweite (STW) betrug bei beiden Verbunddübeln (VE und EP) 22 mm. Bild 5-2 zeigt den dazu verwendeten Versuchsaufbau schematisch. Die Laststeigerungsrate bei den Versuchen wurde so gewählt, dass die Verbunddübel innerhalb rd. einer Minute durch Herausziehen versagten. Zur statistischen Absicherung wurden für jeden Verbunddübel wenigstens 5 Einzelversuche durchgeführt.

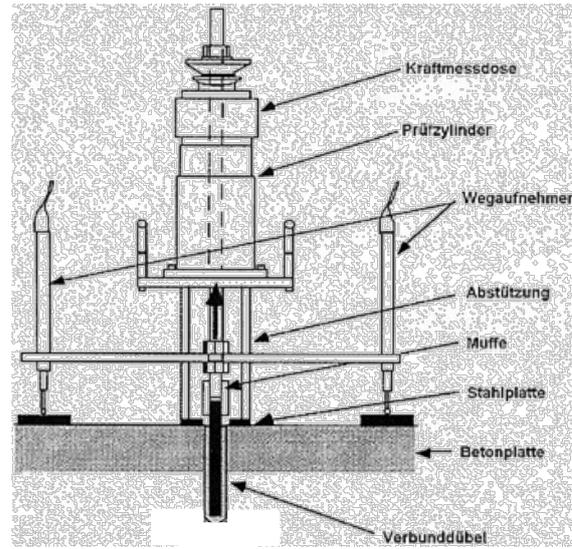


Bild 5-2: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus für die Auszugversuche mit enger Abstützung gemäß ETAG 001-5⁴⁴⁶

Bei dem Verbunddübel VE wurden neben den Auszugversuchen mit einer Stützweite von 22 mm zusätzlich Versuche mit einer Stützweite von 54 mm durchgeführt, vgl. Tabelle 5-1. Die Variation der Stützweite war notwendig, da die Versuche zum Langzeitkriechen der Verbunddübel VE mit einer Stützweite von 54 mm, die Versuche zum Kurzzeitkriechen jedoch mit einer Stützweite von 22 mm durchgeführt wurden⁴⁴⁷. Sowohl die Versuche zum Langzeitkriechen als auch jene zum Kurzzeitkriechen werden jedoch benötigt, um eine möglichst große Datenbasis zum Vergleich des rheologischen Modells mit dem messtechnisch erfassten Langzeittragverhalten der Verbunddübel zu besitzen. Folglich muss auf Basis der Auszugversuche für jede Stützweite ein gesonderter Eingangsparameter für das rheologische Modell ermittelt werden.

⁴⁴⁴ Vgl. Abschnitt 2.3.5.1, S.19

⁴⁴⁵EOTA (2013)

⁴⁴⁶ EOTA(2013)

⁴⁴⁷ Vgl. Abschnitt 5.1.4.

Tabelle 5-1: Durchgeführte Auszugversuche am Verbunddübel VE und EP

Versuchsreihe [-]	Anzahl der Versuche [Stk]	Stützweite STW [mm]	Verankerungslänge h_{ef} [mm]
AZV_VE_54mm-STW	10	54	95 (8d)
AZV_VE_22mm-STW	13	22	95 (8d)
AZV_EP_72mm- h_{ef}	5	22	72 (6d)
AZV_EP_48mm- h_{ef}	5	22	48 (4d)

Bei dem Verbunddübel EP wurden neben den Auszugversuchen mit einer Verankerungslänge $h_{ef} = 72 \text{ mm}$ ⁴⁴⁸ auch Versuche mit reduzierten Verankerungslängen durchgeführt, vgl. Tabelle 5-1. Dies war notwendig, da die Versuche zum Kurzzeitkriechen teilweise mit reduzierten Verankerungslängen durchgeführt wurden⁴⁴⁹.

5.1.2.2 Ergebnisse

Bild 5-3 zeigt die am Verbunddübel VE ermittelten Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen mit einer Stützweite von 54 mm, Bild 5-4 mit einer Stützweite von 22 mm. Weiterhin sind in den Bildern die Mittelwerte der maximalen Verbundspannungen τ_u , sowie der zugehörigen Verschiebungen $\Delta h(\tau_u)$ dargestellt. Die Mittelwerte der maximalen Lasten F_u , sowie der zugehörigen Verbundspannungen τ_u , der Verbunddübelverschiebungen $\Delta h(\tau_u)$ und -dehnungen $\varepsilon(\tau_u)$ der Auszugversuche zeigt Tabelle 5-2. Die zur Mittelwertberechnung herangezogenen Werte der Einzelversuche können Anhang C.1 entnommen werden. Die Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Verbunddübel VE weisen, unabhängig von der gewählten Stützweite, ein vergleichbares Verhalten auf. Beide Systeme besitzen einen stetigen Anstieg der Verbundspannung mit steigender Verbunddübelverschiebung bis zum Erreichen der maximalen Verbundspannung, Bild 5-3 sowie Bild 5-4. Sowohl die Mittelwerte der maximalen Verbundspannung als auch der zugehörigen Verbunddübelverschiebung sind dabei für beide Stützweiten vergleichbar, Tabelle 5-2. Nach dem Erreichen der maximalen Verbundspannung kommt es zu einer abrupten Steifigkeits-

änderung, der Verbunddübel versagt durch Herausziehen, gekennzeichnet durch einen überproportionalen Anstieg der Verbunddübelverschiebung bei sinkender aufnehmbarer Last.

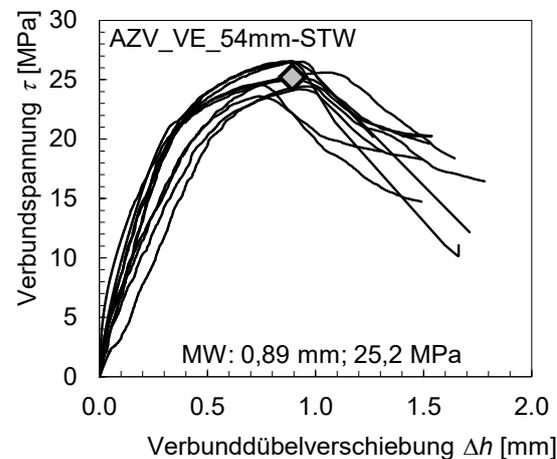


Bild 5-3: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche am Verbunddübel VE mit 54 mm Stützweite (Linien) sowie mittl. max. Verbundspannung mit zugehöriger Verbunddübelverschiebung (Raute)

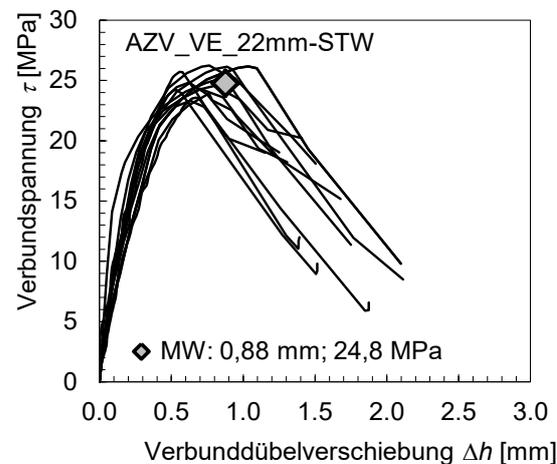


Bild 5-4: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche am Verbunddübel VE mit 22 mm Stützweite (Linien) sowie mittl. max. Verbundspannung mit zugehöriger Verbunddübelverschiebung (Raute)

⁴⁴⁸ Referenzgeometrie, vgl. Abschnitt 4.1.3

⁴⁴⁹ Die Reduktion der Verankerungslänge bei den Versuchen zum Kurzzeitkriechen war notwendig, um mit der vorhandenen Prüftechnik die in diesen Versuchen angestrebten sehr hohen Verbundspannungen realisieren zu können. Sehr hohe Verbundspannungen wurden bei den Versuchen zum Kurzzeitkriechen angestrebt, um gezielt ein Versagen der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung innerhalb einer bestimmten Zeitdauer zu erreichen, siehe dazu auch Abschnitt 5.1.3

Tabelle 5-2: Ergebnisse der Auszugversuche am Verbunddübel VE

Versuchsreihe [-]	Maximale Last F_u [kN]	Verbundspannung τ_u [MPa]	Verschiebung $\Delta h(\tau_u)$ [mm]	Dehnung $\varepsilon(\tau_u)$
AZV_VE_54mm-STW				
MW	90,4	25,2	0,89	0,009
STABW ¹	3,7	1,06	0,09	$9,9 \times 10^{-4}$
VarK ¹	13,9	1,12	0,01	$9,9 \times 10^{-7}$
AZV_VE_22mm-STW				
MW	88,8	24,8	0,88	0,009
STABW ¹	3,6	1,01	0,18	$1,7 \times 10^{-3}$
VarK ¹	13,2	1,02	0,03	$2,7 \times 10^{-6}$

¹ unter der Annahme einer normalverteilten Stichprobe

Bild 5-5 zeigt die am Verbunddübel EP ermittelten Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen mit einer Verankerungslänge $h_{ef} = 72$ mm, Bild 5-6 mit $h_{ef} = 48$ mm. Weiterhin sind in den Bildern die Mittelwerte der maximalen Verbundspannungen τ_u , sowie der zugehörigen Verschiebungen $\Delta h(\tau_u)$ dargestellt. Die Mittelwerte der maximalen Lasten F_u , sowie der zugehörigen Verbundspannungen τ_u , der Verbunddübelverschiebungen $\Delta h(\tau_u)$ und der -dehnungen $\varepsilon(\tau_u)$ der Auszugversuche zeigt Tabelle 5-3. Die zur Mittelwertberechnung herangezogenen Werte der Einzelversuche können Anhang C.2 entnommen werden.

Der Verbunddübel EP weist für beide Verankerungslängen einen stetigen Verlauf der Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen bis zum Erreichen der maximalen Beanspruchung auf. Auch die Mittelwerte der maximalen Verbundspannung sind bei beiden Verankerungslängen vergleichbar. Dies ist erwartungsgemäß, berücksichtigt man die u.a. von Kunz et al.⁴⁵⁰ oder die von Cook et al.^{451,452} gemachten Untersuchungen zum Einfluss der Verankerungslänge von Verbunddübeln auf die Verbundfestigkeit. Diese ergaben, dass die Verankerungslänge lediglich einen sehr geringen Einfluss auf die die Verbundfestigkeit besitzt.⁴⁵³

Ebenso erwartungsgemäß erreichen die Verbunddübel mit einer Verankerungslänge von lediglich 48 mm diese maximale Verbundspannung bereits bei kleineren Verbunddübel-

verschiebungen als die 72 mm tief eingebetteten Verbunddübel. Um beide Systeme vergleichend hinsichtlich ihres Deformationsverhaltens beurteilen zu können, müssen die gemessenen Verbunddübelverschiebungen Δh in Dehnungen entlang der Verankerungslänge umgerechnet ε werden, Formel (5-7).

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_{ef}} \quad (5-7)$$

Vergleicht man nun die Dehnungen der Verbunddübel beim Erreichen der maximalen Verbundspannung $\varepsilon(\tau_u)$, wird deutlich, dass der Verbunddübel mit einer Verankerungslänge von lediglich 48 mm ein leicht steiferes Verhalten aufweist ($\varepsilon(\tau_u) = 0,013$) als der Verbunddübel mit einer Verankerungslänge von 72 mm ($\varepsilon(\tau_u) = 0,015$). Nach dem Erreichen der maximalen Verbundspannung kommt es bei beiden Systemen zu einer abrupten Steifigkeitsänderung, die Verbunddübel versagen durch Herausziehen.

⁴⁵⁰ Kunz et al. (1998), S.46

⁴⁵¹ Cook et al. (1998), S.15

⁴⁵² Cook et al. (2009), S.7

⁴⁵³ Siehe auch Abschnitt 2.3.6.1 dieser Arbeit

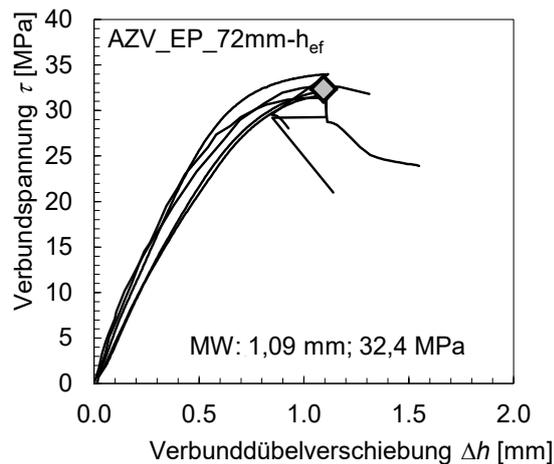


Bild 5-5: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche am Verbunddübel EP mit einer Verankerungslänge h_{ef} von 72 mm (Linien) sowie mittlere maximale Verbundspannung mit zugehöriger Verbunddübelverschiebung (Raute)

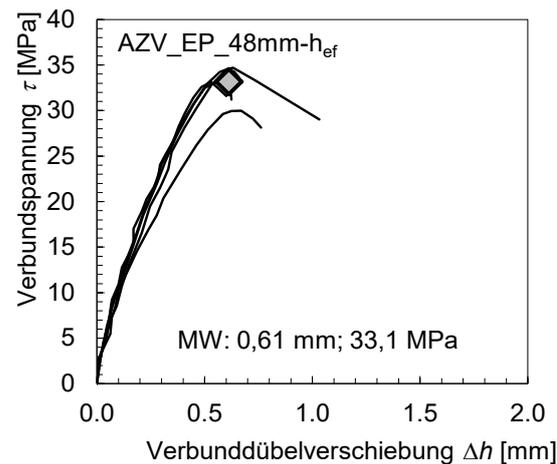


Bild 5-6: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen der Auszugversuche am Verbunddübel EP mit einer Verankerungslänge h_{ef} von 48 mm (Linien) sowie mittlere maximale Verbundspannung mit zugehöriger Verbunddübelverschiebung (Raute)

Tabelle 5-3: Ergebnisse der Auszugversuche am Verbunddübel EP

Versuchsreihe [-]	Maximale Last F_u [kN]	Verbundspannung τ_u [MPa]	Verschiebung $\Delta h(\tau_u)$ [mm]	Dehnung $\varepsilon(\tau_u)$
AZV_EP_72mm- h_{ef}				
MW	87,8	32,4	1,09	0,015
STABW ¹	7,5	2,77	0,194	$2,7 \times 10^{-3}$
VarK ¹	56,1	7,69	0,038	$7,2 \times 10^{-6}$
AZV_EP_48mm- h_{ef}				
MW	60,0	33,1	0,61	0,013
STABW ¹	3,5	1,90	0,051	$1,1 \times 10^{-3}$
VarK ¹	12,1	3,62	0,003	$1,1 \times 10^{-6}$

¹ unter der Annahme einer normalverteilten Stichprobe

5.1.3 Elastische und plastische Deformationsanteile der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung

5.1.3.1 Durchgeführte Untersuchungen

Es wurden kombinierte Zug-/Auszugversuche (ZV/AZV) an den Verbunddübeln durchgeführt. Analog zu den Auszugversuchen erfolgten die Versuche mit enger Abstützung (STW = 22 mm) in trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3$ °C) unter Einhaltung der bekannt gemachten Montage- sowie Aushärteanweisungen des Herstellers.

Die Verbunddübel wurden zunächst bis zu einem geplanten Prozentsatz ihrer Verbundfes-

tigkeit, der geplanten effektiven Verbundspannung, belastet und direkt nach dem Erreichen dieser wieder vollständig entlastet (Zugversuch, ZV). Anschließend wurden die Verbunddübel erneut, diesmal bis zum Versagen durch Herausziehen (Auszugversuch, AZV), belastet, um die tatsächliche Verbundfestigkeit τ_u des jeweiligen Verbunddübels und somit nachträglich auch die tatsächliche effektive Verbundspannung τ_{ef} des Zugversuchs bestimmen zu können. Bild 5-7 stellt einen solchen Versuchsablauf für den Verbunddübel VE exemplarisch dar.

Das Ziel der kombinierten Zug-/Auszugversuche war es, die Gesamtdeformation der Verbunddübel während kurzzeitiger Belastung

in reversibel elastische und irreversibel plastische Deformationsanteile zu separieren. Dies war notwendig, um die aus den Auszugversuchen nach Abschnitt 5.1.2 ermittelte Verbundsteifigkeit der Verbunddübel in eine rein elastische Komponente⁴⁵⁴ und eine plastische Komponente⁴⁵⁵ einteilen zu können.

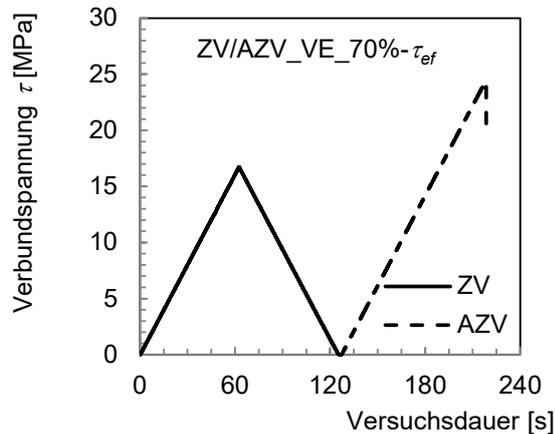


Bild 5-7: Exemplarischer Verlauf eines kombinierten Zug-/Auszugversuchs am Verbunddübel VE

Während der Versuche erfolgte eine kontinuierliche Aufzeichnung der Last/Verschiebungskurven der Verbunddübel.

An beiden Verbunddübeln wurden jeweils wenigstens 10 kombinierte Zug-/Auszugversuche mit unterschiedlichen effektiven Verbundspannungen der Zugversuche im Bereich von rd. 25 – 95% (VE) bzw. rd. 5 – 95% (EP) durchgeführt, um die lastvariante Entwicklung der elastischen und plastischen Deformationsanteile der Verbunddübel ermitteln zu können. Eine Übersicht über die durchgeführten Versuche kann Tabelle 5-4 entnommen werden.

5.1.3.2 Ergebnisse

Die kombinierten Zug-/Auszugversuche stellen eine notwendige Ergänzung zur aus den Auszugversuchen ermittelten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel als Eingangsparameter für das rheologische Modell dar. Für detaillierte Informationen zum Hintergrund der Untersuchungen sowie der Vorgehensweise zur Separation der einzelnen Deformationsanteile soll daher direkt auf die, die Berechnung der Verbundsteifigkeit beschreibenden, Abschnitte 6.2.2.4 sowie 6.2.2.5 verwiesen werden.

⁴⁵⁴ Vergleichbar zum Elastizitätsmodul von Werkstoffen

⁴⁵⁵ Geht mit der Materialdegradation unter kurzzeitiger Lasteinwirkung einher

Tabelle 5-4: Kombinierte Zug/Auszugversuche an den Verbunddübeln VE und EP

Versuchsreihe [-]	Anzahl [Stk]	Stützweite STW [mm]	Verankerungslänge h_{ef} [mm]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]
ZV/AZV_VE_26%- τ_{ef}	1	22	95	26
ZV/AZV_VE_38%- τ_{ef}	1	22	95	38
ZV/AZV_VE_53%- τ_{ef}	1	22	95	53
ZV/AZV_VE_59%- τ_{ef}	1	22	95	59
ZV/AZV_VE_60%- τ_{ef}	1	22	95	60
ZV/AZV_VE_63%- τ_{ef}	1	22	95	63
ZV/AZV_VE_70%- τ_{ef}	1	22	95	69
ZV/AZV_VE_84%- τ_{ef}	1	22	95	84
ZV/AZV_VE_86%- τ_{ef}	1	22	95	86
ZV/AZV_VE_92%- τ_{ef}	1	22	95	92
ZV/AZV_VE_97%- τ_{ef}	1	22	95	97
ZV/AZV_EP_05%- τ_{ef}	1	22	72	5
ZV/AZV_EP_11%- τ_{ef}	1	22	72	11
ZV/AZV_EP_15%- τ_{ef}	1	22	72	15
ZV/AZV_EP_40%- τ_{ef}	1	22	72	40
ZV/AZV_EP_44%- τ_{ef}	1	22	72	44
ZV/AZV_EP_47%- τ_{ef}	1	22	72	47
ZV/AZV_EP_53%- τ_{ef}	1	22	72	53
ZV/AZV_EP_73%- τ_{ef}	1	22	72	73
ZV/AZV_EP_89%- τ_{ef}	1	22	72	89
ZV/AZV_EP_93%- τ_{ef}	1	22	72	93

5.1.4 Versuche zur Festlegung einer Verbundspannung τ für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen

5.1.4.1 Durchgeführte Untersuchungen

Die Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate (var.AZV) stellen eine Art Hilfsversuche zur Festlegung einer Verbundspannung τ für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen, vgl. Abschnitt 5.1.6, dar. Das Ziel der Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen war es, gezielt ein Versagen der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung zu unterschiedlichen Zeitpunkten durch die Variation der dauerhaften Verbundspannung τ zu erwirken. Insbesondere beim Verbunddübel EP wirkt sich jedoch bereits eine geringe Änderung der Verbundspannung τ signifikant auf die Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} aus.

Das Ziel der Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate war es folglich, einen Richtwert für die Verbundspannung τ zu erhalten, bei welchem die Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung nicht sofort, sondern nach einer „absehbaren Zeitdauer“ versagen. Als „absehbare Zeitdauer“ wurde für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen eine Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} zwischen 100 h und 1.000 h festgelegt.

Die Versuche mit variabler Laststeigerungsrate wurden lediglich mit dem Verbunddübel EP durchgeführt. Für den Verbunddübel VE waren diese Versuche nicht notwendig, da dieses System in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen nicht so empfindlich auf eine Änderung der Verbundspannung reagierte, also die dauerhafte Verbundspannung in einem größeren Bereich variiert werden konnte, um

gezielt ein Versagen zu unterschiedlichen Zeitpunkten zu erhalten.

Die Versuche erfolgten mit einer Verankerungslänge $h_{ef} = 50 \text{ mm}$ ⁴⁵⁶, mit enger Abstützung (STW = 22 mm) in trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3 \text{ °C}$) unter Einhaltung der bekannt gemachten Montage- sowie Aushärteanweisungen des Herstellers. Die Verbunddübel wurden mit einer konstanten Laststeigerungsrate bis zum Versagen durch Herausziehen belastet. Ausgehend von der Laststeigerungsrate des Referenzversuchs, mit einem geplanten Versagen nach 1 Minute, wurde diese schrittweise verringert, um gezielt ein Versagen der Verbunddübel zu späteren Zeitpunkten zu erreichen. Geplant war, jeweils einen Versuch mit einer Laststeigerungsrate (LSR) für ein Versagen des Verbunddübels nach 30, 60, 90, 120 und 300 Minuten durchzuführen.

Das Ziel der Untersuchungen war es, die zu den Versagenszeitpunkten zugehörige Verbundfestigkeit $\tau_u(t_{fail})$ der Verbunddübel zu ermitteln. Dabei sollte sich der bekannte Zusammenhang abnehmender Festigkeiten mit zunehmender Belastungsdauer zu Nutze gemacht werden, um mittels Extrapolation einen ungefähren Wert für die Verbundfestigkeit der Verbunddübel nach einer Belastungsdauer von zunächst 100 h zu ermitteln. Dieser sollte als Startwert der Verbundspannung für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen eingesetzt werden. Dabei gilt es zu beachten, dass die ermittelte versagenszeitvariante Verbundfestigkeit $\tau_u(t_{fail})$ lediglich eine Annäherung an die tatsächliche Verbundfestigkeit der Verbunddübel in den Versuchen zum Kurzzeitkriechen darstellen kann, da sich die beiden Versuche signifikant in ihrem Ablauf unterscheiden⁴⁵⁷.

⁴⁵⁶ Die Versuche erfolgten mit einer Verankerungslänge h_{ef} von lediglich 50 mm, da die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen ebenfalls mit dieser Verankerungslänge durchgeführt wurden. Bei den Dauerstandversuchen war die Reduktion der Verankerungslänge auf $h_{ef} = 50 \text{ mm}$ notwendig, um mit der vorhandenen Prüftechnik die hohen Dauerlasten realisieren zu können.

⁴⁵⁷ Während die Verbundspannung bei den Auszugversuchen mit variabler Laststeigerungsrate kontinuierlich gesteigert wird, werden die Verbunddübel bei den Dauerstandversuchen sehr schnell belastet und anschließend einer dauerhaft konstanten Verbundspannung ausgesetzt. Welche Auswirkungen dieses unterschiedliche Belastungsregime tatsächlich auf die, unter anderem auf molekularer Ebene begründete, zeitvariante Verbundfestigkeit der Verbunddübel besitzt, wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht vergleichend untersucht. Die Versuche mit variabler Laststeigerungsrate dienten in dieser Arbeit lediglich

5.1.4.2 Ergebnisse

Tabelle 5-5 zeigt die Versagenszeitpunkte t_{fail} sowie die zu den Versagenszeitpunkten zugehörige Verbundfestigkeit $\tau_u(t_{fail})$ der Verbunddübel EP als effektive Verbundfestigkeit τ_{ef} , in Bezug zum Referenzversuch mit einem Versagen nach etwa 1 Minute.

Tabelle 5-5 verdeutlicht die mit sinkender Laststeigerungsrate LSR erwartungsgemäß steigende Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} . Dabei wird auch deutlich, dass die tatsächlich in den Versuchen ermittelten Zeitdauern bis zum Versagen stets unter den geplanten Versagenszeitdauern lagen. Dies ist darauf zurückzuführen, es mit fortschreitender Zeitdauer bis zum Versagen ebenfalls erwartungsgemäß zu einer Reduktion der (effektiven) Verbundfestigkeit τ_{ef} der Verbunddübel kam, Tabelle 5-5. Die Ermittlung der Laststeigerungsrate zum Erreichen der geplanten Versagenszeiten wurde jedoch ohne Berücksichtigung des Festigkeitsverlustes vorgenommen. Es wurde also vereinfachend angenommen, dass die Verbundfestigkeit des Verbunddübels EP unabhängig von der Belastungsdauer sei. Da sich die Verbundfestigkeit τ_{ef} jedoch nachweislich mit fortschreitender Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} reduziert, werden mit den gegebenen Laststeigerungsraten stets kleinere Versagenszeitpunkte ermittelt, als geplant, Tabelle 5-5.

Der Rückgang der effektiven Verbundfestigkeit der Verbunddübel EP mit zunehmender Versagensdauer kann in guter Näherung mit einer logarithmischen Funktion dargestellt werden, Formel (5-8).

$$\tau_{ef} = -2,68 \ln(t_{fail}) + 96,95 \quad (5-8)$$

Bild 5-8 verdeutlicht den Zusammenhang zwischen der Versagensdauer und der resultierenden effektiven Verbundfestigkeit des Verbunddübels EP grafisch.

der Abschätzung eines ungefähren Startwerts der auf den Verbunddübel aufzubringenden Verbundspannung, um in den Versuchen zu Kurzzeitkriechen ein Versagen nach etwa 100 h zu erreichen.

Tabelle 5-5: Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate am Verbunddübel EP

Versuchsreihe [-]	Anzahl der Versuche [Stk]	Laststeigerungsrate LSR [kN/s]	Versagensdauer t_{fail}			effektive Verbundfestigkeit τ_{ef} [%]
			geplant [min]	gemessen [min]	[h]	
var.AZV_EP_1min-LSR	1	0,330	1	1	0,02	100,0
var.AZV_EP_30min-LSR	1	0,060	30	17	0,28	99,7
var.AZV_EP_60min-LSR	1	0,030	60	40	0,67	98,8
var.AZV_EP_90min-LSR	1	0,020	90	70	1,17	96,5
var.AZV_EP_120min-LSR	1	0,015	120	108	1,80	95,6
var.AZV_EP_300min-LSR	1	0,006	300	284	4,73	92,4

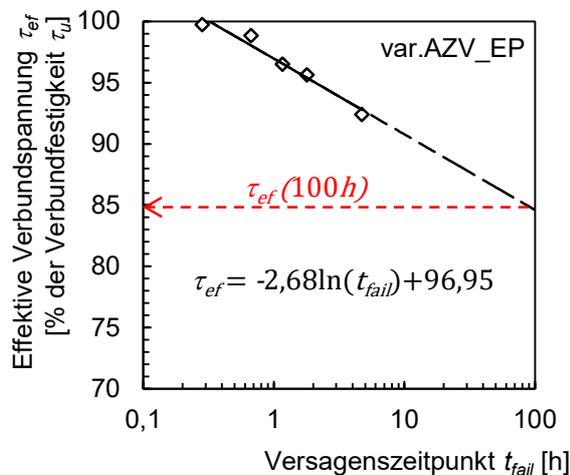


Bild 5-8: Effektive Verbundfestigkeit τ_{ef} des Verbunddübels EP in Abhängigkeit der Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} bei Belastung mit unterschiedlichen, jedoch innerhalb jedes Versuchs konstanten Laststeigerungsrate

Die mittels der Logarithmusfunktion berechnete effektive Verbundspannung τ_{ef} zu einem Versagenszeitpunkt von $t_{fail} = 100$ h beträgt für den Verbunddübel EP $\tau_{ef}(100 \text{ h}) = 85\%$. Für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen wird daher geplant, eine effektive Verbundspannung von $\tau_{ef} = 85\%$ in Bezug zur in den zugehörigen Auszugversuchen ermittelten Kurzzeitfestigkeit τ_u als Startwert für die ersten Versuche unter Dauerlast einzusetzen.

5.1.5 Dauerstandversuche (DST) zum Langzeitkriechen

5.1.5.1 Durchgeführte Untersuchungen

Die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen dienen zwei Zwecken: Zunächst bildete eine Auswahl der Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen die Grundlage zur Bestimmung der zeitvarianten Viskosität der Verbunddübel

als Eingangsparameter für das rheologische Modell. Ausgewählt wurden dazu Dauerstandversuche mit einer effektiven Verbundspannung τ_{ef} von rd. 50 %, bezogen auf die in den Auszugversuchen ermittelte mittlere Kurzzeitfestigkeit τ_u . Für die Bestimmung des Modelleingangsparameters wurde dabei lediglich der Zeitbereich zwischen der 100. und der 1.000. Stunde der Dauerstandversuche verwendet. Die aus dieser Datenbasis ermittelte Viskosität beeinflusst den zeitvariant auftretenden Deformationsanteil des rheologischen Modells während der dauerhaft konstanten Lasteinwirkung maßgeblich. Sie wird also benötigt, um das Dauerstandverhalten der Verbunddübel mit dem rheologischen Modell voraussagen zu können.

Der zweite Zweck der Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen lag in der Observation des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter dauerhafter Nutzung. Das Ziel war es, zu prüfen, wie präzise das rheologische Modell das Deformationsverhalten der Verbunddübel für sehr lange Belastungszeiten voraussagt. So kann eine Abschätzung erfolgen, ob das rheologische Modell in der Lage ist, das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung für deren gesamte Lebensdauer zu prognostizieren. Um dies zu erreichen, wurden die Dauerstandversuche mit Belastungsdauern von bis zu 30.000 h (ca. 3,5 a) ausgeführt. Dabei erfolgten die Versuche mit effektiven Verbundspannungen τ_{ef} im Bereich zwischen rd. 30 und rd. 70 % in Bezug zur in den zugehörigen Auszugversuchen ermittelten Kurzzeitfestigkeit τ_u , um den gesamten praxisrelevanten Belastungsbereich der Verbunddübel abzudecken.

Analog zu den Auszugversuchen erfolgten die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen in

trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3 \text{ °C}$). Die Montage sowie Aushärtung der Verbunddübel erfolgte nach den bekannt gemachten Anweisungen des Herstellers. Um eine Nacherhärtung der Verbundmörtel während der Dauerstandversuche nahezu ausschließen zu können, betrug die Zeitdauer zwischen der Montage der Verbunddübel und dem Beginn der Dauerstandversuche wenigstens 7 Tage. Alle Dauerstandversuche wurden mit enger Abstützung durchgeführt. Die Stützweite (STW) betrug für den Verbunddübel VE 54 mm und für den Verbunddübel EP 22 mm. Die Verankerungslänge betrug für den Verbunddübel VE $h_{ef} = 95 \text{ mm}$, für den Verbunddübel EP $h_{ef} = 72 \text{ mm}$.

Die Belastung der Verbunddübel VE erfolgte mit Hilfe von Öl-Hydraulikzylindern. Dabei wurden je drei Verbunddübel (bzw. Hydraulikzylinder) über einen Druckverteiler miteinander verbunden und mit einer Öl-Hydraulikpumpe gleichmäßig belastet. Eine konstante Belastung über die gesamte Versuchsdauer wurde durch die zusätzliche Integration eines Druckausgleichsgefäßes in den Druckkreislauf erreicht, die Kontrolle des konstanten Drucks erfolgte über ein an dem Druckausgleichsgefäß befindliches Manometer.

Bild 5-9 zeigt schematisch den verwendeten Versuchsaufbau für den Verbunddübel EP. Die Belastung der Verbunddübel EP erfolgte mit Hilfe von Tellerfedern. Dabei wurde je eine auf den Verbunddübel aufgeschraubte Gewindestange M30 durch diese Federelemente hindurchgeführt und mittels Stahlplatte und Mutter über den Federelementen belastet.

Während der Versuche wurde die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen manuell mit Messuhren zur Aufnahme des Weges ermittelt. Die Häufigkeit der Verschiebungsmessung erfüllte die Anforderungen an die ETAG 001-5⁴⁵⁸. Messungen erfolgten wenigstens alle 10 Minuten während der ersten Stunde, jede Stunde während der folgenden 6 Stunden, jeden Tag während der nächsten 10 Tage sowie mindestens alle 10 Tage bis zum Versuchsende.

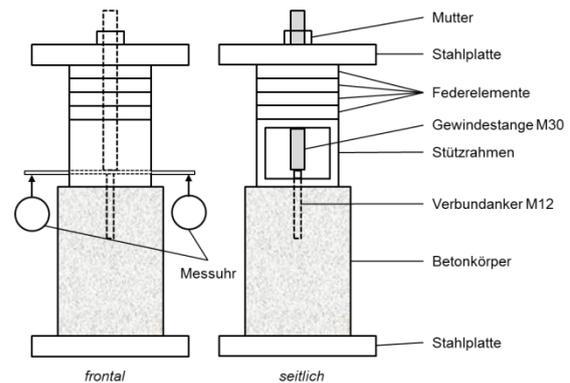


Bild 5-9: Versuchsaufbau für die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen mit dem Verbunddübel EP

Das Ziel der Arbeit war es, ein rheologisches Modell zu entwickeln, welches in der Lage ist, das Dauerstandverhalten der Verbunddübel in Abhängigkeit der Belastung vorauszusagen. Aus diesem Grund wurden die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen mit unterschiedlichen Lastniveaus ausgeführt. Die Datenbasis umfasst dabei Dauerstandversuche mit sehr geringen Verbundspannungen, um eine belastungsinduzierte Materialdegradation ausschließen zu können. In diesen Versuchen tritt lediglich primäres und sekundäres Kriechen auf. Weiterhin wurden Versuche im Bereich der üblichen dauerhaften Belastung der Verbunddübel in der Praxis durchgeführt. Diese Versuche umfassen ebenfalls den Bereich des primären und sekundären Kriechens, allerdings treten in diesem Fall bereits erste geringe Degradationserscheinungen auf. Um den kompletten möglichen Belastungsbereich der Verbunddübel untersuchen zu können, wurden darüber hinaus Dauerstandversuche mit Belastungsniveaus oberhalb der praxisüblichen Belastung durchgeführt. Diese Versuche dienen insbesondere zur Prüfung des Modells hinsichtlich der Funktionalität zur Prognose des Dauerstandverhaltens mit beginnender und fortschreitender belastungsinduzierter Materialdegradation. Diese Versuche weisen neben dem primären und sekundären Kriechen teilweise bereits erste Anzeichen tertiären Kriechens auf, welche auf eine fortschreitende Materialdegradation schließen lassen.

⁴⁵⁸ EOTA (2013)

Eine Übersicht über die durchgeführten Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen kann

Tabelle 5-6 entnommen werden. Angegeben sind neben den auf den Verbunddübel aufgebracht Verbundspannungen und den Belastungsdauern auch die effektiven Verbundspannungen. Untersucht wurden für den Verbunddübel VE Verbundspannungen von $\tau = 6,8$ MPa bis $\tau = 16,5$ MPa, was effektiven Verbundspannungen von $\tau_{ef} = 27\%$ bis $\tau_{ef} = 65\%$, bezogen auf die in den Auszugversuchen ermittelte mittlere Kurzzeitfestigkeit entspricht. Für den Verbunddübel EP wurden Verbundspannungen von $\tau = 11,4$ MPa bis $\tau = 24,0$ MPa, was effektiven Verbundspannungen von $\tau_{ef} = 35\%$ bis $\tau_{ef} = 74\%$ entspricht, untersucht. Zur statistischen Absicherung wurden für jede Verbundspannung 3 – 5 Einzelversuche⁴⁵⁹ durchgeführt.

5.1.5.2 Ergebnisse

Um sowohl den Bereich direkt nach der Lastaufbringung, innerhalb welchem es zu sehr großen Verbunddübelverschiebungen kommt, als auch den für die Analyse des Langzeittragverhaltens wichtigen Bereich langer Versuchsdauern darstellen zu können, wurde die Zeitachse der nachfolgenden Bilder logarithmisch aufgetragen.

Zur besseren Veranschaulichung, insbesondere der langen Versuchsdauern in der in Stunden angegebenen Zeitachse, wurde zusätzlich dargestellt, wo sich die Zeitdauern von 1 Tag, 1 Monat, 1 Jahr sowie 10 Jahren befinden.

In Bild 5-10 bis Bild 5-15 sind die zeitlichen Entwicklungen der Verschiebungen des Verbunddübels VE sowie in Bild 5-16 bis Bild 5-19 des Verbunddübels EP bei den untersuchten Verbundspannungen dargestellt.

Tabelle 5-6: Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen am Verbunddübel VE

Versuchsreihe [-]	Anzahl der Versuche [Stk]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]	Belastungsdauer t [h]	[a]
DST_VE_6.8MPa	3	27	30.770	3,51
DST_VE_9.4MPa	3	37	27.050	3,09
DST_VE_10.0MPa	3	40	27.410	3,13
DST_VE_11.6MPa	2	46	27.050	3,09
DST_VE_14.5MPa	3	57	21.170	2,42
DST_VE_16.5MPa	3	65	21.170*	2,42*
DST_EP_11.4MPa	3	35	3.000	0,19
DST_EP_19.0MPa	5	60	11.740	1,34
DST_EP_22.0MPa	5	68	11.180	1,28
DST_EP_24.0MPa	5	74	11.740**	1,34**

* Beendigung eines Einzelversuchs durch Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung nach 2.500 h (0,29 a)

** Beendigung eines Teils der Versuche durch Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung nach 7.460 h (0,85 a), 1.390 h (0,16 a) bzw. 0,50 h (0,00 a)

⁴⁵⁹ Mit Ausnahme der Dauerstandversuche mit einer Verbundspannung von 11,6 MPa (DST_VE_11.6MPa), dort wurden nur zwei Einzelversuche durchgeführt

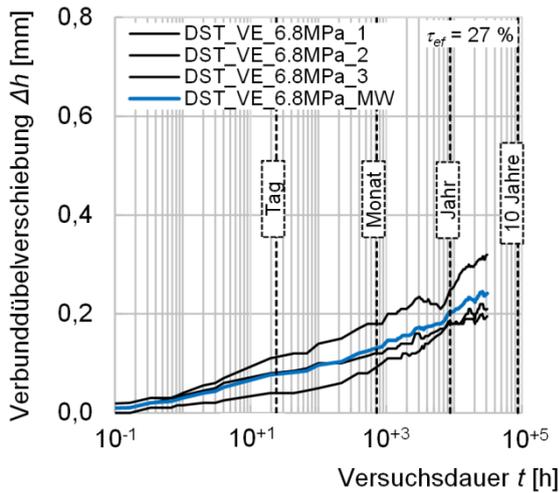


Bild 5-10: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 6,8$ MPa ($\tau_{eff} = 27\%$)

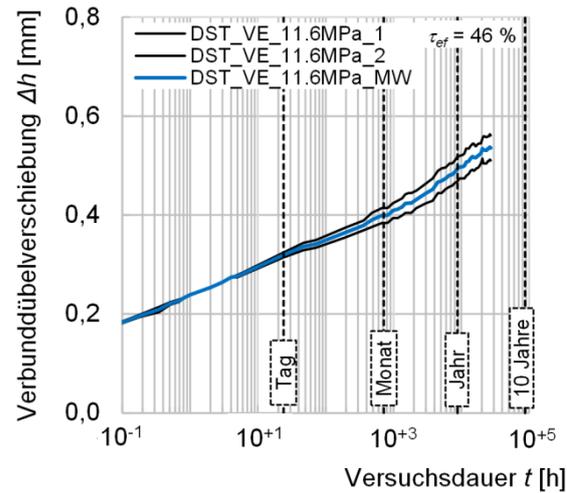


Bild 5-13: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 11,6$ MPa ($\tau_{eff} = 46\%$)

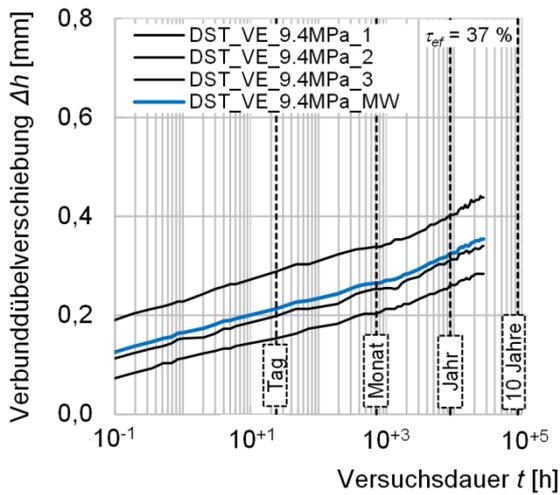


Bild 5-11: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 9,4$ MPa ($\tau_{eff} = 37\%$)

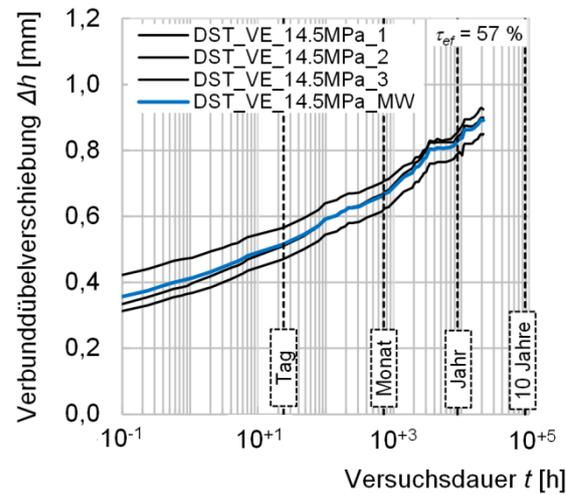


Bild 5-14: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 14,5$ MPa ($\tau_{eff} = 57\%$)

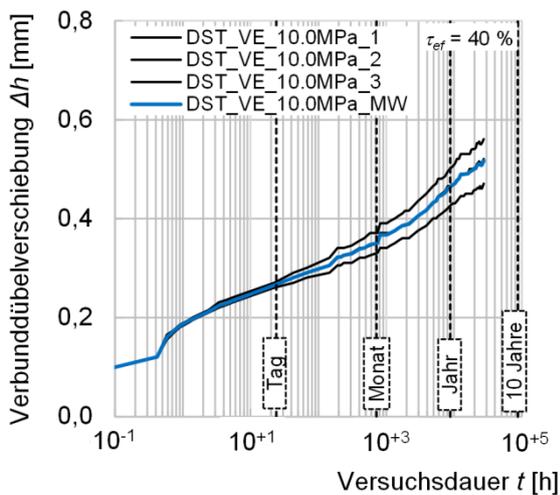


Bild 5-12: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 10,0$ MPa ($\tau_{eff} = 40\%$)

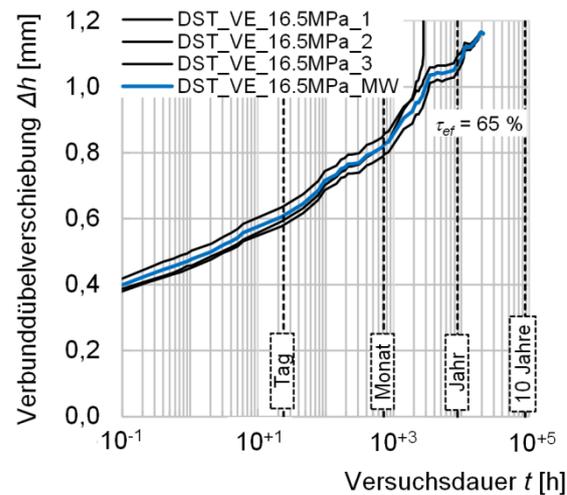


Bild 5-15: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 16,5$ MPa ($\tau_{eff} = 65\%$)

Bei dem Verbunddübel VE kam es bei einer Verbundspannung $\tau = 16,5 \text{ MPa}$ zu einem ersten Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung nach $t = 2.500 \text{ h}$, Bild 5-15. Für den dargestellten mittleren Verschiebungsverlauf (DST_VE_16.5MPa_MW) wurden daher lediglich die zwei verbliebenen Einzelversuche ohne Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung berücksichtigt. Zu beachten ist, dass es zum Zeitpunkt des Versagens des ersten Verbunddübels VE in der Prüfkammer zu einem geringen Temperaturanstieg kam. Dieser verursachte einen Anstieg des Drucks im hydraulischen Prüfsystem und folglich einen temporären Anstieg der Verbundspannung auf die Verbunddübel. Dass diese kurzzeitige (wenngleich geringe) Verbundspannungserhöhung die Ursache für das Versagen des Verbunddübels darstellt, kann nachträglich weder bestätigt, noch ausgeschlossen werden.

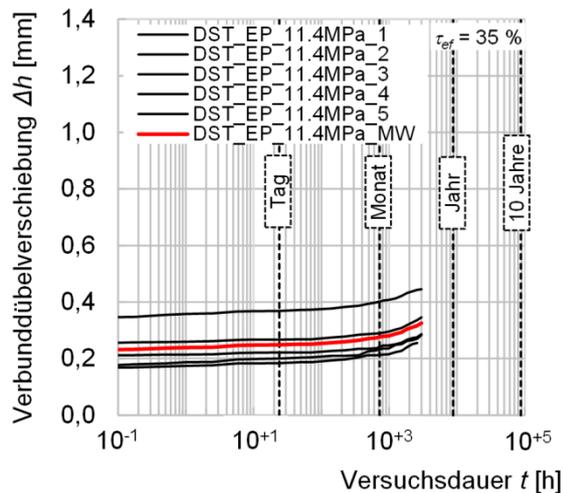


Bild 5-16: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 11,4 \text{ MPa}$ ($\tau_{ef} = 35 \%$)

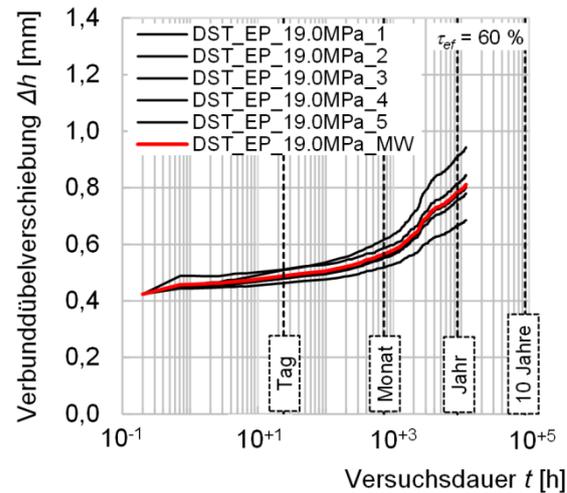


Bild 5-17: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 19,0 \text{ MPa}$ ($\tau_{ef} = 60 \%$)

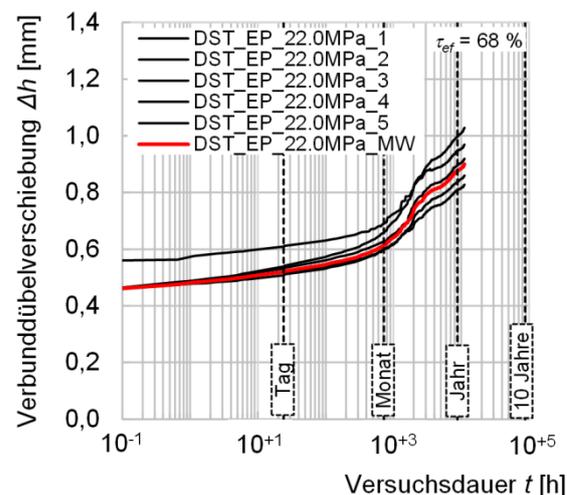


Bild 5-18: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 22,0 \text{ MPa}$ ($\tau_{ef} = 68 \%$)

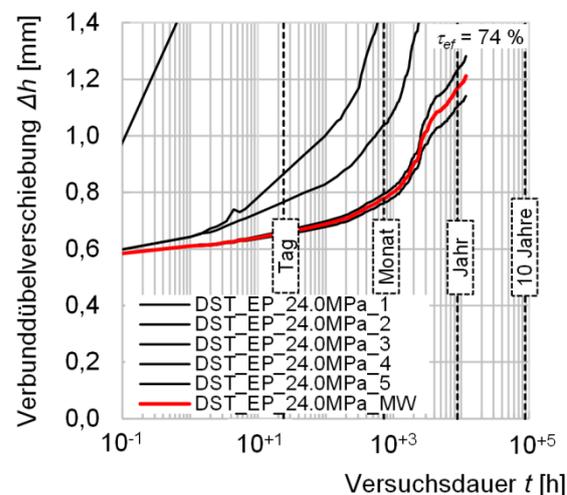


Bild 5-19: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 24,0 \text{ MPa}$ ($\tau_{ef} = 74 \%$)

Beim Verbunddübel EP kam es bei einer Verbundspannung $\tau = 24,0$ MPa ebenfalls zum Versagen erster Einzelversuche, Bild 5-19. Das Versagen trat nach $t_1 = 0,5$ h, $t_2 = 1.390$ h sowie $t_3 = 7.460$ h ein. Auch bei dieser Versuchsserie wurden zur Berechnung des in Bild 5-19 dargestellten mittleren Verschiebungsverlaufs (DST_EP_24.0MPa_MW) lediglich die zwei verbliebenen Einzelversuche ohne Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung berücksichtigt. Zu beachten ist, dass der Einzelversuch mit einem Versagenszeitpunkt von lediglich 0,5 h keinen charakteristischen Versuch zur Beschreibung des Kriechens der Verbunddübel EP darstellt. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass der Verbunddübel fehlerhaft war. So ist es denkbar, dass der Verbunddübel eine Fehlstelle im Verbundmörtel (z.B. Lufteinschluss) aufwies, welche das plötzliche Versagen unmittelbar nach der Lastaufbringung erklärt. Für die weiteren Untersuchungen findet dieser Einzelversuch daher keine Berücksichtigung.

Die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen zusammenfassend betrachtet, kommt es unabhängig von der wirkenden Verbundspannung τ bei beiden Verbunddübeln mit fortschreitender Belastungsdauer t zu einer stetigen Zunahme der Verbunddübelverschiebungen Δh . Höhere dauerhafte Verbundspannungen erhöhen darüber hinaus erwartungsgemäß auch den Betrag der Verbunddübelverschiebungen für jeden betrachteten Zeitpunkt t . Zur Prüfung, ob zwischen der aufgebrauchten Verbundspannung τ und dem resultierenden Deformationsverhalten der Verbunddübel ein nichtlinearer Zusammenhang besteht, wurde für jede Verbundspannung die Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ zu jedem Belastungszeitpunkt t berechnet, Formel (5-9).

$$J(t) = \frac{\varepsilon_{ef}(t)}{\tau} \quad (5-9)$$

Die Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ beschreibt die zeitliche Entwicklung der Verbunddübeldehnung $\varepsilon(t)$ in Bezug zur dauerhaft wirkenden Verbundspannung τ . Sie stellt somit ein auf die Verbundspannung normiertes Kriechverhalten dar. Ändern sich die wirkende Verbundspannung und die resultierende Verbunddübeldehnung nicht im selben Verhältnis, so ändert sich die Kriechnachgiebigkeit mit der Verbundspannung. Für diesen Fall besitzen die unter-

suchten Verbunddübel nachweislich nichtlinear viskoelastisches Werkstoffverhalten⁴⁶⁰.

Bild 5-20 stellt die verbundspannungsvariante Kriechnachgiebigkeit für den Verbunddübel VE, Bild 5-21 für den Verbunddübel EP dar. Unabhängig vom betrachteten Versuchszeitpunkt zeigt sich bei beiden Systemen eine Zunahme der Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ mit steigender Verbundspannung τ . Der Nachweis des nichtlinear viskoelastischen Deformationsverhaltens der untersuchten Verbunddübel ist somit erbracht.

So besitzt der Verbunddübel VE bei Einwirkung einer dauerhaften Verbundspannung von $\tau = 6,8$ MPa die geringste Kriechnachgiebigkeit und weist somit ein sehr steifes (zeitlich formstabiles) Verhalten auf, Bild 5-20. Mit steigender Verbundspannung kommt es zu einer kontinuierlichen Zunahme der Kriechnachgiebigkeit. Einzig die Kriechnachgiebigkeit bei einer Verbundspannung von $\tau = 11,6$ MPa reiht sich nicht in dieses Verhalten ein, liegt jedoch im Bereich der Streubreite der Einzelversuche und ist somit vernachlässigbar, Bild 5-20. Die Dauerstandversuche bei einer Verbundspannung von $\tau = 16,5$ MPa ergaben die größte Kriechnachgiebigkeit, Bild 5-20. Hier werden erste Degradationserscheinungen des Verbunddübels, bzw. des eingesetzten polymeren Verbundmörtels ersichtlich. Diese führen mit fortschreitender Belastungsdauer zu einem überproportionalen Anstieg der Kriechdeformationen, folglich dem Übergang vom sekundären Kriechen zum versagensankündigenden tertiären Kriechen.

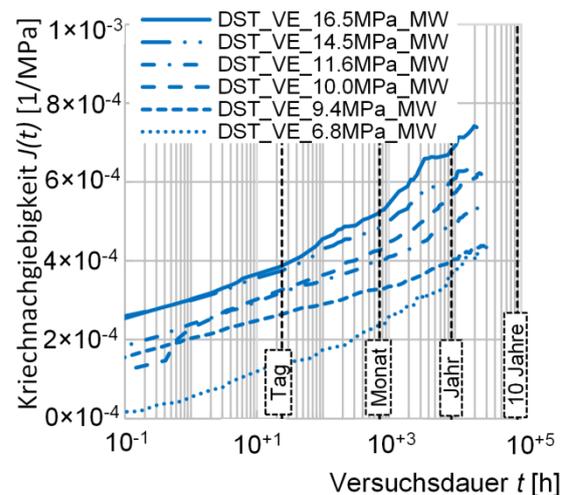


Bild 5-20: Verbundspannungsvariante Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ des Verbunddübels VE in Abhängigkeit der Versuchsdauer t

⁴⁶⁰ Kara (2005), S.9

Auch bei dem Verbunddübel EP erhöht sich mit zunehmender Verbundspannung die Kriechnachgiebigkeit, Bild 5-21. Während diese bei einer Verbundspannung von lediglich $\tau = 11,4$ MPa zu jedem Belastungszeitpunkt die geringsten Beträge besitzt, steigt die Kriechnachgiebigkeit mit zunehmender Belastung kontinuierlich an. Bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa besitzt der Verbunddübel EP die größte Kriechnachgiebigkeit, Bild 5-21. Dies ist erwartungsgemäß, da es bei dieser Verbundspannung zum Versagen erster Einzelversuche unter dauerhafter Lasteinwirkung kam, vgl. Bild 5-19. Hier wirkt sich, analog zum Verbunddübel VE bei einer Verbundspannung $\tau = 16,5$ MPa, der aus dem Übergang vom sekundären Kriechen zum versagensankündigenden tertiären Kriechen resultierende überproportionale Anstieg der Verbunddübelverschiebungen direkt auf die Kriechnachgiebigkeit aus.

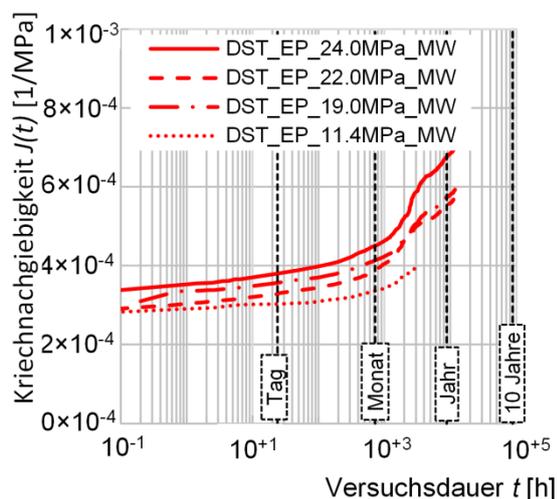


Bild 5-21: Verbundspannungsvariante Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ des Verbunddübels EP in Abhängigkeit der Versuchsdauer t

5.1.6 Dauerstandversuche (DST) zum Kurzzeitkriechen

5.1.6.1 Durchgeführte Untersuchungen

Die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen wurden durchgeführt, um das Tragverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung gezielt bis in den Bereich des tertiären Kriechens, mit anschließendem Versagen der Verbunddübel unter der dauerhaften Lasteinwirkung, determinieren zu können. Das Ziel war es, zu prüfen, wie präzise das rheologische Modell das charakteristische Deformationsverhalten der Verbunddübel in diesem versagensnahen Bereich voraussagt. Von besonderem

Interesse war dabei, ob das Modell in der Lage ist, die in den Dauerstandversuchen ermittelten Zeitdauern bis zum Versagen der Verbunddübel zu prognostizieren. Nur mit einer möglichst exakten Prognose des Versagenszeitpunkts der Verbunddübel bei einer gegebenen Belastung kann das rheologische Modell zu Zwecken der Lebensdauerprognose eingesetzt werden.

Die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen erfolgten mit enger Abstützung (STW = 22 mm) in trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3$ °C) unter Einhaltung der bekannt gemachten Montage- und Aushärteanweisungen des Herstellers. Die Verankerungslänge betrug für den Verbunddübel VE $h_{ef} = 95$ mm, für den Verbunddübel EP $h_{ef} = 50$ mm. Die Reduktion der Verankerungslänge des Verbunddübel EP von 72 mm auf lediglich 50 mm war notwendig, um mit der vorhandenen Prüftechnik die hohen Verbundspannungen τ_{ef} realisieren zu können, die benötigt wurden, um ein Versagen der Verbunddübel im beabsichtigten Zeitbereich zu erreichen. Analog zu den Dauerstandversuchen zum Langzeitkriechen betrug die Zeitdauer zwischen der Montage der Verbunddübel und dem Beginn der Dauerstandversuche wenigstens 7 Tage, um eine Nacherhärtung der Verbundmörtel während der Versuche nahezu abschließen zu können.

Die Belastung der Verbunddübel erfolgte innerhalb weniger Minuten mittels hydraulisch gesteuerter Hohlkolbenzylinder, analog zu Bild 5-22. Während der Versuche wurde die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen in fixen Zeitabständen mit Hilfe eines Datenloggers aufgezeichnet. Die Häufigkeit der Verschiebungsmessung richtete sich nach der voraussichtlichen Länge der Versuche und lag zwischen 1/Minute und 1/Stunde.

Um bei den Dauerstandversuchen gezielt ein Versagen nach unterschiedlichen Belastungsdauern zu erreichen, wurden die Versuche mit variablen effektiven Verbundspannungen τ_{ef} , bezogen auf die in den zugehörigen Auszugversuchen ermittelte mittlere Kurzzeitfestigkeit τ_u durchgeführt. Es wurden Versuche mit Verbundspannungen τ zwischen 18,4 MPa und 23,8 MPa durchgeführt, was effektiven Ver-

bundspannungen τ_{ef} zwischen rd. 74 % und rd. 95 %⁴⁶¹ entspricht.



Bild 5-22: Hydraulisch gesteuerte Hohlkolbenzylinder für die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen, hier exemplarisch am Verbunddübel VE

Für den Verbunddübel EP wurde die Verbundspannung τ zwischen 28,0 MPa und 31,7 MPa variiert, was effektiven Verbundspannungen τ_{ef} zwischen rd. 85 % und rd. 95 %⁴⁶² entspricht. Der Startwert der verwendeten effektiven Verbundspannung $\tau_{ef} = 85 %$ wurde mittels der Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate, siehe Abschnitt 5.1.4 ermittelt.

Durch die Variation der effektiven Verbundspannungen τ_{ef} der Dauerstandversuche und des daraus resultierenden Versagens der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung zu unterschiedlichen Zeitpunkten wird es möglich, einen funktionalen Zusammenhang zwischen dem Zeitpunkt des Versagens der Verbunddübel und einerseits der eingesetzten Dauerlast sowie andererseits der Verbunddübelverschiebung beim Versagen (Versagensverschiebung) zu erarbeiten. Dies erlaubt anschließend Aussagen darüber, wie sich die Verbundfestigkeit sowie die Verschiebungskapazität⁴⁶³ der Verbunddübel, ausgehend von der in den Auszugversuchen ermittelten mittleren Kurzzeitfestigkeit entwickeln.

5.1.6.2 Ergebnisse

In Bild 5-23 bis Bild 5-29 sind die zeitlichen Entwicklungen der Verschiebungen des Verbunddübels VE sowie in Bild 5-30 bis Bild 5-35 des Verbunddübels EP bei den untersuchten Verbundspannungen dargestellt.

⁴⁶¹ Die zugehörige mittlere Verbundfestigkeit der Auszugversuche mit 22 mm Stützweite entsprach $\tau_u = 24,8$ MPa.

⁴⁶² Die zugehörige mittlere Verbundfestigkeit der Auszugversuche mit 48 mm Verankerungslänge entspricht $\tau_u = 33,1$ MPa.

⁴⁶³ Die Verschiebungskapazität entspricht dem Maß an Verschiebung, welches der Verbunddübel zurücklegen muss, bis es zum Versagen durch Herausziehen kommt.

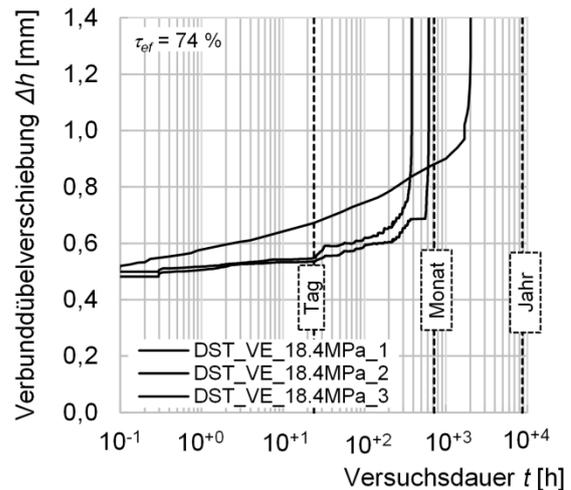


Bild 5-23: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 18,4$ MPa ($\tau_{ef} = 74 %$)

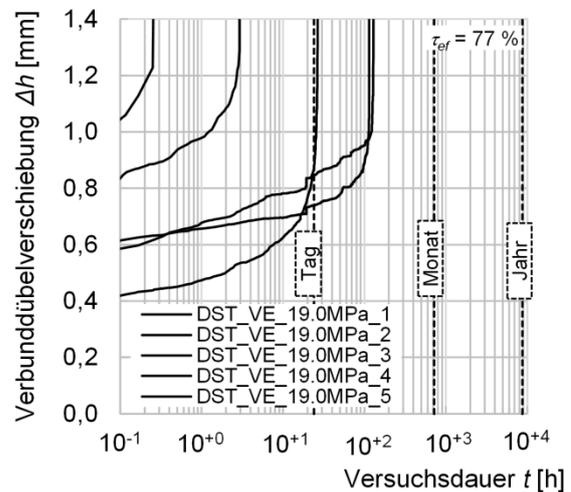


Bild 5-24: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 19,0$ MPa ($\tau_{ef} = 77 %$)

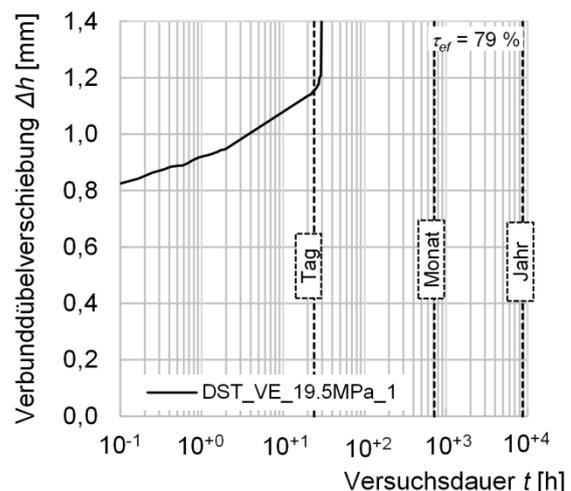


Bild 5-25: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 19,5$ MPa ($\tau_{ef} = 79 %$)

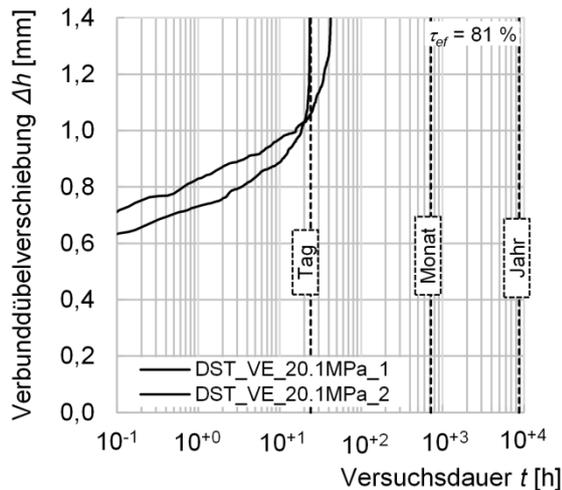


Bild 5-26: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 20,1$ MPa ($\tau_{ef} = 81$ %)

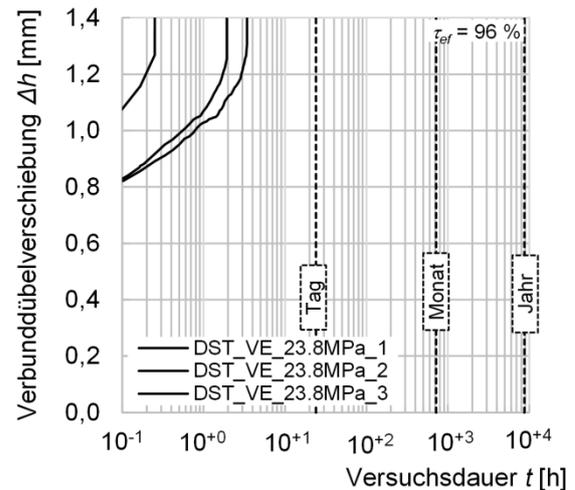


Bild 5-29: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 23,8$ MPa ($\tau_{ef} = 96$ %)

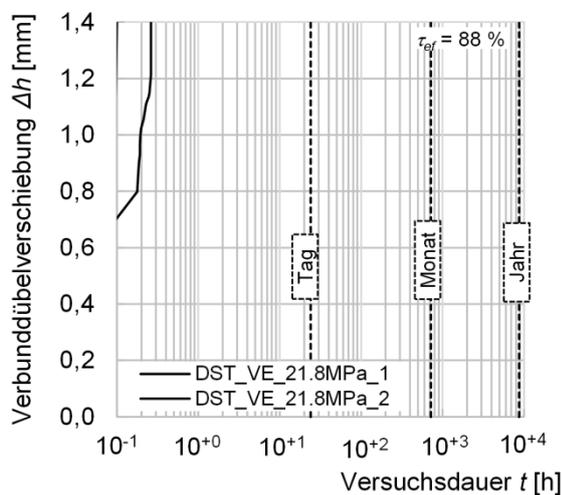


Bild 5-27: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 21,8$ MPa ($\tau_{ef} = 88$ %)

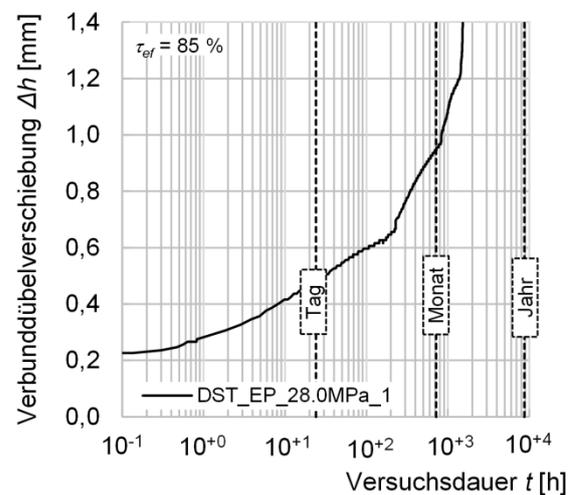


Bild 5-30: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 28,0$ MPa ($\tau_{ef} = 85$ %)

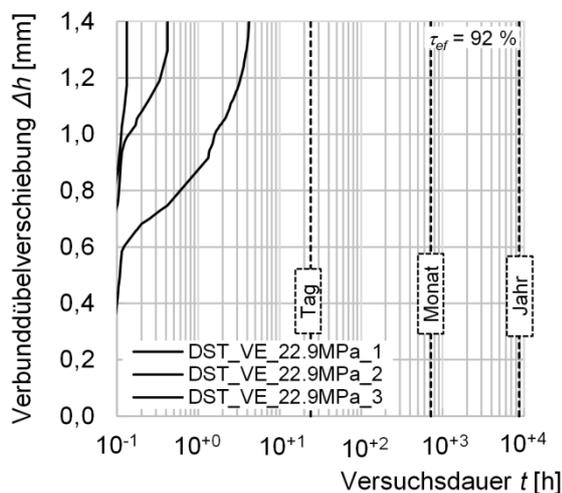


Bild 5-28: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE bei konst. Verbundspannung $\tau = 22,9$ MPa ($\tau_{ef} = 92$ %)

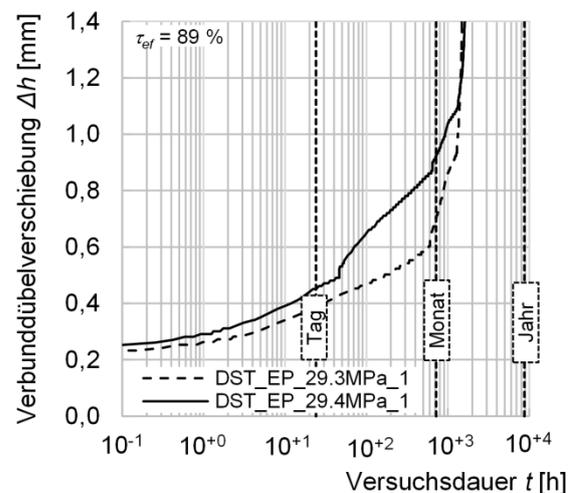


Bild 5-31: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 29,3$ u. $29,4$ MPa ($\tau_{ef} = 89$ %)

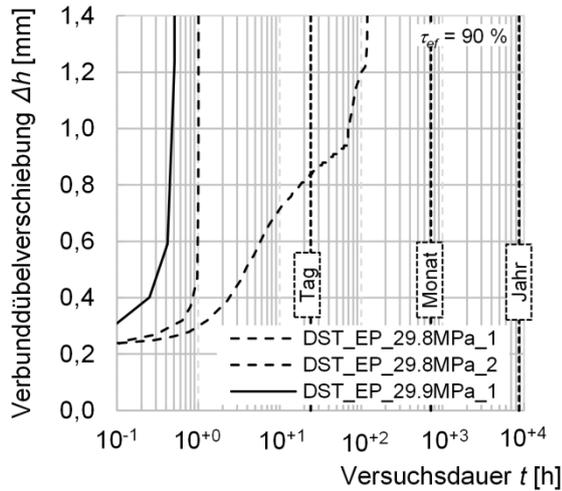


Bild 5-32: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 29,8$ u. $29,9$ MPa ($\tau_{\text{eff}} = 90\%$)

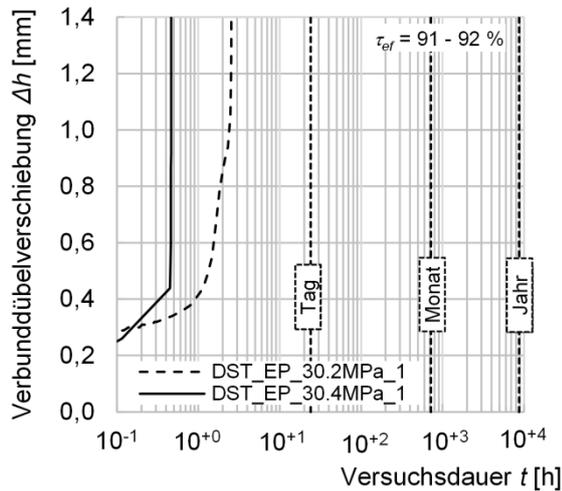


Bild 5-33: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 30,2$ u. $30,4$ MPa ($\tau_{\text{eff}} = 91$ u. 92%)

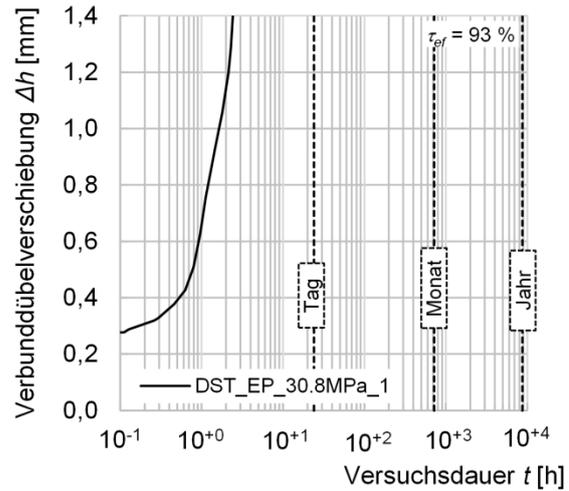


Bild 5-34: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei konst. Verbundspannung $\tau = 30,8$ MPa ($\tau_{\text{eff}} = 93\%$)

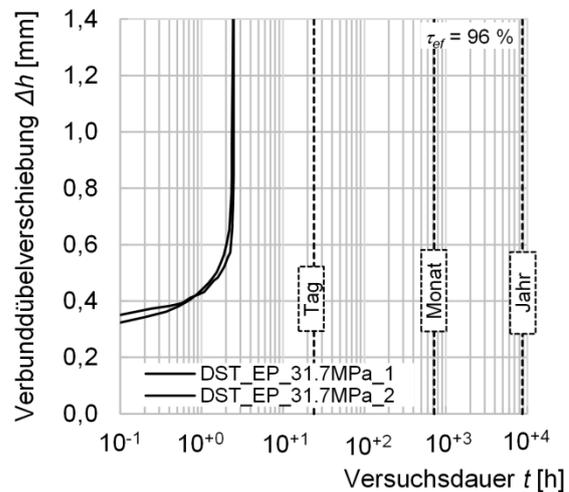


Bild 5-35: Zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels EP bei einer konst. Verbundspannung $\tau = 31,7$ MPa ($\tau_{\text{eff}} = 96\%$)

Bild 5-23 bis Bild 5-35 verdeutlichen den direkten Einfluss der Höhe der Verbundspannung τ auf die Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel unter Dauerlast. So sinkt mit zunehmender Verbundspannung erwartungsgemäß die Versuchsdauer t bis zum Versagen, gekennzeichnet durch den annähernd vertikalen Anstieg der Kriechkurven in den Bildern. Zur exakten Analyse der Abhängigkeit des Zeitpunkts des Versagens der Verbunddübel t_{fail} von der aufgetragenen dauerhaften Verbundspannung τ existieren diverse Ansätze. In der vorliegenden Arbeit wurde die „Change in slope method“⁴⁶⁴ angewendet. Der Zeitpunkt des Versagens des Verbunddübels unter dauerhafter Lasteinwirkung wird bei dieser Methode

⁴⁶⁴ Cook et al. (2009), S.57

angezeigt, wenn die Verschiebungsrate (Verschiebung pro Zeiteinheit) gegen $+\infty$ strebt. Neben dem Versagenszeitpunkt t_{fail} wurden auch die zu diesem Zeitpunkt gemessenen Verbunddübelverschiebungen $\Delta h(t_{fail})$ erfasst.

Tabelle 5-7 gibt die ermittelten Versagenszeitpunkte und -verschiebungen für die Dauerstandversuche am Verbunddübel VE, Tabelle 5-8 für die Versuche am Verbunddübel EP wider.

Zu beachten ist, dass die Versuche am Verbunddübel EP mit einer Verankerungslänge $h_{ef} = 50$ mm durchgeführt wurden. Dies war notwendig, um mit der maximal aufbringbaren Last der vorhandenen Prüftechnik die hohen erforderlichen Verbundspannungen zur Prüfung der Verbunddübel erreichen zu können.

Um den Bezug zu allen anderen durchgeführten Untersuchungen am Verbunddübel EP zu wahren, bei welchen stets die auf eine Verankerungslänge von $h_{ef} = 72$ mm bezogene Verschiebung eingesetzt wurde, wurden die bei einer Verankerungslänge $h_{ef} = 50$ mm gemessenen Versagensverschiebungen $\Delta h(t_{fail})$ auf eine Verankerungslänge $h_{ef} = 72$ mm (Referenzgeometrie) umgerechnet. Dies geschah mittels einer linearen Verhältnisgleichung. Tabelle 5-8 stellt daher neben den bei einer Verankerungslänge von $h_{ef} = 50$ mm gemesse-

nen Versagensverschiebungen auch die bei einer Verankerungslänge von $h_{ef} = 72$ mm berechneten Werte dar. Für die weiteren Betrachtungen kommen im Folgenden die berechneten Versagensverschiebungen bei einer Verankerungslänge von $h_{ef} = 72$ mm zum Einsatz.

Vergleicht man die Versagenszeitpunkte t_{fail} des Verbunddübels EP unter dauerhafter Lasteinwirkung, Tabelle 5-8, mit jenen der Auszugversuche mit variabler Laststeigerungsrate, Abschnitt 5.1.4, Tabelle 5-5, wird deutlich, dass die Versuche mit variabler Laststeigerungsrate eine konservative Annahme darstellen. So ergaben die Versuche mit variabler Laststeigerungsrate, dass zu einem Versagenszeitpunkt von $t_{fail} = 100$ h lediglich noch rund 83 % der initialen Verbundfestigkeit τ_{ef} des Verbunddübels EP vorhanden sind, Abschnitt 5.1.4.2. Unter der dauerhaft konstanten Lasteinwirkung der Dauerstandversuche besitzen diese jedoch nach 100 h noch eine effektive Verbundfestigkeit von rund 90% (Tabelle 5-8, DST_EP_29.8MPa_01). Der Einzelversuch mit einer effektiven Verbundspannung von 85 % versagte demgegenüber erst nach mehr als 1.000 h (Tabelle 5-8, DST_EP_28.0MPa_01).

Tabelle 5-7: Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen am Verbunddübel VE

Versuchsreihe [-]	Verbundspannung τ [MPa]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]	Versagenszeitpunkt t_{fail} [h]	Versagensverschiebung $\Delta h(t_{fail})$ [mm]
DST_VE_18.4MPa_01			2.015,0	1,26
DST_VE_18.4MPa_02	18,4	74	620,3	1,22
DST_VE_18.4MPa_03			382,2	1,22
DST_VE_19.0MPa_01			26,5	1,26
DST_VE_19.0MPa_02			0,3	1,23
DST_VE_19.0MPa_03	19,0	77	2,8	1,24
DST_VE_19.0MPa_04			128,2	1,20
DST_VE_19.0MPa_05			114,8	1,21
DST_VE_19.5MPa_01	19,5	79	29,0	1,21
DST_VE_20.1MPa_01			40,2	1,27
DST_VE_20.1MPa_02	20,1	81	22,7	1,15
DST_VE_21.8MPa_01			0,2	1,14
DST_VE_21.8MPa_02	21,8	88	0,1	1,07

Fortsetzung Tabelle 5 7: Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen am Verbunddübel VE

Versuchsreihe [-]	Verbundspannung τ [MPa]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]	Versagenszeitpunkt t_{fail} [h]	Versagensverschiebung $\Delta h(t_{fail})$ [mm]
DST_VE_22.9MPa_01			2,6	1,12
DST_VE_22.9MPa_02	22,9	92	0,3	1,19
DST_VE_22.9MPa_03			0,1	1,09
DST_VE_23.8MPa_01			0,2	1,16
DST_VE_23.8MPa_02	23,8	96	3,0	1,21
DST_VE_23.8MPa_03			1,6	1,17

Tabelle 5-8: Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen am Verbunddübel EP

Versuchsreihe [-]	Verbundspannung τ [MPa]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]	Versagenszeitpunkt t_{fail} [h]	Versagensverschiebung $\Delta h(t_{fail})$ [mm]	
				$h_{ef} = 50$ mm	$h_{ef} = 72$ mm
DST_EP_28.0MPa_01*	28,0*	85	1.521*	1,38*	1,98*
DST_EP_29.3MPa_01*	29,3*	89	1.461*	1,25*	1,95*
DST_EP_29.4MPa_01*	29,4*	89	1.598*	1,36*	1,94*
DST_EP_29.8MPa_01	29,8	90	114,8	1,24	1,79
DST_EP_29.8MPa_02			1,0	1,00	1,46
DST_EP_29.9MPa_01	29,9	90	0,5	0,92	1,34
DST_EP_30.2MPa_01	30,2	91	2,3	0,94	1,35
DST_EP_30.4MPa_01	30,4	92	0,5	0,70	1,01
DST_EP_30.8MPa_01	30,8	93	2,0	1,13	1,63
DST_EP_31.7MPa_01	31,7	96	2,5	0,81	1,17
DST_EP_31.7MPa_02			2,4	0,88	1,26

* Versagen durch schrittweises Erhöhen der dauerhaften Verbundspannung (bis ca. 31 MPa) erwirkt. Erfasster Versagenszeitpunkt sowie Versagensverschiebung stellen daher konservative Annahmen dar.

Bild 5-36 stellt den Zusammenhang zwischen der aufgetragenen Verbundspannung τ und dem Zeitpunkt des Versagens t_{fail} für den Verbunddübel VE, Bild 5-37 für den Verbunddübel EP grafisch dar. Mit zunehmender Verbundspannung kommt es erwartungsgemäß zu einer signifikanten Reduktion des Versagenszeitpunktes. Dabei kann der Rückgang der Verbundspannung für einen gegebenen Versagenszeitpunkt, also die Verbundfestigkeit des Verbunddübels in Abhängigkeit der notwendigen Lebensdauer, in der Form eines natürlichen Logarithmus berechnet werden, Formel (5-10)⁴⁶⁵.

$$\tau = a \ln(t_{fail}) + b \quad (5-10)$$

Hierbei stellen a und b konstante Näherungswerte zur Anpassung der Logarithmusfunktion an die Messwerte dar.

S.7013 sowie der Verbunddübel im Speziellen, vgl. Cook et al. (2009), S.62f; El Menoufy (2010), S.23; Davis (2012), S.103 und Cook et al. (2013), S.27. Auch dort wird ein logarithmischer Zusammenhang zwischen der aufgetragenen Verbundspannung und der resultierenden Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel hergestellt. In der angegebenen Fachliteratur wird dieser mathematische Ansatz im Folgenden häufig zur Extrapolation bis auf eine Zeitdauer von 50 Jahren eingesetzt. Es wird so abgeschätzt, welche Verbundspannung der Verbunddübel maximal ertragen kann, um eine Lebensdauer von 50 Jahren aufzuweisen. Dieser Ansatz wird auch als „stress versus time to failure method (svttf) bezeichnet, vgl. Abschnitt 3.7, S.56.

⁴⁶⁵ Dies deckt sich mit den Beobachtungen in der Fachliteratur, der Polymere im Allgemeinen, vgl. Klompen et al. (2005),

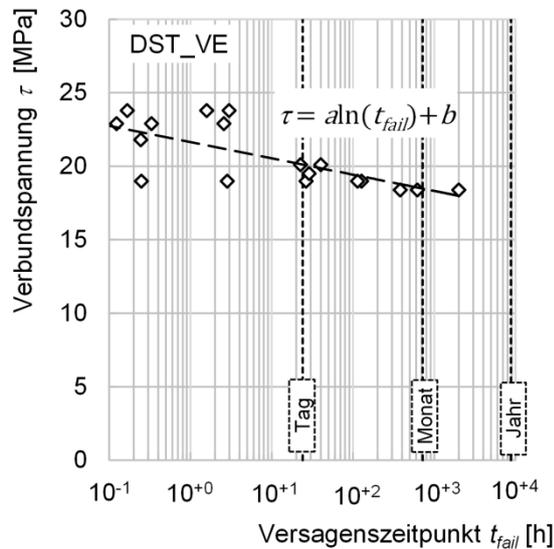


Bild 5-36: Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} des Verbunddübels VE in Abhängigkeit von der aufgetragenen dauerhaften Verbundspannung τ

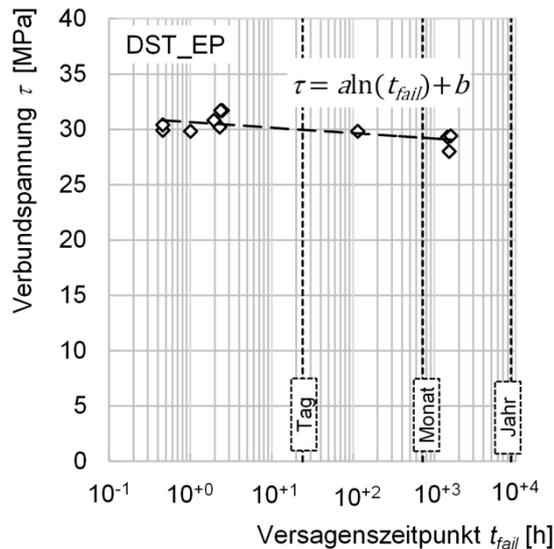


Bild 5-37: Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} des Verbunddübels EP in Abhängigkeit von der aufgetragenen dauerhaften Verbundspannung τ

Sowohl in Tabelle 5-7 und Tabelle 5-8 als auch in Bild 5-36 und Bild 5-37 wird deutlich, dass die aus Einzelversuchen zum Kurzzeitkriechen ermittelten Versagenszeitpunkte für eine gegebene Verbundspannung teilweise um zwei Zehnerpotenzen streuen. So wurden beispielsweise für den Verbunddübel VE bei einer Verbundspannung $\tau = 19,0$ MPa Versagenszeiten zwischen $t_{fail} = 0,3$ h (Tabelle 5-7, DST_VE_19.0MPa_2) und $t_{fail} = 128,2$ h (Tabelle 5-7, DST_VE_19.0MPa_4) ermittelt. Für den Verbunddübel EP lagen die Versagenszeiten bei einer Verbundspannung $\tau = 29,8$ MPa zwischen $t_{fail} = 1,0$ h (Tabelle 5-8, DST_EP_29.8MPa_2) und $t_{fail} = 114,8$ h

(Tabelle 5-8, DST_EP_29.8MPa_1). Die starke Streuung der Einzelwerte ist auch unter den hervorragenden Herstellungs- und Prüfbedingungen im Labor unvermeidlich, da sich bereits geringste Änderungen innerer sowie äußerer Einflussgrößen (bspw. Bohrlochrauheit, Reinigung des Bohrlochs, geringe Schrägstellung der Ankerstange im Bohrloch, geringe Lufteinschlüsse im Verbundmörtel) erheblich auf das Tragverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung auswirken. Die in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen ermittelte Streuung der Versagenszeitpunkte der Einzelversuche bei einer gegebenen Verbundspannung liegen daher im Rahmen der aus der Literatur bekannten Ergebnisse vergleichbarer Untersuchungen⁴⁶⁶.

Zu bemerken ist an dieser Stelle, dass genau diese unvermeidbare Versuchsstreuung den Schwachpunkt der „stress versus time to failure method“ darstellt, welche in diversen Literaturstellen⁴⁶⁷ zur Bewertung der Funktionalität der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung propagiert wird.

Um die Streuung der Einzelwerte zu relativieren, wurden im Folgenden Mittelwerte für die Versagenszeitpunkte sowie -verschiebungen bei einer gegebenen Verbundspannung berechnet. Für den Verbunddübel EP wurden dabei die Einzelversuche mit Verbundspannungen $\tau = 29,3$ und $29,4$ MPa, $29,8$ und $29,9$ MPa sowie $30,2$ und $30,4$ MPa zu jeweils einer mittleren Verbundspannung $\bar{\tau}$ zusammengefasst.

Um darüber hinaus eine möglichst große Datenbasis für die Berechnung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der notwendigen Lebensdauer zu verwenden, wurden die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen, welche während der dauerhaften Lasteinwirkung versagen, mit einbezogen. Auch bei der Betrachtung der Mittelwerte stellt der natürliche Logarithmus eine gute Annäherung für die messtechnisch erfassten Verbundfestigkeiten in Abhängigkeit der Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel dar.

Die mittleren Versagenszeitpunkte $\overline{t_{fail}}$ in Bezug zur mittleren Verbundspannung $\bar{\tau}$ sind für den Verbunddübel VE in Bild 5-38 sowie für den Verbunddübel EP in Bild 5-39 dargestellt. Während die weißen Symbole die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen ver-

⁴⁶⁶ vgl. Cook et al. (2009), El Menoufy (2010), Davis (2012)

⁴⁶⁷ Cook et al. (2009), S.62 f; El Menoufy (2010), S23; Davis (2012), S.103 und Cook et al. (2013), S27

deutlichen, stellen die schwarzen Symbole die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen mit Versagen dar.

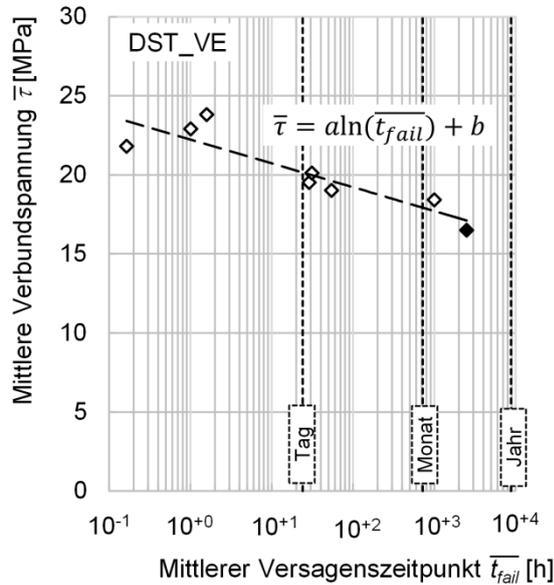


Bild 5-38: Mittlere Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} des Verbunddübels VE in Abhängigkeit von der mittleren dauerhaften Verbundspannung $\bar{\tau}$; weiße Symbole stellen die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen dar, schwarze Symbole stehen für die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen

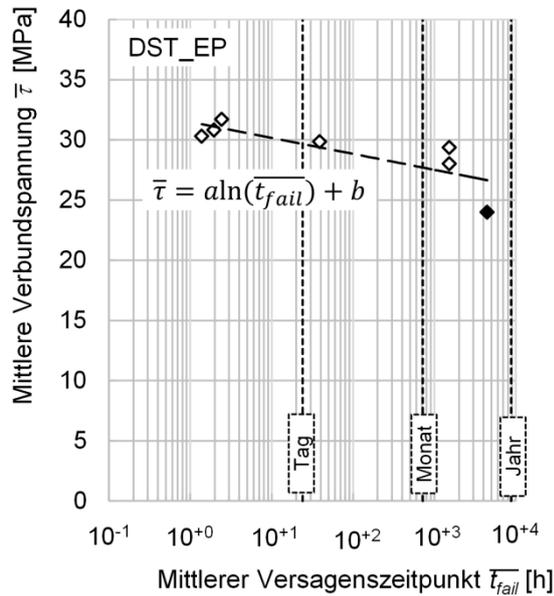


Bild 5-39: Mittlere Zeitdauer bis zum Versagen t_{fail} des Verbunddübels EP in Abhängigkeit von der mittleren dauerhaften Verbundspannung $\bar{\tau}$; weiße Symbole stellen die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen dar, schwarze Symbole stehen für die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen

Tabelle 5-9 stellt die Näherungswerte a und b zur Anpassung der Logarithmusfunktion an die Mittelwerte der messtechnisch erfassten Ver-

bundfestigkeiten in Abhängigkeit der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel dar.

Tabelle 5-9: Näherungswerte zur Berechnung der mittleren Verbundfestigkeiten der Verbunddübel VE und EP in Abhängigkeit der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung

Verbunddübel	Konstante	
	a [-]	b [-]
VE	-0,655	22,23
EP	-0,576	31,49

Nach der „stress versus time-to-failure method (svttf)“⁴⁶⁸ kann im Folgenden die verbleibende Verbundfestigkeit beim Erreichen der geplanten Lebensdauer der Verbunddübel ermittelt werden. Für die angestrebte Lebensdauer der Verbunddübel von 50 Jahren (438.000 h) muss dazu eine Extrapolation der Logarithmusfunktion mit den gegebenen Näherungswerte a und b über diesen Zeitraum erfolgen.

Für den Verbunddübel VE ergibt sich dabei eine residuale Langzeitfestigkeit $\bar{\tau}(50a) = 13,7$ MPa, was rd. 55 % der in den zugehörigen Auszugversuchen ermittelten Kurzzeitfestigkeit entspricht. Für den Verbunddübel EP beträgt die residuale Langzeitfestigkeit $\bar{\tau}(50a) = 24,0$ MPa, bzw. rd. 72 % der zugehörigen Kurzzeitfestigkeit.

Wertet man aus die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen⁴⁶⁹ hinsichtlich des Zusammenhangs zwischen dem Versagenszeitpunkt t_{fail} und der zu diesem Zeitpunkt ermittelten Versagensverschiebung $\Delta h(t_{fail})$ aus, ergibt sich, wie schon bei der Verbundspannung, ein logarithmischer Zusammenhang, sowohl bei der Berücksichtigung der Einzel- als auch der Mittelwerte, Formel (5-11).

$$\overline{\Delta h} = d \ln(\overline{t_{fail}}) + e \tag{5-11}$$

⁴⁶⁸ Cook et al. (2009), S.62 f; El Menoufy (2010), S23; Davis (2012), S.103 und Cook et al. (2013), S27

⁴⁶⁹ Wie schon bei den geschilderten Zusammenhängen zwischen der Belastungsdauer und den resultierenden Verbundfestigkeit wurden bei dem Verbunddübel EP die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen, welche während der dauerhaften Lasteinwirkung versagten berücksichtigt. Für den Verbunddübel VE wurde von dieser Herangehensweise abgesehen, da die Versuche mit unterschiedlicher Stützweite durchgeführt wurden. Während die Variation der Stützweite (im Bereich der in dieser Arbeit dargestellten Breite) keinen nennenswerten Einfluss auf die belastungsdauervariante Verbundfestigkeit zu haben scheint, wird ein signifikanter Einfluss auf die belastungsdauervariante Versagensverschiebung angenommen.

Hierbei stellen d und e die Näherungswerte zur Anpassung der Logarithmusfunktion an die messtechnisch erfassten Daten dar. Mit zunehmender Versagensdauer steigt die Versagensverschiebung, jedoch mit einer abnehmenden Zuwachsrate. Bild 5-40 (VE) sowie Bild 5-41 (EP) stellen diesen Zusammenhang dar. Tabelle 5-10 stellt die Näherungswerte d und e zur Anpassung der Logarithmusfunktion an die Mittelwerte der messtechnisch erfassten Versagensverschiebungen in Abhängigkeit der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel dar.

Tabelle 5-10: Näherungswerte zur Berechnung der mittleren Versagensverschiebung der Verbunddübel VE und EP in Abhängigkeit der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung

Verbunddübel	Konstante	
	d [-]	e [-]
VE	0,016	1,147
EP	0,090	1,273

Mithilfe von Formel (5-11) kann durch Extrapolation auf 50 Jahre (438.000 h) die mittlere Versagensverschiebung beim Erreichen der geplanten Lebensdauer der Verbunddübel ermittelt werden. Für den Verbunddübel VE beträgt diese $\overline{\Delta h(50a)} = 1,35$ mm, für den Verbunddübel EP $\overline{\Delta h(50a)} = 2,44$ mm.

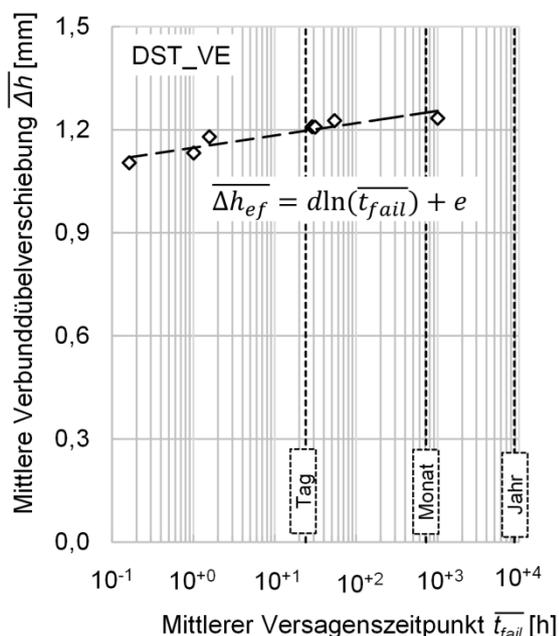


Bild 5-40: Mittlere Versagensverschiebung $\overline{\Delta h}$ des Verbunddübels VE in Abhängigkeit von der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen $\overline{t_{fail}}$

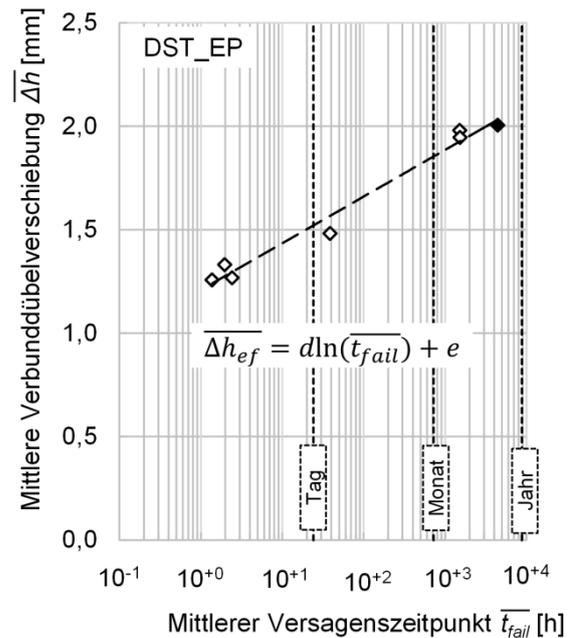


Bild 5-41: Mittlere Versagensverschiebung $\overline{\Delta h}$ des Verbunddübels EP in Abhängigkeit von der mittleren Zeitdauer bis zum Versagen $\overline{t_{fail}}$; weiße Symbole stellen die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen dar, schwarze Symbole stehen für die Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen

5.1.7 Degradationsversuche (DEGRAD)

5.1.7.1 Durchgeführte Untersuchungen

An beiden Verbunddübeln wurden Degradationsversuche durchgeführt. Sie dienen der Bestimmung deformationsinduzierter Strukturveränderungen (Degradation) der Verbunddübel bzw. der Verbundmörtel sowie der Grenzschichten Ankerstange/Verbundmörtel und Verbundmörtel/Beton unter Lasteinwirkung. Die deformationsinduzierten Strukturveränderungen bilden die Grundlage zur Berechnung des Degradationsindikators D als dritten Eingangsparemeter für das rheologische Modell. Der Degradationsindikator liefert anschließend Aussagen darüber, wie stark die in den Auszugversuchen ermittelte initiale Verbundsteifigkeit⁴⁷⁰ aufgrund von Strukturveränderung des Verbunddübels reduziert werden muss. Dem liegt die Annahme zu Grunde, dass eine Strukturveränderung (Materialdegradation) stets mit einer Steifigkeitsreduktion einhergeht. Der Degradationsindikator determiniert somit sowohl den instantan auftretenden Deformationsanteil des rheologischen Modells während der Lastaufbringung als auch die zeitvarianten

⁴⁷⁰ Vgl. Abschnitt 5.1.2 hinsichtlich der durchgeführten Auszugversuche sowie Abschnitt 6.2.2 hinsichtlich der Berechnung der Verbundsteifigkeit.

Deformationen unter dauerhafter Lasteinwirkung. Er beeinflusst die Prognose des Kurz- und des Langzeittragverhaltens des rheologischen Modells demnach gleichermaßen.

Die Durchführung von Degradationsversuchen in der nachfolgend beschriebenen Art stellt für den Bereich der Verbunddübel eine neuartige Herangehensweise zur Ermittlung deformationsinduzierter Strukturveränderungen dar. Bekannt ist eine solche Vorgehensweise dagegen aus dem Bereich des Beton- bzw. Stahlbetonbaus. So wurden bspw. bereits 1975 von Spooner et al. einfache Druck-Degradationsversuche an unbewehrten Betonen⁴⁷¹ sowie 1976 an Zementleimen⁴⁷² beschrieben. Schwabach führte später ebenfalls Druckversuche an unbewehrten Normalbetonen^{473,474,475} sowie selbstverdichtenden Betonen⁴⁷⁶ durch. Bolle⁴⁷⁷ stellt zahlreiche Biegezug-Degradationsversuche an Stahlbetonbalken dar. Heidolf⁴⁷⁸ untersuchte das Tragverhalten polymermodifizierter Betone unter mehrfach wiederholter Druckbeanspruchung ebenfalls anhand von Degradationsversuchen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Analogien zwischen dem viskoelastischen Deformationsverhalten des Betons und dem ebenso viskoelastischen Deformationsverhalten der Verbunddübel genutzt. So konnten die im Bereich des Betonbaus gewonnenen grundlegenden Erkenntnisse hinsichtlich der Durchführung von Degradationsexperimenten auf die Problematik der Verbunddübel übertragen werden. Unklar war dabei zunächst, wie das Lastregime eines solchen Degradationsversuchs aufgebaut sein muss, um die deformationsinduzierte Strukturveränderung der Verbunddübel möglichst exakt erfassen zu können. Auch war eine direkte Übertragung der aus der Literatur bekannten Degradationsversuche auf die Verbunddübel nicht möglich, da die Verbunddübel einer zentrischen Zugbelastung ausgesetzt werden, wohingegen die Degradationsversuche an Betonen i.d.R. Druckversuche oder Biegezugversuche (selten) darstellen. Aus diesem Grund wurden die aus der Literatur bekannten Versuchsaufbauten und -abläufe für die Prüfung von Verbunddübeln modifiziert.

Versuchsaufbau

Für die Degradationsversuche kam ein spezieller Versuchsaufbau zum Einsatz, welcher die zentrische Zugprüfung der Verbunddübel mit mehrfach wiederholten Be- und Entlastungszyklen ermöglicht. Zur Lastaufbringung wurde ein kombiniertes Druck-/Zug-Prüfgerät der Firma Roell+Korthaus (RKS100) eingesetzt, Bild 5-42. Zur Lagesicherung des Verbunddübels samt Betongrundkörper wurde ein spezieller Einspannrahmen verwendet, Bild 5-43 (schematisch). Dieses besteht aus einer unteren Stahlplatte (450×400×50 mm³), welche fest mit der Prüfmaschine verbunden ist. Auf die untere Stahlplatte wird der Betongrundkörper (400×400×250 mm³) mit dem Verbunddübel oben vertikal herausschauend zentrisch aufgelegt. Auf den Betongrundkörper samt Verbunddübel wird wiederum eine Stahlplatte (450×400×25 mm³) aufgelegt, welche mittig ein Loch besitzt, durch welches der Verbunddübel geführt wird. Das Loch weist einen Durchmesser von 22 mm auf, es entspricht der Stützweite der Degradationsversuche. Obere und untere Stahlplatte werden anschließend durch zwei Spannrahmen beidseitig eingespannt und so der mittig liegende Verbunddübel in seiner Lage fixiert. Die Verschiebungsmessung am Verbunddübel erfolgt durch vier, rechtwinklig zueinander angeordnete potentiometrische Wegtaster (Nutzweg/Auflösung = 25 mm / 0,001 mm). Diese wurden, nahe dem Verbunddübel, teils an dem Spannrahmen (Bild 5-42) bzw. teils an der oberen Stahlplatte (Bild 5-43) befestigt. Die Verschiebungsmessung erfolgt stets gegen eine weitere Stahlplatte (200×100×3 mm³), welche unmittelbar oberhalb der oberen Stahlplatte, mittels einer Verschraubung, direkt am Verbunddübel befestigt wurde, Bild 5-43. Zur Auswertung der Degradationsversuche wurden die Mittelwerte der Verschiebungsmessungen der vier Wegtaster herangezogen.

⁴⁷¹ Spooner et al. (1975)

⁴⁷² Spooner et al. (1976)

⁴⁷³ Schwabach et al. (2001)

⁴⁷⁴ Schwabach (2002)

⁴⁷⁵ Schwabach (2005)

⁴⁷⁶ Schwabach (2005)

⁴⁷⁷ Bolle (1999)

⁴⁷⁸ Heidolf (2007)



Bild 5-42: Druck-/Zug-Prüfgerät für die Degradationsversuche

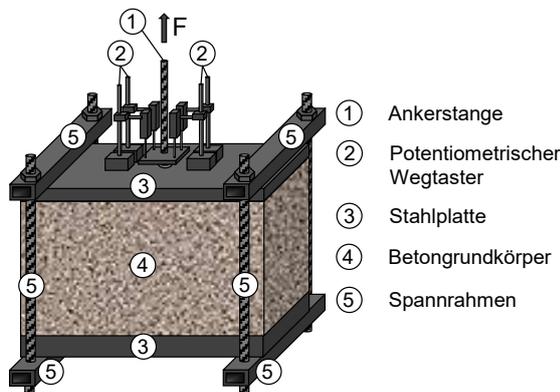


Bild 5-43: Versuchsaufbau für die Degradationsversuche (schematisch), vgl. Kraenkel et al. (2012a)⁴⁷⁹

Versuchsablauf

Alle Degradationsversuche wurden gemäß ETAG 001-5⁴⁸⁰ in trockenem niederfesten Beton der Festigkeitsklasse C20/25, bei Raumtemperatur ($T = 21 \pm 3 \text{ °C}$) durchgeführt. Die Montage sowie Aushärtung der Verbunddübel erfolgte nach den bekannt gemachten Anweisungen des Herstellers. Die Versuche wurden mit enger Abstützung durchgeführt, um ein Versagen Abstützung durchgeführt, um Betonausbruch zu behindern und die Übertragung der Lasten in den Beton nahe beim Verbunddübel zu gewährleisten. Die Stützweite (STW) betrug bei beiden Verbunddübeln (VE und EP) 22 mm, die Verankerungslänge betrug $h_{ef} = 95 \text{ mm}$ (VE) bzw. 72 mm (EP).

Die Degradationsversuche wurden bis zum Versagen der Verbunddübel durch Herausziehen durchgeführt. Die Belastung erfolgte dabei stets kraftgesteuert. Es wurden die Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehungen $\tau/\Delta h$ der Verbunddübel unter wiederholter niederzyklischer Kurzzeitbelastung mit einer Messfrequenz von wenigstens 2 Hz mittels eines Datenloggers aufgezeichnet.

Es erfolgten Experimente zur Festlegung, wie das Lastregime eines solchen Degradationsversuchs aufgebaut sein muss, um die deformationsinduzierte Strukturveränderung der Verbunddübel möglichst exakt erfassen zu können. Es wurden vier unterschiedliche Versuchsabläufe bzw. Lastregimes (LR-1 bis LR-4) untersucht.

Allen Lastregimes gemein ist, dass die Verbunddübel zunächst mit einer geringen Kraft von 0,5 kN (VE: $\tau = 0,14 \text{ MPa}$; EP: $\tau = 0,18 \text{ MPa}$) vorbelastet wurden und diese Kraft für eine Zeitdauer von 300 Sekunden konstant gehalten wurde. Dies erfolgte, um etwaige Verstreckungen des Versuchsaufbaus bereits vor der eigentlichen Degradationsprüfung abgeschlossen zu haben. Aus diesen Verstreckungen resultierende Verschiebungen der Verbunddübel im Degradationsversuch separiert und somit von der weiteren Auswertung ausgeschlossen werden. Direkt im Anschluss an die Vorbelastung (ohne erneute Entlastung) erfolgte die eigentliche Degradationsprüfung. Auch bei dieser ergeben sich Gemeinsamkeiten zwischen allen untersuchten Lastregimes.

Alle Lastregimes weisen mehrfach wiederholte Be- und Entlastungspfade auf variierenden Spannungsniveaus mit zwischengeschalteten Lasthaltephasen bei Ober- und Unterspannung auf. Ein Lastwechsel besteht somit stets aus (1) einer Belastung auf die gewählte Oberspannung, (2) einer Lasthaltephase bei Oberspannung, (3) der anschließenden Entlastung auf die Unterspannung sowie (4) der Lasthaltephase bei Unterspannung (Erholungsphase), Bild 5-44. Anschließend beginnt der nächste Lastwechsel erneut mit der Belastung auf die Oberspannung, Bild 5-44, (5).

Diese Anordnung von wiederholten Lastwechseln mit zwischengeschalteten Lasthaltephasen ist für die beabsichtigte Auswertung der Degradationsversuche notwendig. Die Auswertung erfolgt durch Betrachtungen der unter

⁴⁷⁹ Kraenkel et al. (2012a), S.550

⁴⁸⁰ EOTA (2013)

Lasteinwirkung dissipierten Verformungsenergie, welche eine integrale Erfassung des Formänderungsverhaltens und damit der Strukturveränderung (Degradation) des Verbunddübels ermöglicht. Diese Art der Auswertung hat das Ziel, einen Parameter (Degradationsindikator D) zu bestimmen, der den Grad der Strukturveränderung der Verbunddübel in Abhängigkeit der äußeren Einwirkung beschreibt. Sie ist in den Abschnitten 6.2.4.4 - 6.2.4.6 detailliert beschrieben.

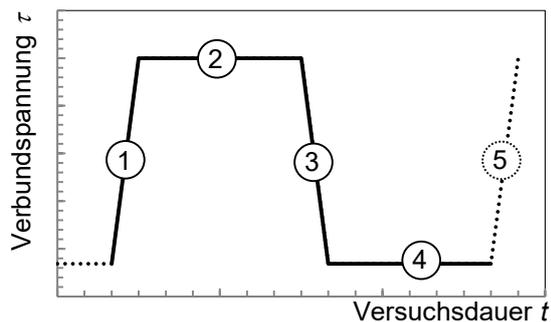


Bild 5-44: Darstellung eines Lastwechsels im Degradationsversuch

Die Be- und Entlastung der Verbunddübel erfolgt bei allen Lastregimes kraftgesteuert mit 2 kN/s. Diese relativ hohe Laststeigerungsrate ist notwendig, um die Be- und Entlastungsdauern möglichst gering zu halten und somit während der Be- und Entlastung (idealisiert) lediglich zeitinvariante (elastische und plastische) Verbunddübelverschiebungen zu erfassen. Dies ist ebenfalls eine Grundvoraussetzung für die beabsichtigte Auswertung der Degradationsversuche. Andererseits treten bei einer Laststeigerungsrate von 2 kN/s noch keine dynamischen Effekte, wie sie z.B. bei einer Stoßbelastung vorkommen würden, auf. Auch dies ist eine notwendige Bedingung für die beabsichtigte Auswertung der Degradationsversuche. Weiterhin beträgt die Dauer der Lasthaltephasen bei allen Lastregimes konstant 300 s. Diese Zeitdauer ist einerseits lang genug, dass die zeitvarianten Verbunddübelverschiebungen bei konstanter Lasteinwirkung erfasst werden können. Andererseits kann durch die relativ kurze Zeitdauer der Lasthaltephasen eine vertretbare Dauer des gesamten Degradationsversuchs sichergestellt werden, was insbesondere ökonomische Vorteile besitzt. Wichtig ist für die beabsichtigte Auswertung der Degradationsversuche insbesondere, dass die Zeitdauer der Lasthaltephasen auf Ober- und Unterspannung identisch ist, nur so können die zeitvarianten Verbunddübelver-

schiebungen bei Ober- und Unterspannung vergleichend betrachtet werden.

Nachfolgend sind die vier untersuchten Lastregimes detailliert erläutert.

◇ Lastregime 1 (LR-1)

Das Lastregime 1 (LR-1) wurde für die Versuche am Verbunddübel VE eingesetzt. Es besteht aus je drei Lastwechseln pro Belastungsniveau. Das Belastungsniveau der ersten drei Lastwechsel liegt bei einer Oberspannung von 4 % der in den Auszugversuchen ermittelten Kurzzeitfestigkeit $\tau_{ef} = 0,04 \times \tau_u$. Das Belastungsniveau wird anschließend, bis zum Versagen des Verbunddübels, schrittweise um jeweils weitere 4 % gesteigert. Bild 5-45 stellt den Ablauf des Lastregimes 1 grafisch dar.

◇ Lastregime 2 (LR-2)

Auch das Lastregime 2 (LR-2) wurde für die Versuche am Verbunddübel VE eingesetzt. Es basiert auf LR-1. Im Unterschied zu LR-1 wird jedoch bei einer Oberspannung von $\tau_{ef} = 4\%$ sowie $\tau_{ef} = 8\%$ lediglich ein einzelner Lastwechsel durchgeführt und anschließend direkt das nächst höhere Belastungsniveau angefahren, Bild 5-46. Ab einer Oberspannung von $\tau_{ef} = 12\%$ gleicht das LR-2 dem LR-1, mit je drei Lastwechseln pro Belastungsniveau bis zum Versagen des Verbunddübels, Bild 5-46.

Der verkürzte Versuchsablauf mit lediglich einem Lastwechsel im Bereich geringer Belastungen stellt einen ersten Versuch dar, die Dauer des Degradationsversuchs aus ökonomischen Gesichtspunkten zu verkürzen. Dabei wird davon ausgegangen, dass diese geringe Belastung noch keinen signifikanten Einfluss auf die Strukturveränderung (Degradation) des Verbunddübels besitzt. Es wird angenommen, dass die Verkürzung des Versuchsablaufs somit keinen wesentlichen Effekt auf das Prüfergebnis und damit auf den daraus ermittelten Degradationsindikator zur Bestimmung, des Grades der Strukturveränderung der Verbunddübel in Abhängigkeit der äußeren Einwirkung besitzt.

◇ Lastregime 3 (LR-3)

Das Lastregime 3 (LR-3) wurde ebenfalls für die Versuche am Verbunddübel VE verwendet. Bei diesem Lastregime wird, aufbauend auf LR-1 und LR-2 bis zu einer Oberspannung von

$\tau_{ef} = 20\%$ lediglich ein einzelner Lastwechsel pro Belastungsniveau durchgeführt und anschließend direkt das nächst höhere Niveau angefahren. Ab einer Oberspannung von $\tau_{ef} = 24\%$ gleicht das LR-3 wiederum dem LR-1, mit je drei Lastwechseln pro Belastungsniveau bis zum Versagen des Verbunddübels. Bild 5-47 stellt den Ablauf des Lastregimes 3 grafisch dar.

Der stark verkürzte Versuchsablauf mit lediglich einem Lastwechsel bis zu einer effektiven Oberspannung von 20 % stellt nach LR-2 einen weiteren Versuch dar, die Dauer des Degradationsversuchs zu reduzieren. In diesem Zusammenhang wurde untersucht, ob der verkürzte Degradationsversuch (LR-3) sowie der ausführliche Degradationsversuch (LR-1) vergleichbare Ergebnisse liefern, ob also die Ermittlung eines Degradationsindikators zur Bestimmung des Grades der Strukturveränderung der Verbunddübel in Abhängigkeit der äußeren Einwirkung auch mit diesem signifikant reduzierten Versuchsumfang möglich ist.

◇ Lastregime 4 (LR-4)

Das Lastregime 4 kam bei der Prüfung der Verbunddübel EP zum Einsatz. Bei diesem Verbunddübel stellte sich in Vorversuchen heraus, dass eine Anzahl von lediglich drei Lastwechseln pro Belastungsniveau nicht ausreichend ist, um das charakteristische Degradationsverhalten des Verbunddübels EP abzubilden. Das Lastregime 4 (LR-4) besteht daher aus je fünf Lastwechseln pro Belastungsniveau.

Des Weiteren ergaben die Voruntersuchungen, dass eine Erhöhung der Schrittweite zwischen den einzelnen Belastungsniveaus möglich ist, ohne einen nennenswerten Einfluss auf den aus den Versuchen ermittelten Degradationsindikator zu besitzen. Das Belastungsniveau der ersten fünf Lastwechsel entspricht daher einer Oberspannung von 6 % der in den Auszugversuchen ermittelten Kurzzeitfestigkeit $\tau_{ef} = 0,06 \times \tau_u$. Das Belastungsniveau wird anschließend, bis zum Versagen des Verbunddübels, schrittweise um jeweils weitere 6 % gesteigert. Die Erhöhung der Schrittweite zwischen den einzelnen Belastungsniveaus reduziert die Versuchsdauer des Degradationsversuchs signifikant und liefert dadurch einen positiven Beitrag zur Ökonomie des Versuchs.

Bild 5-48 stellt den Ablauf des Lastregimes 4 grafisch dar.

Eine Übersicht über die durchgeführten Degradationsversuche ist in Tabelle 5-11 enthalten.

Tabelle 5-11: Durchgeführte Degradationsversuche

Versuchsreihe [-]	Anzahl [Stk]	Lastregime LR[-]
DEGRAD_VE_LR-1	5	1
DEGRAD_VE_LR-2	6	2
DEGRAD_VE_LR-3	2	3
DEGRAD_EP_LR-4	10	4

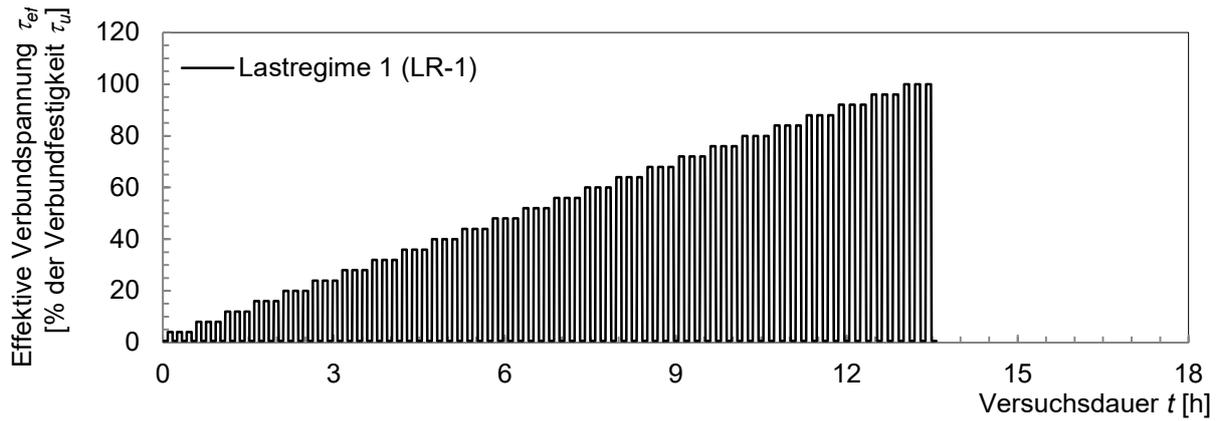


Bild 5-45: Versuchsablauf mit dem Lastregime 1

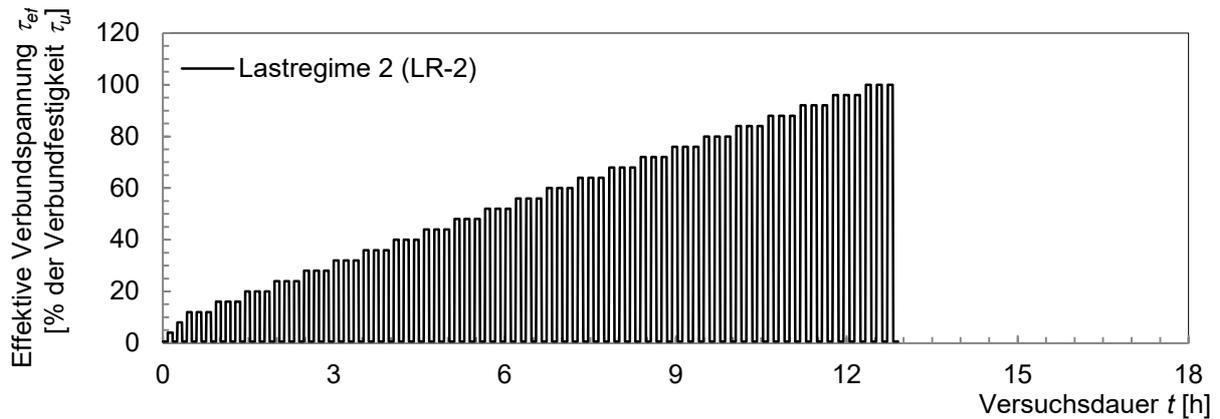


Bild 5-46: Versuchsablauf mit dem Lastregime 2

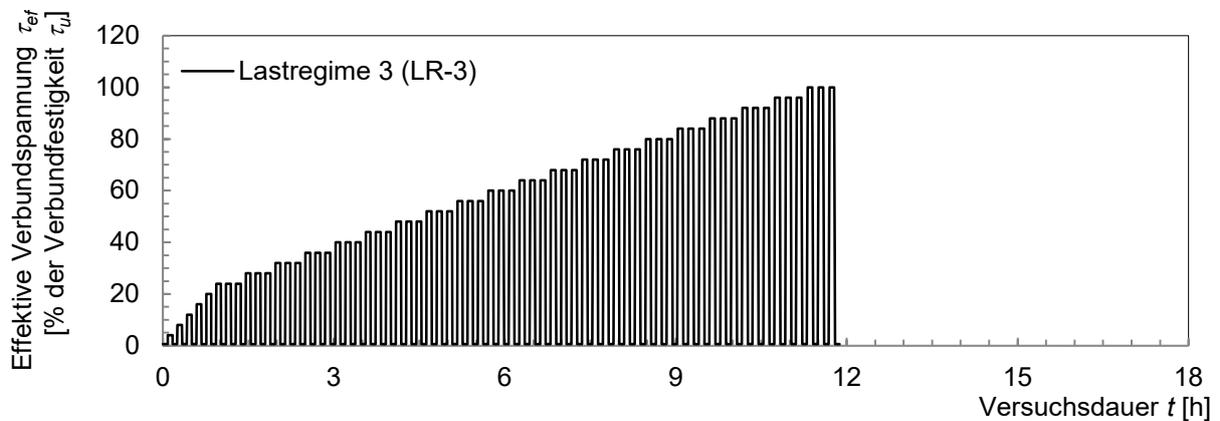


Bild 5-47: Versuchsablauf mit dem Lastregime 3

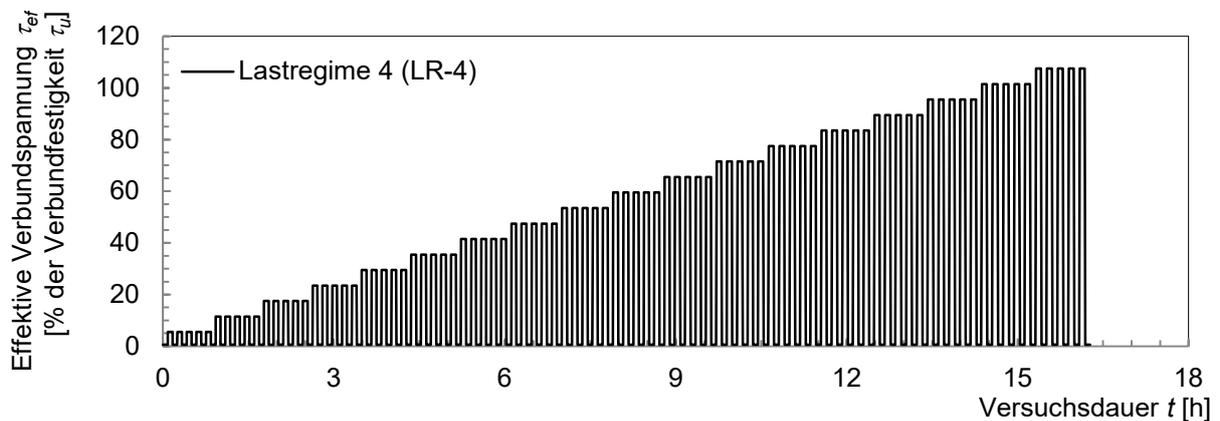


Bild 5-48: Versuchsablauf mit dem Lastregime 4

5.1.7.2 Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung im Degradationsversuch

In Bild 5-49 ist exemplarisch die Verbundspannungs/Zeit-Beziehung sowie die resultierende Verschiebungs/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 1 dargestellt.

Es ist ersichtlich, dass der dargestellte Verbunddübel VE bereits bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 64\%$ durch Herausziehen versagt. Dieses Verhalten ist charakteristisch für den Verbunddübel VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 1. So versagten alle fünf untersuchten Verbunddübel VE in diesem Lastregime bei effektiven Verbundspannungen τ_{ef} zwischen 64 und 68 %. Dieser Effekt kann der umfassenderen Lastgeschichte des LR-1 im Vergleich zur monotonen Laststeigerung im Auszugversuch zugeordnet werden. LR-1 bewirkt demnach eine gesteigerte Strukturveränderung des Verbunddübels, bereits bei geringen Belastungshöhen.

Betrachtet man das Tragverhalten des Verbunddübels VE während des Degradationsversuchs grundlegend, wird deutlich, dass während der Belastungsphasen des Verbunddübels erwartungsgemäß auch die resultierende Verbunddübelverschiebung Δh steigt. In den Entlastungsphasen ist eine Rückverformung zu verzeichnen. Während der Haltephasen bei Oberspannung treten bei den anfänglich niedrigen Belastungsniveaus lediglich geringe, nicht-signifikante Kriecherscheinungen auf. Mit zunehmender Beanspruchung kommt es jedoch zunehmend auch zu zeitvarianten Verbunddübelverschiebungen Δh , die dem Krie-

chen zugeordnet werden können. Ein vergleichbares Verhalten tritt auch in den Haltephasen bei Unterspannung auf. So kommt es erst dann zu signifikanten zeitvarianten Rückverformungen, dem reversiblen Rückkriechen des Verbunddübels, wenn in der vorherigen Haltephase bei Oberspannung auch nennenswerte Kriecherscheinungen auftraten.

Betrachtet man den gesamten zeitlichen Verlauf der Verbunddübelverschiebungen des Verbunddübels VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 1 wird deutlich, dass die während der Belastung und der Haltephase bei Oberspannung vom Verbunddübel zurückgelegte Verschiebung Δh durch die Entlastung sowie die Haltephase bei Unterspannung nicht wieder vollständig reversibel ist. Folglich steigt mit zunehmendem Belastungsniveau auch der Betrag der nicht-reversiblen Verschiebung des Verbunddübels. Bild 5-49 verdeutlicht diesen Zusammenhang.

Während die Verschiebung Δh des Verbunddübels VE in Bild 5-49 bei den anfänglich geringen Belastungsniveaus nahezu vollständig reversibel ist, kommt es mit zunehmender Beanspruchung zu bleibenden Verschiebungen auch bei der Wirkung der lediglich geringen Unterspannung von $\tau_{ef} \approx 0,5\%$.

Ein vergleichbares Verhalten zeigten die Verbunddübel VE auch bei den weiterhin untersuchten Lastregimes LR-2 sowie LR-3. Exemplarisch sind dazu in Bild 5-50 die Verbundspannungs/Zeit-Beziehung sowie die resultierende Verschiebungs/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 3 dargestellt.

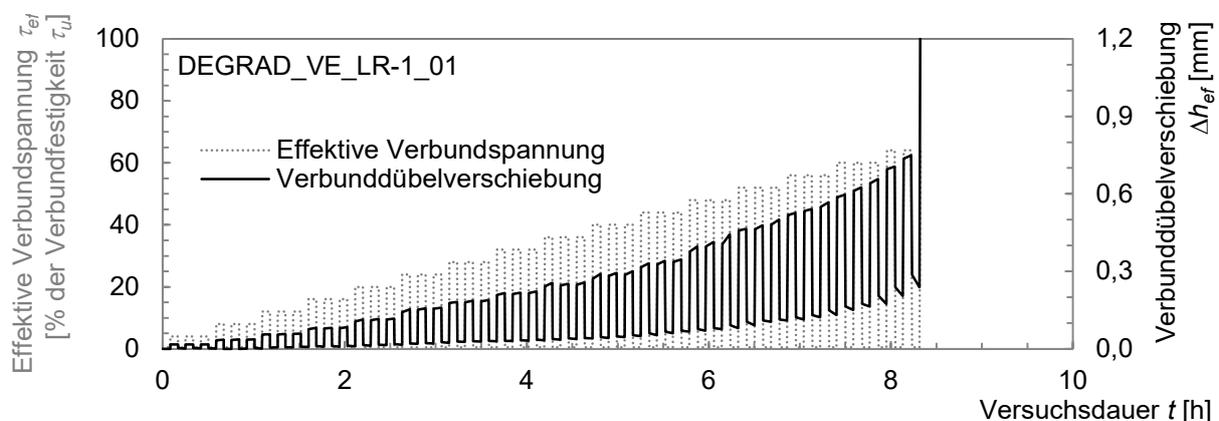


Bild 5-49: Verbundspannungs/Zeit-Beziehung sowie zugehörige Verschiebungs/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 1

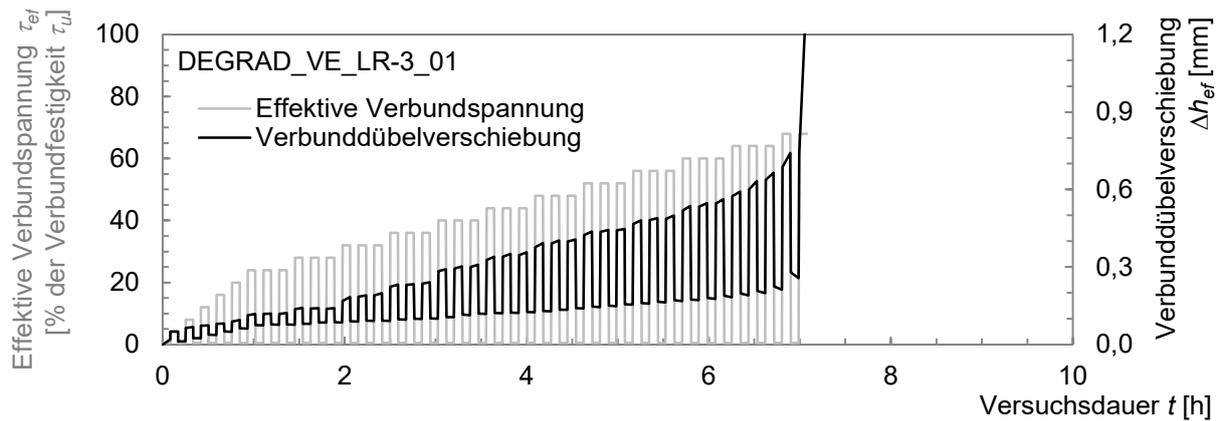


Bild 5-50: Verbundspannungs-/Zeit-Beziehung sowie zugehörige Verschiebungs-/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels VE im Degradationsversuch mit dem Lastregime 3

Bild 5-50 verdeutlicht einerseits die im Vergleich zum LR-1 verkürzte Versuchsdauer bis zum Versagen des Verbunddübels. Die verkürzte Versuchsdauer wurde durch den im Bereich geringer Belastungsniveaus reduzierten Versuchsablauf⁴⁸¹ erreicht. Das Versagen trat dabei bei einer mit den Verbunddübeln im LR-1 vergleichbaren effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 64\%$ auf. Im Mittel versagten die Verbunddübel bei LR-3, wie bei LR-1, bei effektiven Verbundspannungen τ_{ef} zwischen 64 und 68 %. Die Verbunddübel im LR-2 (ohne Bild) verhielten sich vergleichbar.

Der Vergleich der Verschiebungs-/Zeit-Beziehung des Verbunddübels VE im LR-1 (Bild 5-49) mit LR-3 (Bild 5-50) verdeutlicht auch den schnelleren Anstieg der gemessenen Verbunddübelverschiebungen Δh im LR-3. Dies ist erwartungsgemäß, da in diesem LR, wie beschrieben, auch die aufgebrachten Belastungsniveaus schneller ansteigen. Ein nahezu vollständiger Rückgang der Verschiebungen ist im LR-3 im Gegensatz zum LR-1 nur zu Beginn des Versuchs zu verzeichnen. Auch dies ist die Folge der schneller ansteigenden Belastung im LR-3. Vergleicht man die gemessenen Verbunddübelverschiebungen der beiden Lastregimes in direktem Bezug zur aufgebrachten effektiven Verbundspannung kann konstatiert werden, dass, unabhängig vom gewählten Lastregime, bei identischen Belastungsniveaus auch vergleichbare Verschiebungen auftreten. Letztendlich versagten die Verbunddübel VE also unabhängig vom gewählten Lastregime (LR-1 oder LR-3) in den Degradationsversuchen bei einer vergleichba-

ren Verbunddübelverschiebung, wenngleich diese Versagensverschiebung im LR-3 in einer kürzeren Zeitdauer erreicht wurde.

Die im Lastregime 2 geprüften Verbunddübel verhielten sich analog. So lag die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen im Degradationsversuch mit LR-1 genau zwischen LR-1 und LR-3, da der Versuchsablauf des LR-2 in Vergleich zu LR-1 im Anfangsbereich geringer Belastungsniveaus zwar verkürzt wurde⁴⁸², die Verkürzung des Versuchsablaufs jedoch nicht so stark ausgeprägt ist, wie bei LR-3.

Die Verbunddübel EP wurden alle mit dem Lastregime-4 geprüft. Im LR-4 durchläuft der Verbunddübel auf jedem Belastungsniveau 5 Lastwechsel. Die dadurch erhöhte Versuchsdauer konnte durch die Wahl einer größeren Schrittweite zwischen den einzelnen Belastungsniveaus teilweise ausgeglichen werden. Voruntersuchungen mit dem Verbunddübel EP ergaben, dass einerseits wenigstens 5 Lastwechsel pro Belastungsniveau (Laststufe) benötigt werden, um in der weiteren Auswertung der Verbundspannungs-/Verschiebungs-Beziehung einen für den Verbunddübel EP charakteristischen Degradationsindikator zur Beurteilung des Grades der Strukturveränderung (Degradation) des Verbunddübels als Eingangsparameter für das rheologische Modell zu bestimmen. Degradationsversuche mit lediglich drei Lastwechseln pro Belastungsniveau waren für den Verbunddübel EP nicht zielführend, weil innerhalb dieser drei Lastwechsel kein abgeschlossener Strukturverände-

⁴⁸¹ LR-3: Lediglich 1 Lastwechsel pro Laststufe bis zu einer Oberspannung von $\tau_{ef} = 20\%$, anschließend 3 Lastwechsel wie bei LR-1

⁴⁸² LR-2: Lediglich 1 Lastwechsel pro Laststufe bis zu einer Oberspannung von $\tau_{ef} = 8\%$, anschließend 3 Lastwechsel wie bei LR-1

rungszustand erreicht werden konnte. Dies ist jedoch die Grundlage für die Berechnung des Degradationsindikators als Eingangsparameter für das rheologische Modell. Ein abgeschlossener Strukturveränderungszustand gilt dabei als erreicht, wenn ein weiterer Lastwechsel auf demselben Belastungsniveau zu keiner weiteren irreversiblen (und damit strukturverändernden) Verschiebung mehr führt.

Des Weiteren wurde in den Voruntersuchungen ermittelt, dass sich eine Erhöhung der Schrittweite zwischen den einzelnen Belastungsniveaus beim Verbunddübel EP nicht signifikant auf den Degradationsindikator zur Beurteilung des Grades der Strukturveränderung auswirkt.

Bild 5-51 zeigt die Verbundspannungs/Zeit-Beziehung sowie die resultierende Verschiebungs/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels EP im Degradationsversuch mit dem Lastregime 4. Die dargestellten Verläufe sind charakteristisch für alle untersuchten Verbunddübel EP in diesem Lastregime. Es wird deutlich, dass der Verbunddübel EP bereits bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 72\%$ durch Herausziehen versagte. Im Mittel versagten die Verbunddübel EP bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} \approx 65\%$, wobei die effektiven Verbundfestigkeiten der Einzelversuche zwischen $55\% \leq \tau_{ef} \leq 77\%$ lagen.

Auffällig ist die verhältnismäßig große Streuung der effektiven Verbundfestigkeit der Einzelversuche. Für die Bestimmung eines Eingangsparameters für das rheologische Modell zur Lebensdauerprognose der Verbunddübel auf Basis der Degradationsversuche ist dies zu berücksichtigen. Dies wird durch Mittelwertbildung auf der Grundlage einer möglichst

großen Anzahl an Degradationsversuchen (10 Stk. für Verbunddübel EP) erfolgen.

Die reduzierte effektive Verbundfestigkeit des Verbunddübels EP deckt sich mit den am Verbunddübel VE beobachteten Verhalten. So bewirkt die andere Lastgeschichte des Degradationsversuchs im Vergleich zum Auszugversuch eine gesteigerte Strukturveränderung und folglich eine Festigkeitsminderung.

Auch hinsichtlich des Tragverhaltens des Verbunddübels EP im Degradationsversuch mit dem LR-4 ergeben sich Gemeinsamkeiten zum Verbunddübel VE mit dem LR-1. Erwartungsgemäß steigt während der Belastungsphasen auch die resultierende Verschiebung Δh , welche bei Entlastung rückläufig ist. Während der Haltephasen bei Oberspannung treten wie beim Verbunddübel VE bei den anfänglich geringen Belastungsniveaus lediglich nicht-signifikante Kriecherscheinungen auf. Mit steigenden Belastungsniveaus kommt es zunehmend auch zu zeitvarianten Kriechprozessen sowie dem Rückkriechen in den Haltephasen bei Unterspannung.

Mit steigenden Belastungsniveaus kommt es darüber hinaus, wie beim Verbunddübel VE, zu nicht-reversiblen, bleibenden Verschiebungen. Bild 5-51 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Deutlich wird dabei auch, dass der Verbunddübel EP im Vergleich zu VE, trotz seiner geringeren effektiven Verankerungslänge h_{ef} größere Verschiebungen aufweist. Es konnte somit auch im Degradationsversuch nachgewiesen werden, dass der Verbunddübel EP ein größeres Verformungspotenzial als VE besitzt. Dies deckt sich mit den Ergebnissen der Auszugversuche.⁴⁸³

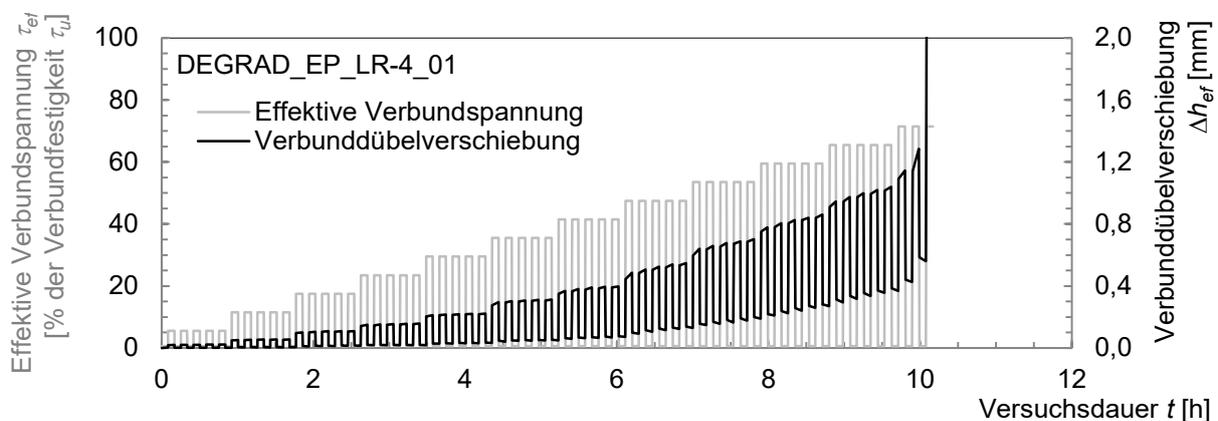


Bild 5-51: Verbundspannungs/Zeit-Beziehung sowie zugehörige Verschiebungs/Zeit-Beziehung eines Verbunddübels EP im Degradationsversuch mit dem Lastregime 4

⁴⁸³ Vgl. Abschnitt 5.1.2.2

6 Modellierung

6.1 Das Burgers-Modell zur Prognose linear viskoelastischen Verhaltens

An dieser Stelle soll lediglich kurz auf das Burgers-Modell zur Prognose linearer Viskoelastizität eingegangen werden. Eine ausführlichere Modellbeschreibung kann Abschnitt 3.3.2.5 entnommen werden.

Das Burgers-Modell besteht aus einem Maxwell-Element (Hooke'sche Feder und Newton'scher Dämpfer in Reihenschaltung) sowie einem Kelvin-Element (Hooke'sche Feder und Newton'scher Dämpfer in Parallelschaltung) in Reihenschaltung, Bild 6-1.

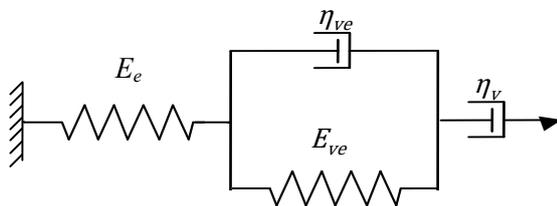


Bild 6-1: Burgers-Modell zur Beschreibung viskoelastischen Werkstoffverhaltens

Es ermöglicht die Darstellung elastischer ε_e , viskoser ε_v , sowie verzögert elastischer Deformationen ε_{ve} . So können sowohl Kriech- als auch Relaxationsvorgänge adäquat abgebildet werden, was das Burgers-Modell zum klassischen Modell zur Beschreibung linear viskoelastischen Werkstoffverhaltens macht.

Für die Darstellung nichtlinear viskoelastischen Werkstoffverhaltens ist es in seiner klassischen Form (Verwendung linearer Werkstoffgesetze für die einzelnen rheologischen Grundelemente) jedoch nicht geeignet.

6.2 Modifikationen des Burgers-Modells zur nichtlinearen Prognose

6.2.1 Grundlegendes

Verbunddübel weisen ein ausgeprägt nichtlinear viskoelastisches Werkstoffverhalten auf. Nichtlineare Abhängigkeiten bestehen dabei von:

- ✦ der Höhe der wirkenden Verbundspannung,
- ✦ der Dauer, mit der diese Verbundspannung wirkt,
- ✦ dem Betrag der durch die wirkende Verbundspannung initiierten Verschiebung, sowie
- ✦ der Temperatur.

Um eine Prognose des Deformationsverhaltens der Verbunddübel mit dem Burgers-Modell zu ermöglichen, müssen die linearen Materialgesetze der elastischen (Hooke'schen) Federn sowie der viskosen (Newton'schen) Dämpfer des klassischen Burgers-Modells derart verändert werden, dass sie die genannten Nichtlinearitäten darstellen können.

In den nachfolgenden Abschnitten wird erläutert, wie dies in der vorliegenden Arbeit erreicht wurde. Ausgehend von der Darstellung der linearen Materialgesetze des klassischen Burgers-Modells wird dabei beschrieben, welche Modifikationen notwendig sind, um die Nichtlinearitäten hinsichtlich des Tragverhaltens der Verbunddübel zu berücksichtigen. Anschließend wird dargestellt, wie diese Nichtlinearitäten im modifizierten Burgers-Modell Berücksichtigung finden. Dabei wird insbesondere auch darauf eingegangen, wie die nichtlinearen Einflüsse versuchstechnisch ermittelt wurden und mit welchem funktionellen Ansatz die Eingangsparameter des modifizierten Burgers-Modells mit diesen Versuchsergebnissen verknüpft wurden.

Das in dieser Arbeit dargestellte modifizierte Burgers-Modell ist dabei auf die Prognose des nichtlinear viskoelastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel bei Raumtemperatur beschränkt. Der Einfluss der Temperatur ist nicht Gegenstand dieser Arbeit. Vielmehr soll im Rahmen dieser Arbeit ein grundlegendes Modell zur Prognose des nichtlinearen Deformationsverhaltens der Verbunddübel entwickelt werden, welches anschließend im Rahmen weiterer Untersuchungen um den nichtlinearen Temperatureinfluss erweitert werden kann (siehe Kapitel 8 „Ausblick“).

Verbundspannungsbezogene Materialkennwerte

In der vorliegenden Arbeit wurde bisher bei der Beschreibung der rheologischen Grundelemente sowie der daraus aufgebauten rheologischen Modelle⁴⁸⁴ der Feder stets eine Federsteifigkeit E sowie dem Dämpfer eine Viskosität η zugeordnet. Die aufgebrachte Belastung wurde stets als Spannung σ definiert. Im Folgenden soll jedoch die Modifikation des klassischen Burgers-Modells, speziell für die Darstellung des Tragverhaltens der Verbunddübel vorgestellt werden. Dies erfordert eine Berück-

⁴⁸⁴ Vgl. Abschnitt 3.3

sichtigung der in der Verbunddübeltechnik eingesetzten Begrifflichkeiten.

Verbundspannung

Die durch eine aufgebrauchte Kraft F im Querschnitt der Ankerstange des Verbunddübels entstehende Spannung σ spielt bei der Beschreibung des Tragverhaltens der Verbunddübel lediglich eine untergeordnete Rolle⁴⁸⁵. Der Grund dafür ist, dass nicht die Querschnitts-, sondern die Mantelfläche die für die Lastübertragung aus dem Verbunddübel in den Beton relevante Fläche darstellt.

Im Bereich der Verbunddübel muss somit die resultierende Verbundspannung τ entlang der Mantelfläche der Ankerstange als die für die Verbunddübel charakteristische Spannungsgröße Anwendung finden. Dabei wird im Folgenden vorausgesetzt, dass entlang der Verankerungslänge stets eine konstante Spannungsverteilung⁴⁸⁶.

Verbundsteifigkeit und Viskosität

Analog zur Verbundspannung muss auch bei der Steifigkeit und der Viskosität der Verbunddübel eine Modifikation erfolgen. Statt der auf die im Querschnitt wirkenden Spannung σ bezogenen Steifigkeit E , findet im Folgenden die auf die entlang der Verankerungslänge der Verbunddübel h_{ef} wirkenden Verbundspannung τ bezogene Verbundsteifigkeit Anwendung, um das zeitinvariante Deformationsverhalten der Verbunddübel zu beschreiben. Physikalisch kann diese Verbundsteifigkeit mit dem Schubmodul G ausgedrückt werden.

Gleiches gilt für die Viskosität η der Verbunddübel zur Beschreibung der zeitvarianten Deformationen. Auch hier besteht der Bezug zur Verbundspannung τ , ohne dass dieser Bezug im Folgenden explizit mit einem Indizes dargestellt wird.

6.2.2 Modellierung des zeitunabhängigen Tragverhaltens - Verbundsteifigkeit des modifizierten Burgers-Modells im Auszugversuch

6.2.2.1 Ausgangssituation

Im klassischen Burgers-Modell wird die elastische Deformation unter Lasteinwirkung mit einer einzelnen Hooke'schen Feder dargestellt (vgl. Tabelle 3-1). Dabei besteht zwischen der aufgebrauchten Spannung und der resultierenden Dehnung eine lineare Proportionalität (Hooke'sches Gesetz, vgl. Formel (3-1), S. 45).

Analog dazu kann für eine wirkende Verbundspannung τ ebenfalls ein proportionales Verhalten zur resultierenden elastischen Dehnung ε_e angenommen werden. Der Proportionalitätsfaktor ist in diesem Fall der Schubmodul G als Maß für die Verbundsteifigkeit der Feder. Der Schubmodul kann nach Formel (6-1) berechnet werden.

$$G = \frac{\tau}{\tan \gamma} = \frac{\tau}{\gamma} \quad 487 \quad (6-1)$$

Dabei beschreibt γ den Schubwinkel. Für die Verbunddübel entspricht dieser dem Verhältnis zwischen der Verbunddübelverschiebung Δh und der Spaltbreite h_s , Formel (6-2).

$$\gamma = \frac{\Delta h}{h_s} \quad (6-2)$$

Die Spaltbreite h_s entspricht wiederum der Dicke des Ringspaltes zwischen der Bohrlochwandung und der Ankerstange. Mit $\Delta h = \varepsilon_e h_{ef}$ ergibt sich somit für die elastische Dehnung ε_e Formel (6-3).

$$\varepsilon_e = \frac{\tau h_s}{G h_{ef}} \quad (6-3)$$

Bild 6-2 veranschaulicht diesen Zusammenhang.

⁴⁸⁵ Eine Ausnahme bilden Versuche, bei denen Stahlversagen als Versagenstyp auftritt, vgl. Abschnitt 2.3.4. Dort ist die im Stahl wirkende Spannung σ als Quotient aus der vorherrschenden Kraft F und der Querschnittsfläche der Ankerstange mit $A = 0,25 \times \pi \times d^2$ von Belang. In der baupraktischen Anwendung der Verbunddübel ist der Versagenstyp Stahlversagen jedoch äußerst selten.

⁴⁸⁶ „Uniform Bond Stress Model“, siehe z. B. Cook et al. (1998), S.15f

⁴⁸⁷ Gültig für kleine Winkel γ

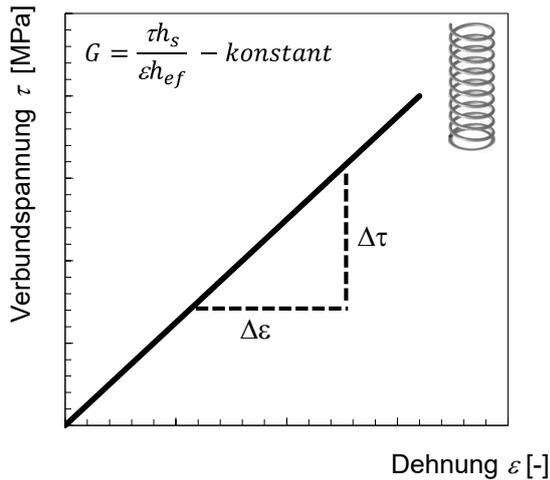


Bild 6-2: Linear elastisches Verbundspannungs/Dehnungs-Verhalten mit konstantem Schubmodul G

6.2.2.2 Entwicklung der Verbundsteifigkeit während der Belastung

Verbunddübel weisen, wenn überhaupt, nur für einen vernachlässigbar kleinen Bereich der Belastung linear elastisches Verhalten auf. Eine allgemeingültige Elastizitätsgrenze, unterhalb welcher das Tragverhalten der Verbunddübel linear elastischer Natur ist, kann dabei nicht gegeben werden. Als Grund ist dafür insbesondere die Abhängigkeit des Kurzzeittragverhaltens der Verbunddübel von der Art des eingesetzten Verbundmörtelprodukts, bzw. dessen produktabhängigen Adhäsions- und Kohäsionsvermögens zu nennen⁴⁸⁸.

Für die beiden untersuchten Verbunddübel konnte keine Elastizitätsgrenze ermittelt werden. Beide Systeme zeichnen sich im gesamten Lastbereich durch einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen der aufgetragten Verbundspannung und der resultierenden Dehnung aus, Formel (6-4).

$$G = f(\tau) \tag{6-4}$$

Hinzu kommt, dass die untersuchten Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung neben den reversibel elastischen Dehnungen ϵ_e auch irreversibel plastische Dehnungen ϵ_p aufweisen. Die aus der Gesamtdehnung ϵ der Verbunddübel berechnete Verbundsteifigkeit der untersuchten Verbunddübel ist demnach keine rein elastische Kenngröße, sondern beinhaltet auch plastische Deformationsanteile, Formel (6-5).

$$G = G^P \tag{6-5}$$

Bild 6-3 stellt das charakteristische Verbundspannungs/Dehnungsverhalten der untersuchten Verbunddübel sowie die resultierende Verbundsteifigkeit⁴⁸⁹ schematisch dar. Die Verbundsteifigkeit G_i^P wurde dabei stets als Sekanten-Modul zwischen der zum Zeitpunkt i wirkenden Verbundspannung τ_i und der korrespondierenden Gesamtdehnung des Verbunddübels ϵ_i zum Koordinatenursprung ($\tau_i, \epsilon_i = 0$) berechnet, siehe Bild 6-3, gestrichelte Linien.

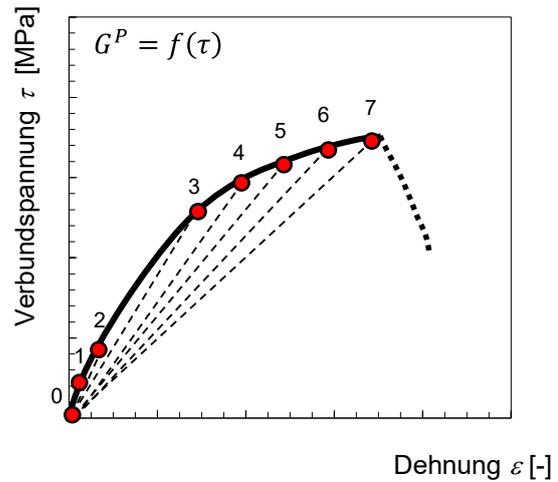


Bild 6-3: Schematische Darstellung des nichtlinearen Verbundspannungs/Dehnungsverhaltens der untersuchten Verbunddübel

Im Gegensatz zum klassischen Burgers-Modell kann die Verbundsteifigkeit im modifizierten Burgers-Modell also nicht als rein elastische Federkonstante dargestellt werden. Statt der Feder wird im modifizierten Burgers-Modell daher ein Deformationselement mit der Verbundsteifigkeit G^P eingeführt, welches das nichtlinear verbundspannungsvariante elastisch-plastische Deformationsverhalten der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung darstellt.

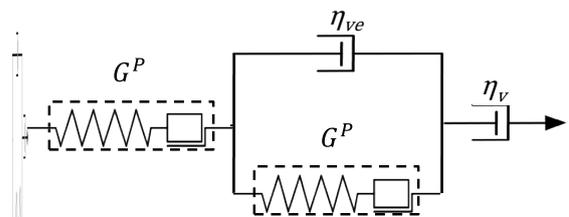


Bild 6-4: Modifiziertes Burgers-Modell mit Deformationselement mit nichtlinear verbundspannungsvarianter Verbundsteifigkeit G^P

⁴⁸⁸ Vgl. Abschnitt 2.3.2

⁴⁸⁹ Entspricht dem Anstieg der gestrichelten Linien

An den Verbunddübeln wurden Auszugversuche durchgeführt, um deren nichtlineares Verbundspannungs/Dehnungsverhalten und somit insbesondere die lastvariante Entwicklung der Verbundsteifigkeit G^P , zu analysieren.

Grundlegend wiesen alle untersuchten Verbunddübel zum Versuchsbeginn eine für Verbunddübel vergleichsweise hohe Steifigkeit auf. Ihr Verhalten im Auszugversuch war durch einen kontinuierlichen Anstieg der Lastverschiebungskurve, eine spontane Steifigkeitsänderung beim Erreichen der Höchstlast sowie eine anschließend abnehmende Auszuglast mit zunehmender Verschiebung gekennzeichnet⁴⁹⁰.

Eine exakte Analyse des Tragverhaltens im Auszugversuch ergab, dass das Wirken einer lediglich geringen Verbundspannung zunächst zu einer unterproportionalen Zunahme der Dehnung (Bild 6-3, 0 \rightarrow 1) der Verbunddübel führt, was mit der anfänglich hohen Verbundsteifigkeit einhergeht (Bild 6-5, $G_0^P - G_1^P$). Anschließend kommt es zu einer progressiven Dehnungszunahme (Bild 6-3, 1 \rightarrow 2), welche sich in einem Rückgang der Verbundsteifigkeit äußert (Bild 6-5, $G_1^P \gg G_2^P$). Dieser Verbundsteifigkeitsrückgang im Bereich kleiner Beanspruchungen ist materialcharakteristisch.

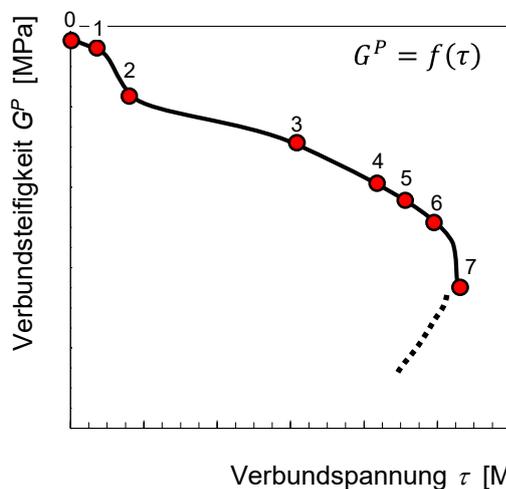


Bild 6-5: Schematische Darstellung der lastvarianten Entwicklung der Verbundsteifigkeit G^P der untersuchten Verbunddübel in Abhängigkeit der einwirkenden Verbundspannung τ

Die weitere Laststeigerung (Bild 6-3, 2 \rightarrow 3) führte zu einem sich nur leicht reduzierenden Verhältnis der Verbundspannung zur resultie-

ren Dehnung der Verbunddübel und folglich für diesen Lastbereich zu lediglich geringfügig sinkenden Verbundsteifigkeiten mit steigender Beanspruchung (Bild 6-5, $G_2^P > G_3^P$). Dies kann durch das charakteristische Deformationsverhalten der Makromoleküle der polymeren (duromeren) Verbundmörtel erklärt werden. So führt die deformationserzeugende Last in den vernetzten Makromolekülen der duromeren Verbundmörtel zu einer Abstandsänderung der kovalenten Bindungen zwischen den Atomen der Molekülachsen^{491,492} sowie einer Verzerrung der Valenzwinkel der chemischen Bindungen⁴⁹³. Mit zunehmender Last kommt es dabei auch zu einer gesteigerten Streckung/Verzerrung⁴⁹⁴. Ideell gesehen treten in diesem Lastbereich noch keine Materialdegradationen (Schädigungen) auf, die Verbundsteifigkeit wäre demnach konstant. Die gesamte durch die Belastung zugeführte Energie wird, ideell betrachtet, elastisch gespeichert und kann nach Wegfall der Belastung vollständig an die Umgebung durch spontane Rückdeformation zurückgegeben werden. Das reale Tragverhalten der Verbunddübel weist jedoch bereits in diesem Lastbereich erste Anzeichen einer Materialdegradation auf, was die kontinuierliche Reduktion der Verbundsteifigkeit mit fortschreitender Belastung erklärt. Folglich wird nicht die gesamte durch die Belastung zugeführte Energie elastisch gespeichert. Nach dem Wegfall der Belastung kommt es nicht zur vollständig Rückdeformation, sondern es treten auch irreversible plastische Deformationen auf⁴⁹⁵, vgl. dazu auch Abschnitt 6.2.2.5, S. 107.

Die Auszugversuche an den Verbunddübeln ergaben bei einer Laststeigerung über den, ideell betrachtet, nicht-schädigungsrelevanten Bereich hinaus einen neuerlichen ausgeprägten Abfall der Verbundsteifigkeit, aufgrund einer überproportionalen Dehnungszunahme (Bild 6-5, 3 \rightarrow 7). Ursächlich hierfür ist die zunehmende Degradation der Verbunddübel. Die Degradation der Verbunddübel wird dabei gleichzeitig durch eine Reihe unterschiedlicher

⁴⁹¹ Ehrenstein (1999), S.19, S.139 & S.160

⁴⁹² Hellerich et al. (1992), S.23

⁴⁹³ Ehrenstein (1999), S.19, S.139 & S.160

⁴⁹⁴ Siehe auch Abschnitt 3.4 dieser Arbeit

⁴⁹⁵ Um diesen Sachverhalt genauer analysieren zu können wurden spezielle Zugversuche an Verbunddübeln durchgeführt. Dabei wurden die Verbunddübel bis zu einer von Versuch zu Versuch unterschiedlich hohen Oberlast be- sowie anschließend wieder entlastet und die Deformationen sowie Rückdeformationen in Abhängigkeit der Höhe der Oberlast ermittelt. So kann zwischen reversibel elastischen und irreversibel plastischen Deformationen unterschieden werden. Diese Versuche sind in Abschnitt 6.2.2.5 dargestellt.

⁴⁹⁰ Das Verhalten der untersuchten Verbunddübel im Auszugversuch entspricht dem von Mészáros (2002), S.101 beschriebenen, siehe auch Abschnitt 2.3.2, Bild 2-8a bzw. Bild 2-8d dieser Arbeit.

Effekte beeinflusst. So kann sie auf eine lastinduzierte Reduktion des Kohäsionsvermögens des Verbundmörtels, eine Schwächung des Adhäsionsvermögens des Verbundmörtels (Stoffschlusses) sowie des Formschlusses in den Grenzflächen (Mörtel/Beton und Ankerstange/Mörtel) und ggf. eine Schädigung des angrenzenden Betons zurückgeführt werden.

Hinsichtlich des Kohäsionsvermögens kommt es durch die steigenden Lasteinwirkungen bzw. resultierenden Dehnungen zunehmend zu Brüchen in der räumlichen Vernetzungsstruktur der duromeren Verbundmörtel. Die zerstörten Teile der Verbundmörtelmatrix können im Folgenden nicht mehr zur Lastweiterleitung beitragen, das Kohäsionsvermögen sinkt also und mit ihm auch die Steifigkeit des Verbundmörtels. Dies führt wiederum zu einer überproportionalen Zunahme der Spannungen bzw. Dehnungen im noch aktiv an der Lastweiterleitung beteiligten Verbundmörtel und folglich zu einer progressiven Schädigungszunahme bzw. Verringerung der Verbundmörtelsteifigkeit.

Auch in den Grenzflächen Verbundmörtel/Beton und Ankerstange/Verbundmörtel kommt es zunehmend zur Schädigung des adhäsionsbedingten Stoffschlusses und des durch mechanische Verzahnung erreichten Formschlusses. So führt die steigende Lasteinwirkung zu einem Verlust des Verbundes zwischen dem Mörtel und dem angrenzenden Material. Zunächst tritt dies in begrenzten Bereichen, kurz vor dem Erreichen der Verbundfestigkeit der Verbunddübel jedoch bereits in weiten Teilen der Grenzflächen auf. Es entstehen Risse in den Grenzflächen, die sowohl die Klebewirkung des Mörtels durch Adhäsionsverbund als auch die mechanische (Mikro-) Verzahnung reduzieren bzw. lösen. Relativbewegungen zwischen dem Verbundmörtel und dem angrenzenden Beton sind die Folge, die Verbundsteifigkeit des Verbunddübels reduziert sich. Zu beachten ist in diesem Zusammenhang, dass der adhäsionsbedingte Stoffschluss vorrangig in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton zum Tragen kommt, da in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel der Formschluss durch mechanische Verzahnung so ausgeprägt ist, dass dieser den Effekt des Stoffschlusses überlagert⁴⁹⁶.

Auch die Schädigung des angrenzenden Betons ist eine mögliche Ursache für die über-

proportionale Dehnung der Verbunddübel im Bereich hoher Lasten. So treten bei einer Zugbelastung am Verbunddübel im Beton Querspannungen auf, die zur Mikrorissbildung im Beton führen können. Durch die Rissbildung kommt es zu Verschiebungen im Beton nahe der Bohrlochwandung. Diese Verschiebungen werden messtechnisch dem Verbunddübel zugeordnet. Die zusätzlichen Verschiebungen bzw. Dehnungen führen dabei (rechnerisch) zu einer Reduktion der ermittelten Steifigkeit der Verbunddübel.

6.2.2.3 Verlust der Verbundsteifigkeit während des Versagens

Für die Ermittlung der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell ist der Nachbruchbereich ab dem Erreichen der Verbundfestigkeit bzw. der Maximallast nicht von Belang, da die Verbunddübel in diesem Bereich baupraktisch nicht eingesetzt werden. Der Vollständigkeit halber soll an dieser Stelle jedoch auch auf die für das Versagen sowie Nachbruchverhalten der Verbunddübel ursächlichen Prozesse während und nach dem Erreichen der Maximallast eingegangen werden.

Beim Erreichen der Verbundfestigkeit der Verbunddübel kam es zum Versagen durch Herausziehen, was durch einen spontanen Lastabfall mit zunehmender Verschiebung gekennzeichnet war (Bild 6-3, gepunktete Linie). Dabei wurden drei Versagensarten beobachtet, die allesamt denen von Cook et al.^{497,498} definierten Versagensarten zugeordnet werden können. Die Mehrheit der Verbunddübel versagte in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel (Bild 6-6), ein Teil in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton (Bild 6-7). Einige wenige Verbunddübel wiesen ein Mischversagen auf, wobei stets der der Betonoberfläche zugewandte Teil des Verbunddübels in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton und der tiefer eingebundene Teil in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel versagte (Bild 6-8). Dies deckt sich mit den Erkenntnissen anderer Autoren^{499,500,501}. Ein Betonausbruchkegel bildete sich aufgrund der engen Abstützung der Prüfeinrichtung nur minimal aus.

⁴⁹⁷ Cook et al. (1998), S.13

⁴⁹⁸ Siehe auch Abschnitt 2.3.4 dieser Arbeit

⁴⁹⁹ Cook et al. (1998), S.13

⁵⁰⁰ Mészáros (2002), S.19

⁵⁰¹ Lehr (2003), S.16

⁴⁹⁶ Siehe auch Abschnitt 2.3.1 dieser Arbeit



Bild 6-6: Verbundversagen von Verbunddübeln (oben VE, unten EP) in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel



Bild 6-7: Verbundversagen von Verbunddübeln (oben VE, unten EP) in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton



Bild 6-8: Verbundmischversagen von Verbunddübeln (oben VE, unten EP)

Für die Beschreibung der für das Versagen ursächlichen Prozesse im Verbundmörtel bzw. den Grenzflächen muss zwischen den drei beobachteten Versagensarten unterschieden werden.

Tritt das Versagen in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel auf, ist in der Regel von einem Kohäsionsversagen, also einem Versagen innerhalb der Verbundmörtelmatrix auszugehen. Beim Erreichen der Maximallast im Auszugversuch wird dabei die Scherfestigkeit des Verbundmörtels erreicht, es kommt zu Rissen innerhalb der räumlich vernetzten Makromoleküle des duromeren Verbundmörtels. Diese Risse treten entlang der Außenkante der Gewindegänge der Ankerstange auf, es kommt zu einem Abscheren des Verbundmörtels, den sogenannten Mörtelnasen (Bild 6-9). Bei einigen wenigen Verbunddübeln konnte darüber hinaus ein Adhäsionsversagen festgestellt werden. Dabei kam es zu Ablösungserscheinungen des Verbunddübels innerhalb der Gewindegänge der Ankerstange.



Bild 6-9: Kombiniertes Kohäsionsversagen (Abscheren des Verbundmörtels und Entstehung von Mörtelnasen) und Adhäsionsversagen (Ablösen des Verbundmörtels von den Gewindegängen der Ankerstange) beim Verbundversagen in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel

Nach dem Erreichen der Maximallast verringerte sich die Auszuglast mit zunehmender Verschiebung zügig, da sich bei diesem Versagensfall eine relativ glatte Versagensfläche zwischen der Ankerstange und dem Mörtel bzw. den sich trennenden Mörtelteilen ausbildet, was nur begrenzt Möglichkeiten des weiteren Formschlusses durch mechanische Verzahnung des sich aus dem Bohrloch bewegenden Verbunddübels am im Bohrloch verbleibenden Mörtel erlaubt. Dies deckt sich mit den von Mészáros⁵⁰² gewonnenen Erkenntnissen.

Das Versagen in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel trat bei den vorliegenden Untersuchungen am häufigsten auf. Dies kann einerseits auf das gute Adhäsionsvermögen der untersuchten Verbundmörtel zurückgeführt werden, was zu einem hochfesten Verbund in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton führte. Zum anderen wurden die Bohrlöcher für die Verbunddübel im Hammerbohrverfahren erstellt. Dieses Verfahren führt zu einer rauen Bohrlochwandung. Die Rauheit wirkt sich dabei positiv auf den Formschluss (mechanische Verzahnung des Verbundmörtels an der rauen Bohrlochwandung) aus und steigert so die Verbundfestigkeit in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton.

Einige der untersuchten Verbunddübel wiesen dennoch ein Versagen in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton auf. Eine mögliche Ursache dafür können leichte Bohrstaubrückstände auf der Bohrlochwandung sein, die durch die

⁵⁰² Mészáros (2002), S.100

Bohrlochreinigung nach Herstellerangaben nicht vollständig entfernt wurden⁵⁰³.

Für den Fall des Versagens in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton kam es bei den Verbunddübeln zunächst zum Adhäsionsversagen. Dabei wurde der Stoffschluss in der Grenzfläche, der während der Herstellung der Verbunddübel durch ein Eindringen des Verbundmörtels in den angrenzenden Beton erreicht wurde, zerstört. Der mit dem Verlust des Stoffschlusses einhergehende Verbundfestigkeitsverlust führte anschließend zu einer Relativverschiebung des Verbundmörtels zur Bohrlochwandung. Die durch Formschluss (mechanische Verzahnung) erreichten Reibungskräfte müssen dabei in ihrem Betrag stets kleiner als die Adhäsionskräfte gewesen sein, was für diesen Versagensfall den stetigen Lastabfall bei zunehmender Verschiebung nach dem Erreichen der Maximallast erklärt⁵⁰⁴.

Der dritte in den Untersuchungen aufgetretene Versagensfall, das Verbundmischversagen, stellt eine Kombination aus den beiden erstgenannten Versagensfällen dar. Dabei kam es stets im oberen, der Betonoberfläche zugewandten Bereich des Verbunddübels zum Versagen in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton, während das Versagen in dem tieferliegenden Bereich in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel von Satten ging. Dieses auch aus der Literatur^{505,506,507} bekannte Verhalten hat verschiedene Ursachen. So ist einerseits der oberflächennahe Beton durch die Erstellung des Bohrlochs im Hammerbohrverfahren teilweise geschädigt, was eine erste Reduktion der Verbundfestigkeit im oberflächennahen Bereich bewirkt. Zudem weist das Bohrloch in diesem Bereich herstellungsbedingt eine sich zur Betonoberfläche öffnende Form auf. Bild 6-10 und Bild 6-11 stellen dies für die untersuchten Verbunddübel VE sowie EP dar. Zu sehen sind die mittleren Durchmesser der

Bohrlöcher entlang der Bohrlochtiefe, die zur Erstellung der Verbunddübel herangezogen wurden. Zur Berechnung der Mittelwerte wurden je 10 Einzelversuche berücksichtigt. Die Durchmesser wurden mit einer mechanischen Innenmessschraube bestimmt.

Das Bohrloch wird also in Richtung der Bohrlochoberfläche weiter. Somit kann der für die in dieser Grenzfläche existierende Verbundfestigkeit so wichtige Formschluss durch mechanische Verzahnung nicht voll aktiviert werden. Dies führt wiederum zu einer Schwächung des Verbundes in der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton im oberflächennahen Bereich der Verbunddübel.

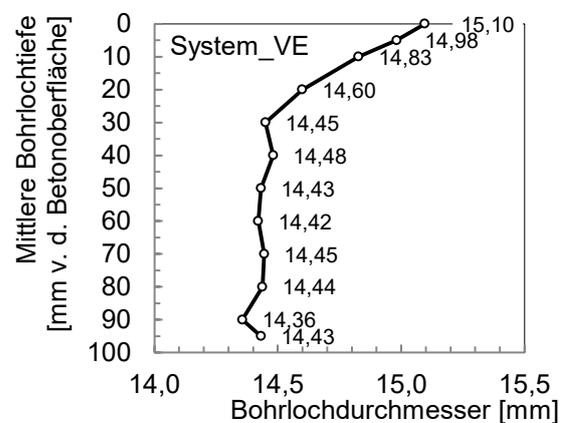


Bild 6-10: Mittlere Entwicklung der Bohrlochdurchmesser entlang der Verankerungslänge des Verbunddübels VE

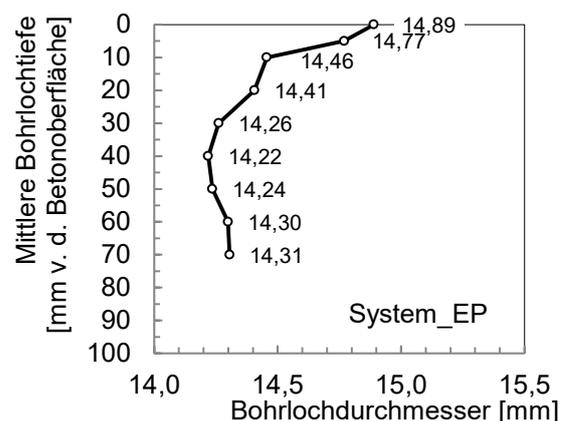


Bild 6-11: Mittlere Entwicklung der Bohrlochdurchmesser entlang der Verankerungslänge des Verbunddübels EP

Ein weiterer Grund für das oberflächennahe Verbundversagen zwischen dem Verbundmörtel und dem Beton ist die fehlende Möglichkeit, die im Verbundmörtel ankommenden Lasten in alle Richtungen im Beton, also auch nach oben (siehe Bild 6-12) weiterzuleiten, während dies für die tieferliegenden Bereich des Verbunddübels möglich ist.

⁵⁰³ Bei den in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Versuchen konnte das Vorhandensein von Bohrstaubrückständen entlang der Bohrlochwandung als Versagensursache nicht systematisch nachgewiesen werden. Zwar wiesen die Verbunddübel nach dem Versagen durch Herausziehen teilweise lose Rückstände entlang der Bohrlochwandung auf, allerdings konnte nicht zweifelsfrei identifiziert werden, ob diese zum Versagen innerhalb dieser Grenzfläche führten.

⁵⁰⁴ Wären die aktivierten Reibungskräfte in ihrem Betrag größer als die Adhäsionskräfte, würde es nach dem Bruch zu einer weiterhin leicht ansteigenden Auszuglast bei zunehmender Verschiebung kommen, siehe dazu auch Abschnitt 2.3.2 der vorliegenden Arbeit.

⁵⁰⁵ Cook et al. (1998), S.13

⁵⁰⁶ Mészáros (2002), S.19

⁵⁰⁷ Lehr (2003), S.16

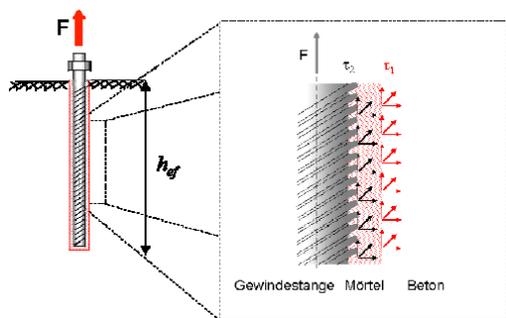


Bild 6-12: Prinzip der Lastweiterleitung eines zugbelasteten Verbunddübels von der Ankerstange in den umgebenden Beton, nach Appl (2003)⁵⁰⁸ und Eligehausen et al. (2007)⁵⁰⁹, entnommen aus Appl (2009)⁵¹⁰

Somit wird bei diesem Versagensfall zunächst die, durch die zuvor genannten Gründe reduzierte, Verbundfestigkeit im oberflächennahen Bereich der Grenzfläche Verbundmörtel/Beton erreicht. Es kommt dort zum Versagen. Im Anschluss müssen alle ankommenden Lasten im unteren Teil des Verbunddübels abgetragen werden. Die so sprunghaft angestiegene Verbundspannung führt zu einem Kohäsionsversagen in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel und somit zum Herausziehen des Verbunddübels aus dem Bohrloch. Zum Versagen des tieferliegenden Teils des Verbunddübels in der Grenzfläche Ankerstange/Verbundmörtel und nicht innerhalb der Bohrlochwandung kommt es dabei, weil (gute Bohrlochreinigung vorausgesetzt) der Verbund durch Adhäsionskräfte sowie mechanische Verzahnung an der rauen Bohrlochwandung eine höhere Festigkeit aufweist, als der durch die Kohäsionskräfte bewirkte Verbund (siehe oben).

6.2.2.4 Vereinfachter ingenieurtechnischer Ansatz zur Berechnung der Verbundsteifigkeit

Wie in den vorangestellten Abschnitten ausführlich beschrieben wurde, stellt die Verbundsteifigkeit der untersuchten Verbunddübel (VE und EP) keine Konstante, sondern eine in Abhängigkeit der aktuell auf den Verbunddübel wirkenden Belastung Veränderliche dar, siehe Formel (6-4).

Im Folgenden wird nun dargestellt, wie diese verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell generiert werden kann. Im modifizierten Burgers-Modell dient der Eingangsparameter zur Beschreibung des spontan

auf tretenden, nichtlinear verbundspannungsvarianten Deformationsverhaltens der Verbunddübel. Er bestimmt daher einerseits das Kurzzeittragverhalten der Verbunddübel und wirkt sich andererseits auch auf das Langzeittragverhalten aus, indem er die initiale Verbunddübelverschiebung beim Aufbringen einer Dauerlast determiniert.

Um eine Anwendung des modifizierten Burgers-Modells in der Praxis zu ermöglichen, wird bei der Beschreibung der Vorgehensweise zur Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit im Folgenden auf alle einzelnen Schritte eingegangen, die notwendig sind, um aus Auszugversuchen eine analytische Lösung für die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit zu generieren.

Bei der Beschreibung wird zunächst exemplarisch auf einen Verbunddübel des Systems VE (AZV_VE_54mm-STW_01) und einen des Systems EP (AZV_EP_72mm-h_{ef}_01) eingegangen. Beide Verbunddübel stellen repräsentative Vertreter für das jeweilige Verbunddübelssystem dar. Die Berechnung der Verbundsteifigkeit der weiteren Einzelversuche mit einer zu AZV_VE_54mm-STW_01 bzw. AZV_EP_72mm-h_{ef}_01 identischen Geometrie ist im Anhang Anhang CC.3 dargestellt. Das Kapitel abschließend wird auf die Mittelwertbildung aus den Einzelversuchen eingegangen, welche den letzten Schritt zur Generierung des Eingangsparameters für das modifizierte Burgers-Modell darstellt. Die Berechnung der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel VE mit einer Stützweite von STW = 22 mm (AZV_VE_22mm-STW) sowie der Verbunddübel EP mit einer Verankerungslänge von h_{ef} = 48 mm (AZV_EP_48mm-h_{ef}) befindet sich ebenfalls im Anhang Anhang CC.3.

Schritt 1: Bestimmung der Verbundspannungs/Verschiebungs-Kurve

Als Resultat der Auszugversuche erhält man zunächst eine Kraft/Verschiebungs-Beziehung der Verbunddübel. Dabei ist zu beachten, dass die gemessenen Verschiebungen Δh_{tot} , je nach Anordnung der Messtechnik, zumeist eine Kombination aus den Verschiebungen des Verbunddübels selbst (entlang der Verankerungslänge h_{ef}) Δh und den Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange (oberhalb der Betonoberfläche bis zur Messeinrichtung zur Verschiebungsmessung, h_{frei}) Δh_{frei} darstellen. Da für die Generierung eines Eingangspara-

⁵⁰⁸ Appl (2003)

⁵⁰⁹ Eligehausen et al. (2007)

⁵¹⁰ Appl (2009), S.24

rameters für das modifizierte Burgers-Modell nur die reinen Verschiebungen des Verbunddübels Δh von Interesse sind, müssen die Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange Δh_{frei} von den Gesamtverschiebungen Δh_{tot} subtrahiert werden⁵¹¹.

Für die weitere Auswertung der Auszugversuche zur Generierung eines Eingangsparameters zur Beschreibung des spontanen, nichtlinear verbundspannungsvarianten Deformationsverhaltens der Verbunddübel im modifizierten Burgers-Modell muss anschließend die auf den Verbunddübel aufgebrachte Kraft F in eine Verbundspannung τ umgerechnet werden⁵¹².

Bild 6-13 stellt die ermittelten Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehungen der beiden Verbunddübel VE und EP dar. Beide Verbunddübel weisen ein vergleichbares Tragverhalten auf. Dabei kommt es bei geringer Verbundspannung zunächst lediglich zu einer unterproportionalen Verschiebungszunahme im Bereich der Messgenauigkeit der Wegtaster. Anschließend steigen die Verbunddübelverschiebungen annähernd proportional mit steigenden Verbundspannungen. Im Bereich hoher Verbundspannungen ist ein überproportionaler Anstieg der Verbunddübelverschiebungen zu verzeichnen. Nach dem Erreichen der maximalen Verbundspannung kommt es zum Auszug der Verbunddübel, welcher durch einen Rückgang der Verbundspannung bei steigenden Verschiebungen gekennzeichnet ist, vgl. Abschnitt 6.2.2.3.

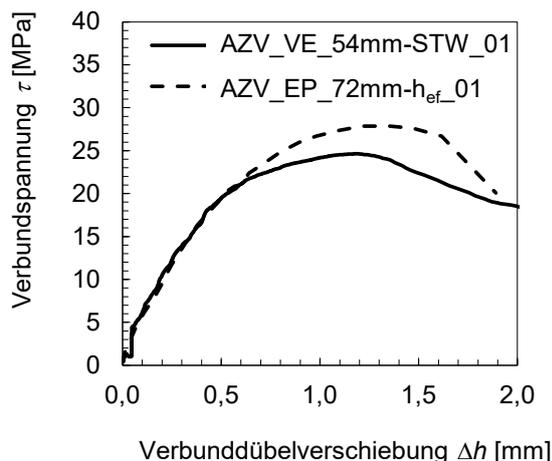


Bild 6-13: Repräsentative Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehungen der Verbunddübel VE und EP im Auszugversuch (Verschiebungen der freien Längen des Stahls bereits abgezogen)

⁵¹¹ Siehe Abschnitt 5.1.1 zur Berechnung der Verschiebungen der freien Länge der Ankerstange

⁵¹² Siehe Abschnitt 5.1.1

Schritt 2: Überführen in eine Verbundspannungs/Schubwinkel-Kurve

Um aus den in Schritt 1 ermittelten Kurven direkt die Verbundsteifigkeiten als Schubmodul der Verbunddübel berechnen zu können, müssen die gemessenen Verschiebungen in den Schubwinkel γ umgerechnet werden. Dazu wird die Verschiebung der Verbunddübel Δh ins Verhältnis zur Spaltbreite h_s gesetzt, Formel (6-6).

$$\gamma = \frac{\Delta h}{h_s} \quad (6-6)$$

Da bei beiden untersuchten Verbunddübel die Spaltbreite genau $h_s = 1 \text{ mm}$ entspricht, weist der Schubwinkel denselben Betrag auf, wie die Verbunddübelverschiebung Δh .

Bild 6-14 stellt die Verbundspannungs/Schubwinkel-Kurven der untersuchten Verbunddübel VE und EP dar. Aus diesen Kurven können anschließend die verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten (Schubmoduln) der Verbunddübel berechnet werden.

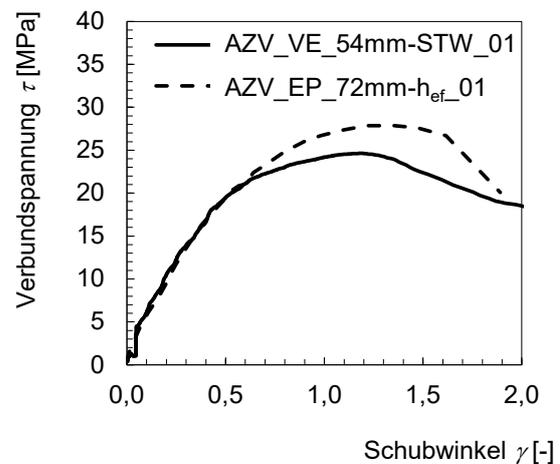


Bild 6-14: Repräsentative Verbundspannungs/Schubwinkel-Beziehungen der Verbunddübel VE und EP im Auszugversuch

Schritt 3: Diskrete Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit

Für jede im Auszugversuch ermittelte Kraft sowie die zugehörige Verschiebung wurden durch die vorhergehenden Schritte eine Verbundspannung sowie ein korrespondierender Schubwinkel ermittelt. Diese Verbundspannungen können nun mit den korrespondierenden Schubwinkeln ins Verhältnis gesetzt werden, es werden also die Sekantenmoduln zwi-

schen der zum Zeitpunkt i wirkenden Verbundspannung τ_i und dem korrespondierenden Schubwinkel γ_i zum Koordinatenursprung ($\tau_i, \gamma_i = 0$) berechnet. Als Ergebnis erhält man für jede ermittelte Verbundspannung eine zugehörige Verbundsteifigkeit (Schubmodul) G_i^P zur Beschreibung der Verbunddübeldeformation unter kurzzeitiger Lasteinwirkung, Formel (6-7).

$$G_i^P = \frac{\tau_i}{\gamma_i} \quad (6-7)$$

Bild 6-15 veranschaulicht die berechneten Verbundsteifigkeiten des Verbunddübels VE und Bild 6-16 des Verbunddübels EP in Abhängigkeit der Verbundspannung grafisch.

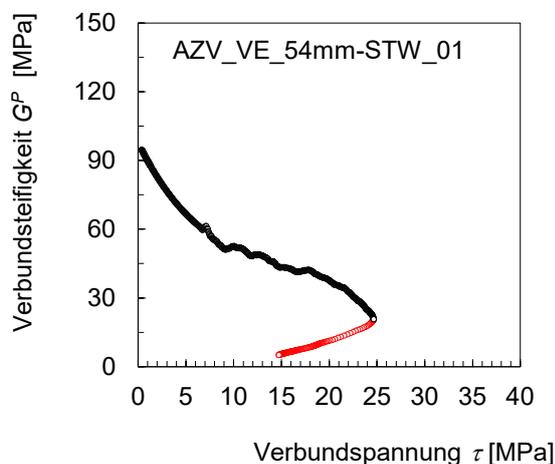


Bild 6-15: Repräsentative Verbundsteifigkeits/Verbundspannungs-Beziehung des Verbunddübels VE im Auszugversuch

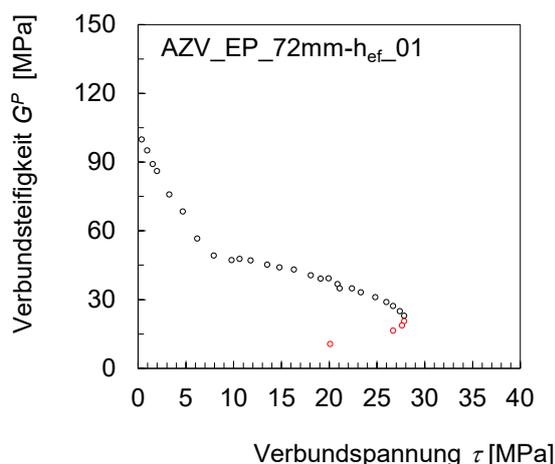


Bild 6-16: Repräsentative Verbundsteifigkeits/Verbundspannungs-Beziehung des Verbunddübels EP im Auszugversuch

Die in Bild 6-15 sowie Bild 6-16 mit schwarzen Punkten dargestellten Verbundsteifigkeiten bilden den Datensatz, der für die weitere Auswertung und somit zur Generierung des Ein-

gangparameters für das modifizierte Burgers-Modell herangezogen wird. Der für die weitere Auswertung eingesetzte Bereich der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel wird nach unten durch die Verbundsteifigkeit begrenzt, die beim Erreichen der maximalen Verbundspannung im Auszugversuch vorhanden ist. Somit umfasst dieser Bereich den gesamten Lastbereich, der für die Anwendung der Verbunddübel in der Baupraxis von Relevanz ist. Dies war eine der Grundvoraussetzungen für die baupraktische Anwendbarkeit des entwickelten rheologischen Modells.

Die berechneten Verbundsteifigkeiten nach dem Erreichen der maximalen Verbundspannung (Bild 6-15 sowie Bild 6-16, rote Punkte) beschreiben den Nachbruchbereich bzw. das Herausziehen des Verbunddübels aus dem Bohrloch. Innerhalb dieses Bereichs ist nicht mehr von elastischem, sondern von rein plastischem Werkstoffverhalten auszugehen, weshalb diese Werte nicht für die Generierung des Modelleingangsparameters verwendet werden.

Schritt 4: Kontinuierliche Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit

Die vorgestellten Berechnungen zur verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit bezogen sich bisher auf eine diskrete Datenmenge, deren Umfang, also die Anzahl an Datenpaaren (Verbundspannungen und zugehörige Deformationswerte), im Wesentlichen durch die Messrate der Datenaufzeichnung sowie die Dauer des Auszugversuchs determiniert wurde. Insbesondere die Datenaufzeichnung mit einer lediglich geringen Messrate führt dabei zu einer ungenügend großen Anzahl an Datenpaaren, um für jede beliebige Verbundspannung die zugehörige Verbundsteifigkeit des Verbunddübels zu berechnen.

Eine simple Möglichkeit, dieses Problem zu lösen, ist es, zwischen den Datenpaaren linear zu interpolieren. So kann ein kontinuierlicher Verlauf der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel in Abhängigkeit der vorherrschenden Verbundspannung geschaffen werden. Andererseits können durch die lineare Interpolation zwischen zwei Datenpaaren, die aufgrund einer geringen Messrate bei der Datenaufzeichnung große Differenzen voneinander aufweisen, signifikante Unterschiede zum realen Werkstoffverhalten entstehen. Die Generierung eines Modelleingangsparameters auf Basis linea-

rer Interpolation kann also unter gewissen Umständen zu einer ungenauen Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell führen.

Um weitestgehend unabhängig vom Umfang der diskreten Datenmenge⁵¹³ ein hohes Maß an Präzision bezüglich der Verbundsteifigkeit und somit auch der Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel zu ermöglichen, wurde für die untersuchten Verbunddübel die diskrete Anzahl der ermittelten verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten in eine kontinuierliche mathematische Funktion überführt. Dies ermöglicht im Folgenden die Berechnung einer Verbundsteifigkeit der Verbunddübel für jede beliebige Verbundspannung. Für beide Verbunddübelssysteme VE und EP wurde zur mathematischen Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit eine Polynomfunktion dritten Grades eingesetzt, siehe Formel (6-8).

$$G^P = c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4 \quad (6-8)$$

Dabei stellen c_1 , bis c_4 Systemkonstanten dar, die das nichtlinear elastisch-plastische Deformationsverhalten der untersuchten Verbunddübel beschreiben. Der Parameter c_4 gibt die initiale Verbundsteifigkeit des noch unbelasteten Verbunddübels an, welche bei Wirkung einer Verbundspannung stetig reduziert wird, vgl. Formel (6-9).

$$G^P(\tau = 0) = c_4 \quad (6-9)$$

Tabelle 6-1 gibt die Werte der vier Systemkonstanten $c_1 - c_4$ für die beiden Verbunddübel VE und EP an. Angegeben sind zum einen die aus den Einzelversuchen AZV_VE_54mm-STW_01 sowie AZV_EP_72mm-hef_01 ermittelten Werte (VE, EP). Zum anderen stellt Tabelle 6-1 auch die aus den in Abschnitt 5.1.2 beschriebenen Einzelversuchen ermittelten mittleren Systemkonstanten (\overline{VE} , \overline{EP}) dar. Zur Mittelwertbildung wurden für die 10 Einzelversuche für den Verbunddübel VE bzw. 5 Einzelversuche für den Verbunddübel EP die verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten nach Formel (6-8) ermittelt. Anschließend wurde für jede Systemkonstante $c_1 - c_4$ der Mittelwert aus den Einzelversuchen bestimmt. Diese mittleren Systemkonstanten bilden die Basis zur Berechnung der mittleren

verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit $\overline{G^P}$ der Verbunddübel VE und EP als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell.

Bild 6-17 veranschaulicht für den Verbunddübel VE (Einzelversuch AZV_VE_54mm-STW_01) und Bild 6-18 für den Verbunddübel EP (Einzelversuch AZV_EP_72mm-hef_01) den mit der Polynomfunktion beschriebenen kontinuierlichen Verlauf der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit im Vergleich zu den aus der diskreten Datenmenge ermittelten Werten.

Tabelle 6-1: Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel VE und EP; VE und EP geben die aus den Einzelversuchen AZV_VE_54mm-STW_01 und AZV_EP_72mm-hef_01 ermittelten Werte an, \overline{VE} und \overline{EP} entsprechen den mittleren Systemkonstanten

Verbunddübeltyp	Systemkonstante			
	c_1 [MPa ⁻²]	c_2 [MPa ⁻¹]	c_3 [-]	c_4 [MPa]
VE	-0,0116	0,507	-8,528	97,83
\overline{VE}	-0,0113	0,498	-8,534	96,04
EP	-0,0107	0,549	-9,927	97,61
\overline{EP}	-0,0099	0,513	-9,320	97,13

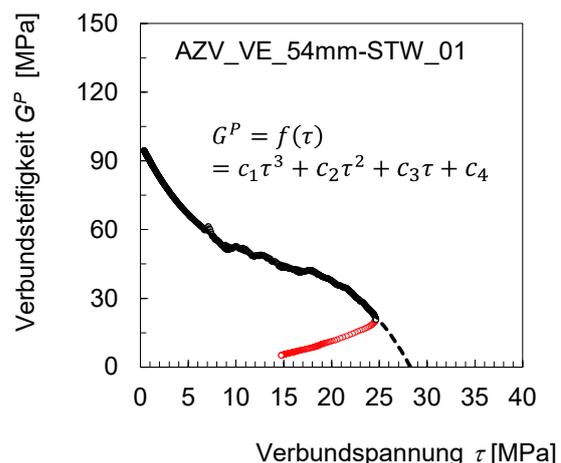


Bild 6-17: Vergleich zwischen den aus der diskreten Datenmenge berechneten Verbundsteifigkeiten (Punkte) und dem kontinuierlichen Verbundspannungsverlauf (Linie) des Verbunddübels VE im Auszugversuch

⁵¹³ Anmerkung des Autors: Der Umfang der diskreten Datenmenge muss jedoch auch bei dieser Vorgehensweise ein Mindestmaß an Datenpaaren aufweisen, um eine sinnvolle Annahme einer mathematischen Funktion zur Beschreibung des Tragverhaltens zu ermöglichen.

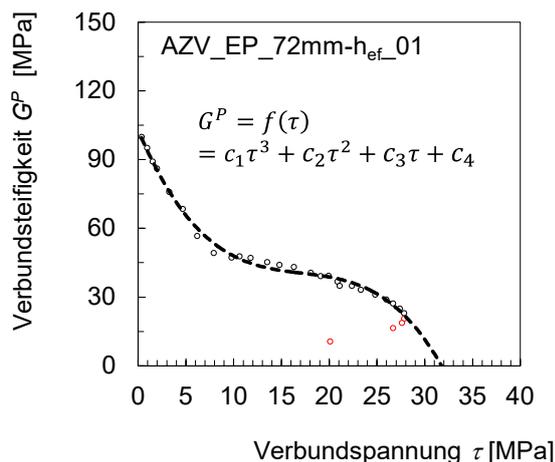


Bild 6-18: Vergleich zwischen den aus der diskreten Datenmenge berechneten Verbundsteifigkeiten (Punkte) und dem kontinuierlichen Verbundspannungsverlauf (Linie) des Verbunddübels EP im Auszugversuch

Im Verbundspannungsbereich der für die Bestimmung der Parameter c_1 bis c_4 eingesetzten diskreten Datenmenge (Bild 6-17 und Bild 6-18, schwarze Punkte) gibt die Polynomfunktion die aus dem Auszugversuch ermittelten Verbundsteifigkeiten erwartungsgemäß präzise wieder. Dies ist essentiell, da die Polynomfunktion den Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel im modifizierten Burgers-Modell darstellt. Eine hohe Wiedergabepräzision der Polynomfunktion ist somit unabdingbar, um eine exakte Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel mit dem Modell zu ermöglichen.

Nach dem Erreichen der maximalen Verbundspannung im Auszugversuch reduzieren sich die aus der diskreten Datenmenge berechneten Verbundsteifigkeiten zügig mit sinkender Verbundspannung (Bild 6-17 und Bild 6-18, rote Punkte). Im Gegensatz dazu steigen die mittels Polynomfunktion berechneten Verbundsteifigkeiten weiter an (Bild 6-17 und Bild 6-18, Strichlinien). Auch wenn dies nicht dem realen Verhalten entspricht, stellt es für die Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell keinen Nachteil dar, da es sich um einen nicht-praxisrelevanten Bereich handelt. Dies ist insbesondere der Fall, da Verbunddübel im Auszugversuch höhere Verbundfestigkeiten aufweisen, als unter dauerhafter Lasteinwirkung. Somit spielt der Bereich nach dem Erreichen der Verbundfestigkeit im Auszugversuch für die Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel unter dauer-

hafter Lasteinwirkung mit dem modifizierten Burgers-Modell keine Rolle.

6.2.2.5 Exakter Ansatz zur Berechnung der Verbundsteifigkeit bei Differenzierung zwischen elastischen und plastischen Deformationsanteile

In den vorangegangenen Abschnitten wurde der nichtlineare Zusammenhang zwischen der im Auszugversuch aufgebrachten Belastung und der daraus resultierenden Deformation der Verbunddübel beschrieben. Auf dieses charakteristische Tragverhalten unter kurzzeitiger Beanspruchung aufbauend, wurden verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeiten für die Verbunddübel berechnet. Diese wurde anschließend in eine kontinuierliche Funktion überführt und so Materialparameter für die Verbunddübel bestimmt. Diese Materialparameter dienen als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell. Im Modell beschreiben sie die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel und somit deren spontanes nichtlinear verbundspannungsvariantes Deformationsverhalten. Es wurde bereits darauf eingegangen, dass das spontane Deformationsverhalten der Verbunddübel elastisch-plastischer Natur ist. Neben den reversibel elastischen, treten also auch irreversible Deformationen auf, die nach der Entlastung der Verbunddübel vorhanden bleiben. Bei den in den vorangegangenen Abschnitten berechneten Verbundsteifigkeiten G^P fand keine Unterscheidung zwischen den elastischen und den plastischen Deformationsanteilen statt. Die Berechnung erfolgte mit dem Bezug zur Gesamtdehnung ε der Verbunddübel.

Das Ziel des folgenden Abschnittes ist es nun, eine Separation zwischen den elastischen und den plastischen Dehnungen der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung zu erreichen. Dies bietet anschließend die Möglichkeit, das Kurzzeittragverhalten der Verbunddübel in einen nicht-schädigungsrelevanten elastischen Dehnungsanteil sowie einen durch Materialdegradation bedingten schädigungsrelevanten plastischen Dehnungsanteil zu unterteilen.

Es wurden kombinierte Zug-/Auszugversuche (ZV/AZV) an den Verbunddübeln durchgeführt. Dabei wurden die Verbunddübel zunächst mit einer konstanten Belastungsrate bis zu einem geplanten Prozentsatz ihrer Verbundfestigkeit, der geplanten effektiven Verbund-

spannung, belastet und direkt nach dem Erreichen dieser wieder vollständig entlastet (Zugversuch, ZV). Anschließend wurden die Verbunddübel erneut, diesmal bis zum Versagen durch Herausziehen (Auszugversuch, AZV), belastet, um die tatsächliche Verbundfestigkeit des jeweiligen Verbunddübels bestimmen zu können. Bild 6-19 stellt einen solchen Versuchsablauf für den Verbunddübel VE exemplarisch dar.

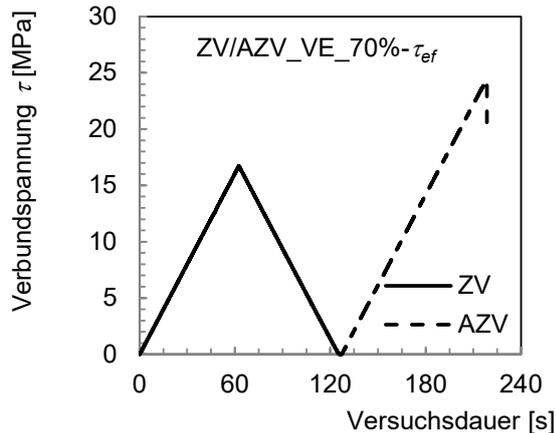


Bild 6-19: Exemplarischer Verlauf eines kombinierten Zug-/Auszugversuchs am Verbunddübel VE zur Ermittlung der effektiven Verbundfestigkeit sowie der Separation zwischen den elastischen und plastischen Deformationsanteilen der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung

Aus dem Verhältnis der im Zugversuch aufgebrauchten Verbundspannung τ zur im Auszugversuch ermittelten tatsächlichen Verbundfestigkeit τ_u wurde für jeden Verbunddübel die effektive Verbundspannung τ_{ef} des Zugversuchs berechnet, Formel (6-10).

$$\tau_{ef} = \frac{\tau}{\tau_u} \cdot 100 [\%] \quad (6-10)$$

Während der Versuche wurde neben der aufgebrauchten Belastung auch die zugehörige Verschiebung Δh kontinuierlich aufgezeichnet, aus welcher im Folgenden mittels Formel (6-6) die Verbunddübeldehnungen ε berechnet wurden. Bild 6-20 stellt die Verbundspannungs/Dehnungs-Beziehung eines Verbunddübels VE für den zum Bild 6-19 gehörigen Versuchsablauf dar.

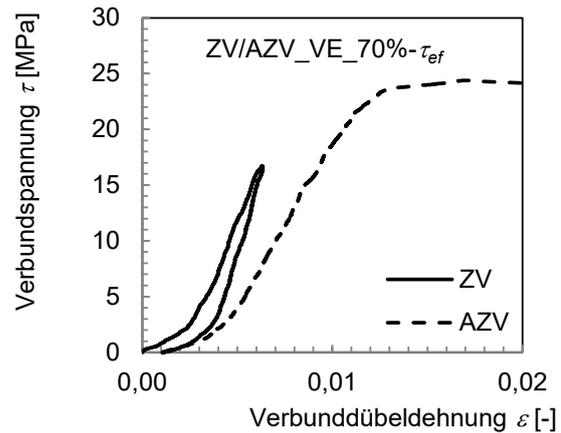


Bild 6-20: Exemplarische Verbundspannungs/Dehnungs-Beziehung des in Bild 6-19 dargestellten kombinierten Zug-/Auszugversuchs am Verbunddübel VE

Die Be- und anschließende Entlastung des Verbunddübels im Zugversuch ermöglicht es, zwischen den reversibel elastischen und den irreversibel plastischen Dehnungen zu unterscheiden. Um sicherzustellen, dass neben der elastischen und der plastischen Dehnung nicht auch signifikante zeitvariant verzögert elastische und viskose Dehnung auftreten, erfolgte die Be- und Entlastung der Verbunddübel zügig innerhalb weniger Sekunden (also quasi zeitunabhängig). Während die irreversibel plastische Dehnung ε_p nach der Entlastung des Verbunddübels dauerhaft erhalten bleibt, geht die reversibel elastische Dehnung ε_e bei Entlastung vollständig zurück. Sie kann also Differenz zwischen der bei der effektiven Verbundspannung vorhandenen gesamten Dehnung des Verbunddübels ε und der nach Entlastung vorhandenen plastischen Dehnung ε_p berechnet werden, Formel (6-11).

$$\varepsilon_e = \varepsilon - \varepsilon_p \quad (6-11)$$

Bild 6-21 stellt diesen Zusammenhang grafisch dar. Dafür wurde der bereits in Bild 6-20 dargestellte Bereich des Zugversuchs am Verbunddübel VE vergrößert abgebildet.

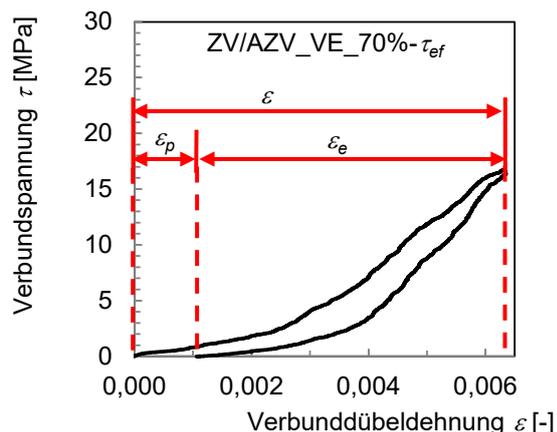


Bild 6-21: Elastische ε_e und plastische ε_p Anteile der Gesamtdehnung ε des Verbunddübels VE im Zugversuch

Es wurden kombinierte Zug-/Auszugversuche (ZV/AZV) an den beiden Verbunddübeln VE und EP mit unterschiedlichen effektiven Verbundspannungen durchgeführt. Die effektiven Verbundspannungen wurden dabei gezielt im Bereich von rd. 25 – 95 % (System VE) bzw. rd. 5 – 95 % (System EP) der Verbundfestigkeit des jeweiligen Verbunddübels im Auszugversuch variiert. So kann die lastvariante Entwicklung der elastischen und plastischen Anteile an der Gesamtdeformation der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung determiniert werden.

Bild 6-22 stellt exemplarisch eine Auswahl der Zugversuche aus den kombinierten Zug-/Auszugversuchen mit variabler effektiver Verbundspannung für die Verbunddübel VE dar. Bild 6-23 zeigt eine Auswahl der Zugversuche am Verbunddübel EP. Auf die Darstel-

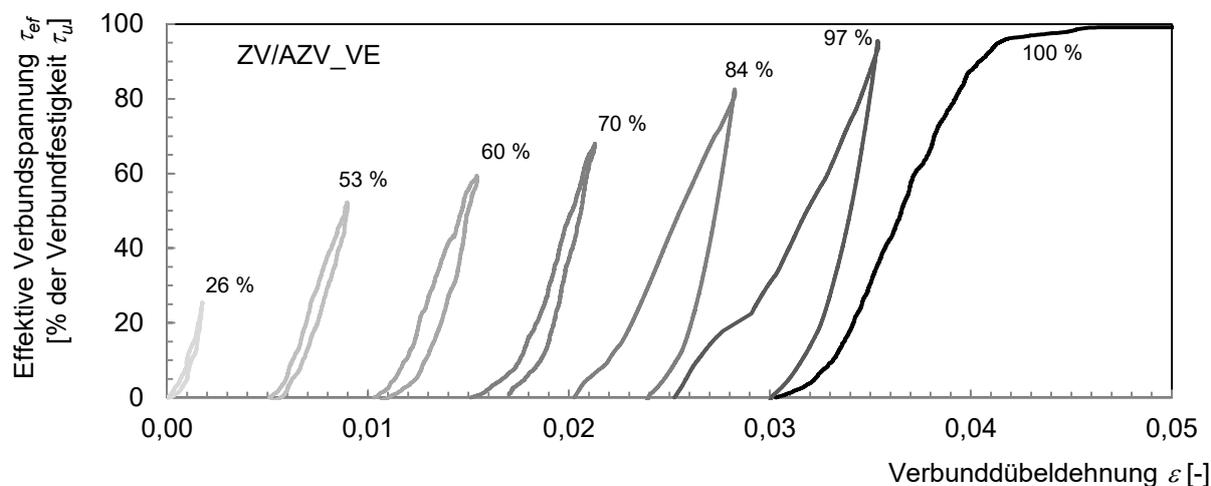


Bild 6-22: Auswahl der am Verbunddübel VE durchgeführten kombinierten Zug-/Auszugversuche zur Ermittlung der elastischen ε_e und plastischen ε_p Anteile an der Gesamtdehnung ε der Verbunddübel in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef} , dargestellt sind jeweils nur die Zugversuche der kombinierten Zug-/Auszugversuche

lung der zugehörigen Auszugversuche wurde zur besseren Übersicht verzichtet. Diese dienten, wie bereits beschrieben, lediglich der Ermittlung der Verbundfestigkeit der Verbunddübel zur Berechnung der tatsächlichen verbunddübel-spezifischen effektiven Verbundspannung in den Zugversuchen. Zur besseren Übersicht wurden die einzelnen Zugversuche jeweils um eine Verbunddübeldehnung von 0,005 [-] (VE) bzw. 0,015 [-] (EP) zum vorherigen Versuch versetzt angeordnet.

Bei beiden Verbunddübelssystemen werden mit zunehmender Höhe der effektiven Verbundspannung steigende Anteile der plastischen Dehnung sichtbar. Beim Verbunddübel VE ist bei einer effektiven Verbundspannung von 26 % (Bild 6-22, $\tau_{ef} = 26\%$) nahezu die gesamte Verbunddübeldehnung elastischer Natur ($\varepsilon_{ef} \approx \varepsilon_e$), bei darüber hinausgehenden Belastungen (Bild 6-22, $\tau_{ef} \geq 53\%$) treten signifikante plastische Dehnungen auf. Bei effektiven Verbundspannungen knapp unterhalb der Verbundfestigkeit (Bild 6-22, $\tau_{ef} = 97\%$) weisen die Verbunddübel nach der Entlastung eine irreversibel plastische Dehnung von knapp 50 % der Dehnung des Verbunddübels unter maximaler Belastung im Zugversuch auf.

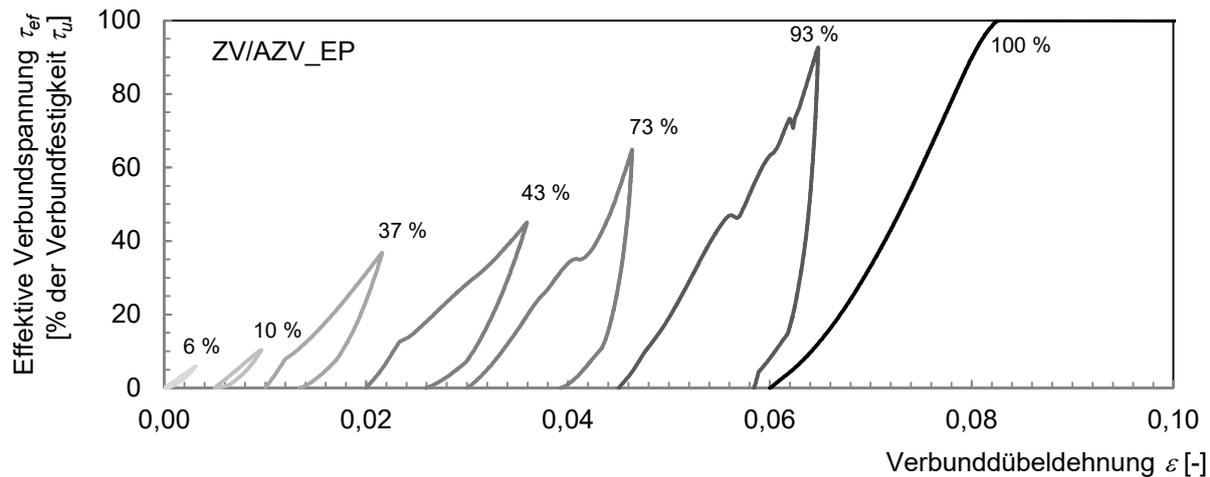


Bild 6-23: Auswahl der am Verbunddübel EP durchgeführten kombinierten Zug-/Auszugversuche zur Ermittlung der elastischen ε_e und plastischen ε_p Anteile an der Gesamtdehnung ε der Verbunddübel in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef} , dargestellt sind jeweils nur die Zugversuche der kombinierten Zug-/Auszugversuche

Beim Verbunddübel EP ergibt sich ein etwas anderes Bild. So treten bereits bei geringen Belastungen (Bild 6-23, $\tau_{ef} \leq 15\%$) signifikante plastische Dehnungsanteile an der Gesamtdehnung der Verbunddübel auf. Bei steigenden Lasten steigt, analog zum Verbunddübel VE, zusehends auch der Anteil der plastischen Dehnungen weiter an. Verglichen mit dem Verbunddübel VE treten dabei beim Verbunddübel EP signifikant größere plastische Deformationsanteile an der Gesamtdeformation auf. Der Verbunddübel EP besitzt demnach eine gesteigerte Verformungskapazität. In der Folge entspricht die irreversibel plastische Dehnung beim Verbunddübel EP bei effektiven Verbundspannungen knapp unterhalb der Verbundfestigkeit (Bild 6-23, $\tau_{ef} = 93\%$) nach der Entlastung rund 65 % der Dehnung des Verbunddübels unter maximaler Belastung im Zugversuch.

Zur weiteren Veranschaulichung der Entwicklung der prozentualen elastischen ε_e und der plastischen ε_p Dehnungsanteile an der Gesamtdehnung ε der Verbunddübel in Abhängigkeit der aufgebrachten effektiven Verbundspannung τ_{ef} dienen im Folgenden Bild 6-24 (VE) und Bild 6-25 (EP).

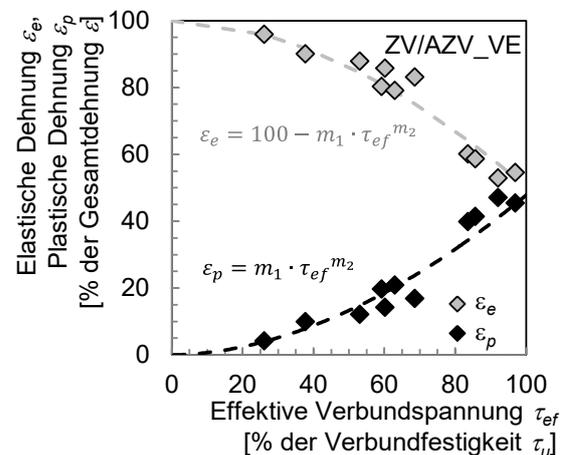


Bild 6-24: Entwicklung der elastischen ε_e und plastischen ε_p Anteile an der Gesamtdehnung ε der Verbunddübel VE in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef}

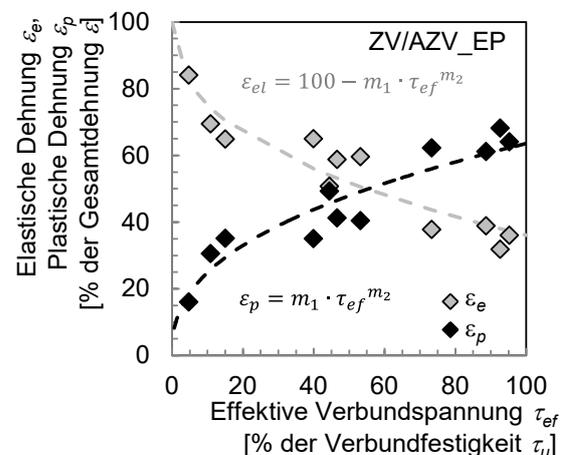


Bild 6-25: Entwicklung der elastischen ε_e und plastischen ε_p Anteile an der Gesamtdehnung ε der Verbunddübel EP in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef}

Der Zusammenhang zwischen der aufgetragenen effektiven Verbundspannung und dem resultierenden prozentualen Anteil der plastischen Dehnung an der Gesamtdehnung kann für beide Verbunddübelssysteme näherungsweise mit einer Potenzfunktion beschrieben werden, siehe Formel (6-12).

$$\varepsilon_p = m_1 \cdot \tau_{ef}^{m_2} \quad (6-12)$$

Aus Formel (6-11) ergibt sich folglich der Zusammenhang zwischen der aufgetragenen effektiven Verbundspannung und dem resultierenden prozentualen elastischen Dehnungsanteil an der Gesamtdehnung zu:

$$\varepsilon_e = 100 - m_1 \cdot \tau_{ef}^{m_2} \quad (6-13)$$

Dabei stellen m_1 und m_2 einheitenlose Systemkonstanten zur Separation zwischen der elastischen und der plastischen Dehnung der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung dar. Tabelle 6-2 gibt die Werte der beiden Parameter für die Verbunddübel VE und EP an.

Tabelle 6-2: Systemkonstanten m_1 und m_2 der Verbunddübel VE und EP zur Separation zwischen den prozentualen Anteilen der elastischen und plastischen Dehnung an der Gesamtdehnung der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung

Verbunddübel	Parameter	
	m_1 [-]	m_2 [-]
VE	0,010	1,849
EP	9,792	0,408

Die beiden Verbunddübel vergleichend betrachtet, wird deutlich, dass sich die Potenzfunktionen zur Beschreibung des prozentualen Anteils der verbundspannungsvarianten plastischen Dehnung an der Gesamtdehnung grundlegend unterscheiden. Die Potenzfunktion für den Verbunddübel VE besitzt einen Exponenten m_2 größer 1,0 (Tabelle 6-2). So kann das versuchstechnisch ermittelte Verhalten beschrieben werden, dass der Verbunddübel VE bei geringen Verbundspannungen lediglich sehr kleine plastische Dehnungsanteile aufweist, welche sich mit steigender effektiver Verbundspannung zunächst allmählich, später jedoch zunehmend progressiver erhöhen.

Der Verbunddübel EP weist im Gegensatz dazu bereits bei geringen Verbundspannungen ausgeprägte plastische Dehnungsanteile auf. Diese erhöhen sich durch eine weitere Laststeigerung zunächst progressiv. Werden die Verbunddübel EP über diesen ersten Lastbe-

reich mit einer effektiven Verbundspannung von rd. 15 – 20 % hinaus belastet, kommt es im Gegensatz zum Verbunddübel VE zu keinem progressiven Anstieg der plastischen Anteile an der Gesamtdehnung der Verbunddübel mehr. Vielmehr steigt der plastische Dehnungsanteil annähernd linear mit der effektiven Verbundspannung an. Das ermittelte Verhalten der Verbunddübel EP kann durch die Potenzfunktion mit einem Exponenten m_2 deutlich kleiner 1,0 (Tabelle 6-2) beschrieben werden. Verstärkt wird das Ganze zusätzlich durch den im Vergleich zum Verbunddübel VE hohen Betrag der Systemkonstante m_1 , welche die starke Krümmung der Potenzfunktion im Bereich kleiner effektiver Verbundspannungen und den anschließenden annähernd linearen Bereich verursacht.

Mit Hilfe der beschriebenen Potenzfunktionen kann anschließend die Verbundspannungs/Dehnungs-Beziehung der Verbunddübel im klassischen Auszugversuch hinsichtlich der elastischen und plastischen Dehnungen getrennt analysiert werden. Bild 6-26 stellt dies exemplarisch für einen Auszugversuch am Verbunddübel VE dar. Es handelt sich dabei um den bereits im Abschnitt 6.2.2.4 verwendeten Versuch zur Beschreibung des repräsentativen Verbundspannungs/Dehnungs-Verhaltens der Verbunddübel VE unter kurzzeitiger Lasteinwirkung. Erwartungsgemäß weist der Verbunddübel bei geringen Verbundspannungen bis $\tau \approx 6$ MPa ($\tau_{ef} = 25$ %) ein nahezu vollständig elastisches Dehnungsverhalten auf, Bild 6-26. Mit steigender Belastung treten anschließend vermehrt irreversible Dehnungen auf, es bildet sich ein plastischer Dehnungsbe- reich, welcher auf die beginnende Materialdegradation (Schädigung) zurückzuführen ist, vgl. Abschnitt 6.2.2.2. Ab einer Verbundspannung $\tau \geq 20$ MPa ($\tau_{ef} \geq 75$ %) kommt es zu einem progressiven Anstieg sowohl der elastischen ε_e als auch der plastischen Dehnung ε_p und folglich der Gesamtdehnung ε des Verbunddübels, Bild 6-26. In diesem Bereich, nahe der Verbundfestigkeit des Verbunddübels, zeichnet sich das bevorstehende Versagen durch Herausziehen des Verbunddübels ab. Es kommt zur lastinduzierten Reduktion des Kohäsionsvermögens des Verbundmörtels, einer Schwächung des Adhäsionsvermögens des Verbundmörtels (Stoffschlusses) und/oder des Formschlusses in den Grenzflächen (Mörtel/Beton und Ankerstange/Mörtel) sowie ggf. zu einer Schädigung des angrenzenden Betons,

was den überproportionalen Dehnungszuwachs begründet, vgl. Abschnitt 6.2.2.2.

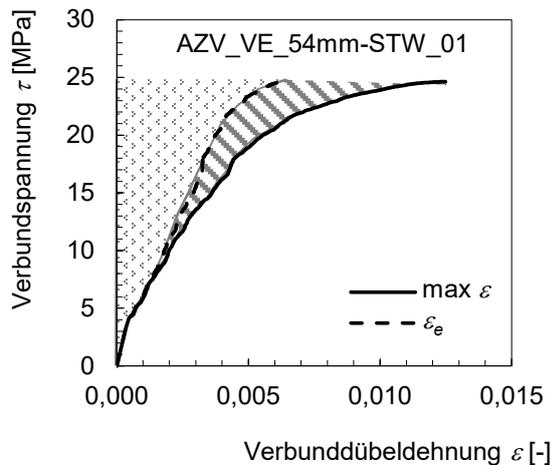


Bild 6-26: Repräsentativer Verlauf der elastischen Dehnung ε_e und der maximalen Gesamtdehnung ε des Verbunddübels VE in Abhängigkeit der Verbundspannung τ , Separation elastischer und plastischer Dehnungsanteile an der Gesamtdehnung

Bild 6-27 veranschaulicht die elastischen und plastischen Dehnungsanteile im Auszugversuch des in Abschnitt 6.2.2.4 verwendeten Versuchs zur Beschreibung des repräsentativen Verbundspannungs/Dehnungs-Verhaltens der Verbunddübel EP.

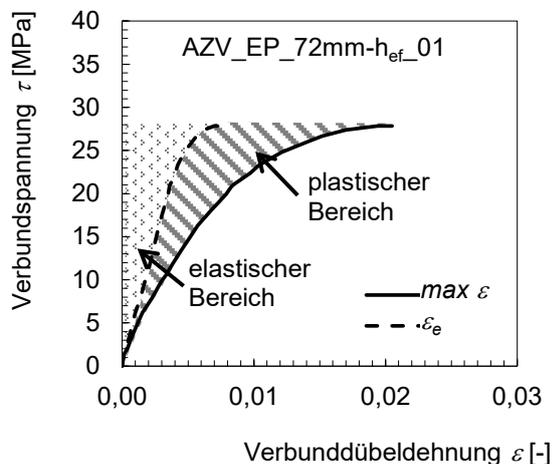


Bild 6-27: Repräsentativer Verlauf der elastischen Dehnung ε_e und der maximalen Gesamtdehnung ε des Verbunddübels EP in Abhängigkeit der Verbundspannung τ , Separation elastischer und plastischer Dehnungsanteile an der Gesamtdehnung

In Bild 6-27 wird nun noch einmal am praktischen Beispiel des Auszugversuchs das bereits im Bild 6-25 theoretisch beschriebene Deformationsverhalten des Verbunddübels EP deutlich. So weist der Verbunddübel, im Gegensatz zum Verbunddübel VE, bereits bei geringen Verbundspannungen einen nennenswerten Anteil an irreversibel plastischen Dehnungen

auf. So sind bei einer Verbundspannung von $\tau \approx 7$ MPa ($\tau_{ef} = 25\%$) rund 35 % aller Dehnungen plastischer Natur⁵¹⁴. Diese plastischen Dehnungen bei sehr geringen Verbundspannungen sind insbesondere auf eine Schwächung des Adhäsionsverbundes im Bereich der Grenzflächen Verbundmörtel/Beton bzw. Ankerstange/Verbundmörtel zurückzuführen. Diese Schwächung bewirkt eine reduzierte Verformungsbehinderung des Verbundmörtels im Mörtelringspalt. Der Betrag dieser initialen plastischen Verschiebung ist produktabhängig (Adhäsionsvermögen des Verbundmörtels) und scheint bei dem Verbunddübel EP auf Epoxidharzbasis deutlich ausgeprägter zu sein, als bei dem vinylesterbasierten Verbunddübel VE.

Die weitere Laststeigerung führt zu einer kontinuierlichen Zunahme des plastischen Dehnungsanteils an der Gesamtdehnung des Verbunddübels EP. Erst ab einer Verbundspannung $\tau \geq 26$ MPa ($\tau_{ef} \geq 90\%$) zeichnet sich bei dem Verbunddübel EP das bevorstehende Versagen durch einem progressiven Anstieg sowohl der elastischen ε_e als auch der plastischen Dehnung ε_p und folglich der Gesamtdehnung ε des Verbunddübels ab, Bild 6-27. Wie beim Verbunddübel VE kommt es dabei zur Reduktion des Kohäsions- und Adhäsionsvermögens des Verbundmörtels sowie des Formschlusses in den Grenzflächen und ggf. der Tragfähigkeit des angrenzenden Betons, vgl. Abschnitt 6.2.2.2

Vergleicht man die elastischen und plastischen Dehnungsanteile der in Bild 6-26 und Bild 6-27 dargestellten Auszugversuche direkt miteinander, wird nochmals deutlich, dass der Verbunddübel EP aufgrund des hohen Anteils an plastischer Deformation eine signifikant größere Verformungskapazität aufweist als der Verbunddübel VE. Ein Versagen des Verbunddübels EP tritt demnach bei größeren Dehnungen auf als bei Verbunddübel VE.

In einem nächsten Schritt können nun aus den elastischen Dehnungen die korrespondierenden Schubwinkel und anschließend aus den Verhältnissen der wirkenden Verbundspannungen τ_i zu den rein elastischen Schubwinkeln der

⁵¹⁴ Zu beachten ist in diesem Zusammenhang, dass der Anteil der plastischen Dehnung an der Gesamtdehnung des Verbunddübels EP im dem hier beschriebenen Bereich effektiver Verbundspannungen bis rd. 25 % zwar prozentual gesehen sehr hoch ist, als absolute Messgröße betrachtet jedoch lediglich einen geringen Betrag aufweist.

Verbunddübel $\gamma_{el,i}$ analog zu *Schritt 3 in Abschnitt 6.2.2.4*, die tatsächlich rein elastischen verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten G der Verbunddübel, ohne Berücksichtigung der plastischen Dehnungsanteile berechnet werden, Formel (6-14).

$$G = \frac{\tau_i}{\varepsilon_{e,i}} \quad (6-14)$$

Anschließend kann die so gewonnene diskrete Datenmenge analog zu *Schritt 4 in Abschnitt 6.2.2.4* in eine kontinuierliche mathematische Funktion $G = f(\tau)$ überführt werden. Bild 6-28 stellt dies für den repräsentativen Verbunddübel VE sowie Bild 6-29 für den repräsentativen Verbunddübel EP dar. Deutlich wird, dass auch das rein elastische Deformationsverhalten der Verbunddübel, unter Ausschluss plastischer Deformationsanteile Nichtlinearität aufweist.

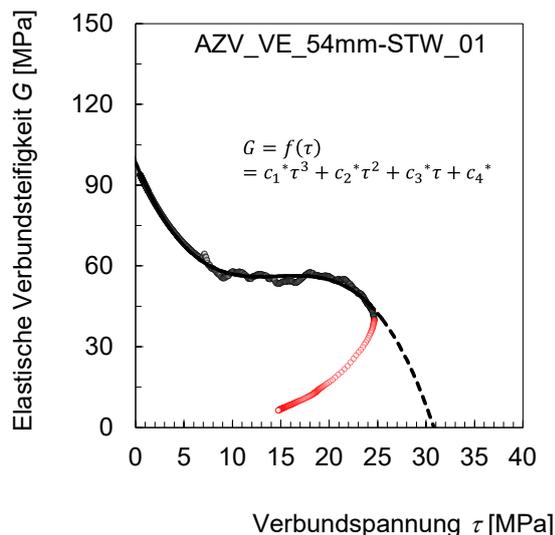


Bild 6-28: Repräsentative rein elastische Verbundsteifigkeits/Schubwinkel-Beziehung des Verbunddübels VE im Auszugversuch (Punkte = aus diskreter Datenmenge berechnete Verbundsteifigkeiten, Linie = Polynomfunktion zur kontinuierlichen Beschreibung der rein elastischen verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit)

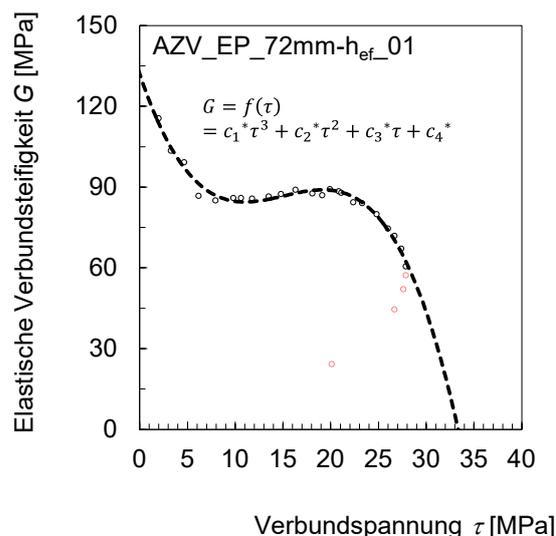


Bild 6-29: Repräsentative rein elastische Verbundsteifigkeits/Schubwinkel-Beziehung des Verbunddübels EP im Auszugversuch (Punkte = aus diskreter Datenmenge berechnete Verbundsteifigkeiten, Linie = Polynomfunktion zur kontinuierlichen Beschreibung der rein elastischen verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit)

Wie schon bei der in *Schritt 4 in Abschnitt 6.2.2.4* beschriebenen Verbundsteifigkeit unter Einbeziehung der plastischen Dehnungsanteile, kann dabei auch die rein elastische verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G mittels einer Polynomfunktion dritten Grades beschrieben werden, Formel (6-15).

$$G = c_1 \cdot \tau^3 + c_2 \cdot \tau^2 + c_3 \cdot \tau + c_4 \quad (6-15)$$

Zur Berechnung der rein elastischen Systemparameter c_1^* bis c_4^* wurden dabei analog zu Abschnitt 6.2.2.4 die aus der diskreten Datenmenge berechneten Verbundsteifigkeiten bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit (Bild 6-28 und Bild 6-29, schwarze Punkte) eingesetzt. Tabelle 6-3 enthält die für die Verbunddübel VE und EP ermittelten Parameter.

Tabelle 6-3: Eingangsparmeter zur Beschreibung der rein elastischen verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel VE und EP

Verbunddübeltyp	Systemkonstante			
	c_1^* [MPa ⁻²]	c_2^* [MPa ⁻¹]	c_3^* [-]	c_4^* [MPa]
VE	-0,0140	0,616	- 8,910	98,41
EP	-0,0168	0,762	- 10,67	132,1

Die Daten nach dem Erreichen der Verbundfestigkeit (Bild 6-28 und Bild 6-29, rote Punkte) wurden nicht in die Berechnung der elastischen Verbundsteifigkeit einbezogen, da in

diesem Nachbruchbereich nicht mehr von einer elastischen Steifigkeit auszugehen ist (siehe Abschnitt 6.2.2.4).

Betrachtet man die Polynomfunktionen für die Beschreibung der beiden verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten des Verbunddübels VE mit sowie ohne die Integration plastischer Anteile in Bild 6-30, wird deutlich, dass diese zunächst eine vergleichbare initiale (unbelastete) Verbundsteifigkeit aufweisen. Dies ist erwartungsgemäß, da bei dem Verbunddübel VE bis zu einer effektiven Verbundspannung von etwa 25 % nahezu alle Dehnungen elastischer Natur sind.

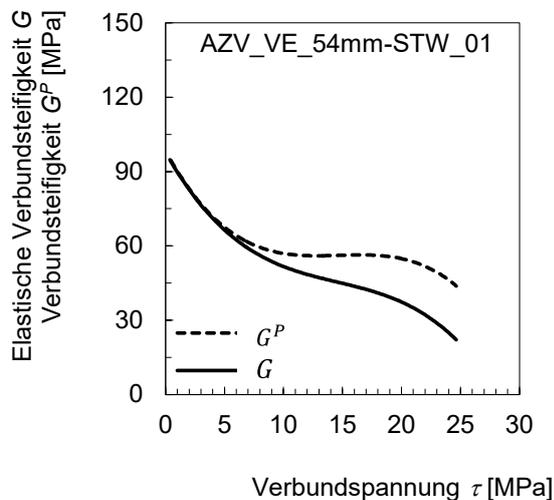


Bild 6-30: Vergleich zwischen der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit des Verbunddübels VE unter Einbeziehung plastischer Dehnungen (G^P) und der rein elastischen Verbundsteifigkeit (G)

Mit steigenden Verbundspannungen weichen beide Kurven zunehmend voneinander ab. Während die Verbundsteifigkeit unter Einbeziehung der plastischen Dehnungsanteile G^P fortwährend sinkt, bildet sich bei der rein elastischen Verbundsteifigkeit G ein Plateau mit konstanter Verbundsteifigkeit aus, Bild 6-30. Hier werden die im Abschnitt 6.2.2.2 beschriebenen molekularen Deformationsvorgänge deutlich. So kommt es in diesem Lastbereich einerseits zu einer linear elastischen Streckung/Verzerrung der vernetzten Makromoleküle der duromeren Verbundmörtel⁵¹⁵. Die rein elastische Verbundsteifigkeit ist demnach konstant. Weiterhin treten jedoch bereits erste Degradationserscheinungen des polymeren Verbundmörtels auf, die zu den plastischen Dehnungen und somit dem stetigen Absinken

der zugehörigen Verbundsteifigkeit G^P führen, während die rein elastische Verbundsteifigkeit G davon unberührt bleibt. Im Bereich hoher Verbundspannungen ($\tau_{ef} \geq 75\%$) kommt es zu einem überproportionalen Abfall der beiden berechneten verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten aufgrund eines progressiven Schädigungsfortschritts des Verbundmörtels und/oder des Verbundes in den Grenzflächen Ankerstange/Verbundmörtel bzw. Verbundmörtel/Beton. In diesem Lastbereich zeichnet sich das Versagen des Verbunddübels ab.

Bild 6-31 stellt die Polynomfunktionen für die Beschreibung der beiden verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten des Verbunddübels EP mit sowie ohne die Integration plastischer Anteile dar. Im Gegensatz zum Verbunddübel VE besitzt die rein elastische Verbundsteifigkeit G des Verbunddübels EP bereits bei geringen Belastungen deutlich höhere Werte als die Verbundsteifigkeit G^P , was in dem hohen Anteil plastischer Dehnungen des Verbunddübels EP in diesem Lastbereich begründet liegt.

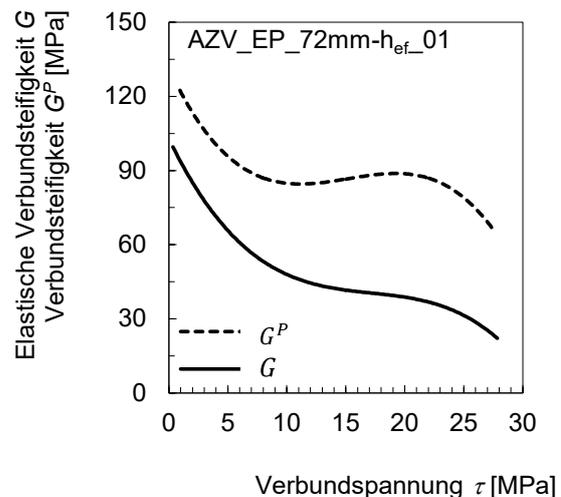


Bild 6-31: Vergleich zwischen der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit des Verbunddübels EP unter Einbeziehung plastischer Dehnungen (G^P) und der rein elastischen Verbundsteifigkeit (G)

Mit zunehmenden Verbundspannungen bildet sich bei der elastischen Verbundsteifigkeit G des Verbunddübels EP näherungsweise ein Plateau mit konstanter Verbundsteifigkeit aus, Bild 6-31. Die elastische Verbundsteifigkeit ist im Bereich effektiver Verbundspannungen τ_{ef} von 25 bis 90 % annähernd konstant. Wie schon beim Verbunddübel VE werden in diesem Lastbereich die im Abschnitt 6.2.2.2 detailliert beschriebenen molekularen Deformati-

⁵¹⁵ Eine Ausführliche Beschreibung der Phänomene in diesem Lastbereich befindet sich im Abschnitt 6.2.2.2 dieser Arbeit

onsvorgänge (Streckung/Verzerrung der Makromoleküle) deutlich.

Die in diesem Lastbereich auftretenden plastischen Dehnungen sind auf erste Degradationserscheinungen des Verbundmörtels EP zurückzuführen. Sie bewirken die schon beim Verbunddübel VE beschriebene stetige Reduktion der auf die Gesamtdehnung der Verbunddübel bezogenen Verbundsteifigkeit G^p .

Im Bereich hoher Verbundspannungen, nahe der Verbundfestigkeit ($\tau_{ef} \geq 90\%$) zeichnet sich das Versagen des Verbunddübels ab. Wie beim Verbunddübel VE kommt es auch beim Verbunddübel EP zu einem überproportionalen Abfall der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten aufgrund eines progressiven Schädigungsfortschritts des Verbundmörtels und/oder des Verbundes in den Grenzflächen Ankerstange/Verbundmörtel bzw. Verbundmörtel/Beton, Bild 6-31.

In den vorangegangenen Abschnitten konnte gezeigt werden, dass das Kurzzeittragverhalten der Verbunddübel nichtlinear elastisch-plastischer Art ist. Es wurde vorgestellt, wie eine Separation der elastischen und der plastischen Anteile an der Gesamtdeformation der Verbunddübel vorgenommen werden kann. Aus materialwissenschaftlicher Sicht ist diese Separation von großem Interesse, da sie es ermöglicht, das phänomenologisch beobachtete Deformationsverhalten der untersuchten Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung einzelnen materialcharakteristischen Deformationsursachen zuzuordnen.

Ob die Separation zwischen den elastischen und den plastischen Deformationsanteilen auch bei der Ermittlung eines Eingangsparmeters für das modifizierte Burgers-Modell zur Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel notwendig ist, hängt vom Einsatzzweck der Verbunddübel ab.

Werden die Verbunddübel im Bereich des Langzeittragverhaltens wiederholt be- und entlastet, ist die Separation sinnvoll. So wird es möglich, die bei einer Entlastung nach einer Belastungsphase, aufgrund irreversibel plastischer Deformationen, verminderte Rückdeformation zu berücksichtigen. Dies steigert die Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modells.

Werden die Verbunddübel im Gegensatz dazu einer dauerhaft konstanten Lasteinwirkung

ausgesetzt, ist eine Unterscheidung zwischen elastischen und plastischen Deformationsanteilen nicht zwingend notwendig. In diesem Fall würde sich die Separation zwischen den beiden Deformationsanteilen nicht auf die Genauigkeit der Prognose des Deformationsverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell auswirken.

6.2.2.6 Implementierung in das modifizierte Burgers-Modell

Im Folgenden Abschnitt wird nun dargestellt, wie die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^p in Form einer Polynomfunktion dritten Grades als Modelleingangsparmeter in das modifizierte Burgers-Modell implementiert werden kann. Zum besseren Verständnis werden dabei rheologische Ersatzschaubilder vorgestellt, die es ermöglichen, das komplizierte nichtlinear elastisch-plastische Deformationsverhalten der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung mit Hilfe simpler linearer Materialgesetze zu beschreiben. Darüber hinaus kann so der direkte Bezug zu den deformationserzeugenden Prozessen im Verbunddübel selbst hergestellt werden. Das heißt z.B., dass die fortschreitende Degradation eines Verbunddübels im Auszugversuch durch das schrittweise Versagen einzelner (linearer) rheologischer Grundelemente in einem aus einer Vielzahl rheologischer Grundelemente bestehenden Ersatzschaubild veranschaulicht werden kann. Die rheologischen Ersatzschaubilder dienen also der anschaulichen Beschreibung der materialwissenschaftlich begründeten Prozesse, die zur Deformation der Verbunddübel führen.

In dem in dieser Arbeit entwickelten modifizierten Burgers-Modell wird das nichtlinear elastisch-plastische Deformationsverhalten der Verbunddübel kombiniert betrachtet. Eine Separation zwischen den instantan auftretenden elastischen und plastischen Deformationsanteilen findet nicht statt. Für das in dieser Arbeit verfolgte Ziel der Beschreibung und Prognose des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Last, also dem Kriechen, ist diese Vorgehensweise legitim, da davon ausgegangen werden kann, dass die Verbunddübel während ihrer Nutzungsdauer dauerhaft belastet bleiben. Während der Lasthaltung wirken die elastische und die plastische Deformation gleichgerichtet, die Betrachtung der Gesamtdeformation als Sum-

me aus elastischer und plastischer Deformation ist hinreichend genau⁵¹⁶.

Im modifizierten Burgers-Modell wird das instantane nichtlinear spannungsvariante elastisch-plastische Deformationsverhalten der Verbunddübel mittels eines Deformationselements mit einem nichtlinear von der wirkenden Verbundspannung abhängigen Deformationsmodul G^P veranschaulicht, Bild 6-32. Das Deformationselement entspricht im Wesentlichen einem Prandtl-Körper, welcher durch eine „Blackbox“ (Bild 6-32, gestrichelte Linie) umschlossen ist. Dies soll verdeutlichen, dass zwar sowohl elastische ε_e als auch plastische ε_p Deformationsanteile während der Belastung der Verbunddübel auftreten, diese jedoch nicht voneinander differenziert werden sollen. Es wird somit lediglich die Gesamtdeformation ε der Verbunddübel während der Belastung erfasst, was für den beabsichtigten Anwendungsfall des modifizierten Burgers-Modells hinreichend ist.

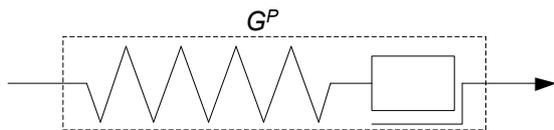


Bild 6-32: Deformationselement zur Beschreibung des instantanen nichtlinear verbundspannungsvarianten elastisch-plastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel

Der Deformationsmodul des Deformationselements entspricht dabei exakt dem verbundspannungsvarianten Schubmodul G^P in Form der in Schritt 4 des Abschnitts 6.2.2.4 entwickelten Polynomfunktion dritten Grades ($G^P = f(\tau) = c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4$, siehe Formel (6-8).

Die, im klassischen Burgers-Modell dem Hooke'schen Gesetz (vgl. Formel (3-1), S. 45) folgende, linear-elastische Feder wird also durch das Deformationselement zur Beschreibung des nichtlinear elastisch-plastischen Verhaltens ersetzt. Es ergibt sich Formel (6-16) für die instantane, elastisch-plastische Dehnung ε_{ep} der Verbunddübel in nichtlinearer Abhängigkeit der Verbundspannung τ .

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ep} &= \frac{\tau h_s}{G^P h_{ef}} \\ &= \frac{\tau h_s}{(c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4)h_{ef}} \end{aligned} \quad (6-16)$$

Die in Versuchen an den Verbunddübeln ermittelten Systemkonstanten c_1 bis c_4 bestimmen somit direkt das Deformationsverhalten des Deformationselements und folglich das elastisch-plastische Deformationsverhalten des gesamten modifizierten Burgers-Modells.

Um das komplizierte Deformationsverhalten des nichtlinearen Deformationselements als entsprechendes Sinnbild für die deformationserzeugenden Prozesse im Verbunddübel, bzw. im polymeren Verbundmörtel des Verbunddübels zu veranschaulichen, können, auf linearen Materialgesetzen basierende, rheologische Ersatzschaubilder verwendet werden.

Ein solches rheologisches Ersatzschaubild ist das im Folgenden beschriebene Ausfallfedermodell. Dieses Modell besteht aus einer Vielzahl von Prandtl-Körpern, welche parallel geschaltet sind. Bild 6-33 stellt exemplarisch ein solches Ausfallfedermodell mit lediglich drei Prandtl-Körpern dar.

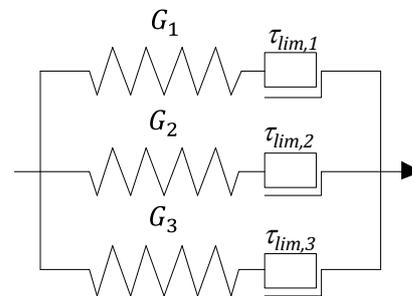


Bild 6-33: Ausfallfedermodell bestehend aus drei Prandtl-Körpern

Die Federn der Prandtl-Körper des Ausfallfedermodells folgen in diesem Beispiel dem Hooke'schen Gesetz, weisen also linear elastisches Verhalten auf. Des Weiteren sollen die Federn alle denselben Schubmodul G_i besitzen, Formel (6-17).

$$G_{,1} = G_2 = G_3 \quad (6-17)$$

Das Dehnungsverhalten der Federn des Ausfallfedermodells ist somit für eine gegebene Belastung identisch, insofern noch kein St.-Venantsches Reibungselement seine (limitierende) Grenzspannung $\tau_{lim,i}$ erreicht hat. Die Steifigkeit des Ausfallfedermodells G_{ef} ergibt

⁵¹⁶ Die plastische Deformation muss demgegenüber zwingend separat berücksichtigt werden, wenn die Verbunddübel während ihrer Nutzungsphase (ggf. mehrfach) entlastet werden, da sie als irreversibler Deformationsanteil auch nach der Entlastung bestehen bleibt, während die elastische Deformation vollständig reversibel ist.

sich für diesen Lastbereich als Summe aller Schubmoduln G_i , Formel (6-18).

$$G_{ef} = \sum_{i=1}^n G_i \quad (6-18)$$

Mit i als Laufvariable von 1 bis n , wobei in diesem Beispiel $n = 3$ ist. Unter Berücksichtigung von Formel (6-17) ergibt sich somit die Gesamtsteifigkeit des Ausfallfedermodells zu $G_{ef} = 3 G_i$. Bild 6-34, Bereich 1 stellt das Deformationsverhalten sowie die sich daraus ergebende Steifigkeit des Ausfallfedermodells für diesen Lastbereich schematisch dar.

In Bezug auf die Verbunddübel entspricht die Steifigkeit des Ausfallfedermodells vor dem Erreichen der Grenzspannung des ersten St.-Venantschen Reibungselements der initialen Verbundsteifigkeit der Verbunddübel, also dem Maximalwert der Verbundsteifigkeit, bevor es zur ersten materialbedingten Steifigkeitsverringering kommt.

Wird die Belastung weiter gesteigert und die Grenzspannung des ersten St.-Venantschen Reibungselements $\tau_{lim,1}$ erreicht, beginnt dieses, sich plastisch zu verformen. Für den zuge-

hörigen Prandtl-Körper bedeutet dies, dass die Feder bei der zur Grenzspannung zugehörigen Dehnung konstant ausgelenkt bleibt und sich bei weiterer Laststeigerung lediglich das St.-Venantsche Reibungselement deformiert, Bild 6-34, Bereich 2 oben.

In der Folge ist die Steifigkeit dieser Feder für den Lastbereich oberhalb der Grenzspannung des zugehörigen St.-Venantschen Reibungselements nicht mehr vorhanden, die Feder fällt aus. Das Ausfallfedermodell weist demnach oberhalb der Grenzspannung des ersten St.-Venantschen Reibungselements eine um die Steifigkeit der ersten Feder reduzierte Gesamtsteifigkeit auf, Bild 6-34, Bereich 2 unten. In der Folge kommt es bei einer zum ersten Lastbereich vergleichbaren Laststeigerung zu einer vermehrten Dehnung, Bild 6-34, Bereich 3 mitte.

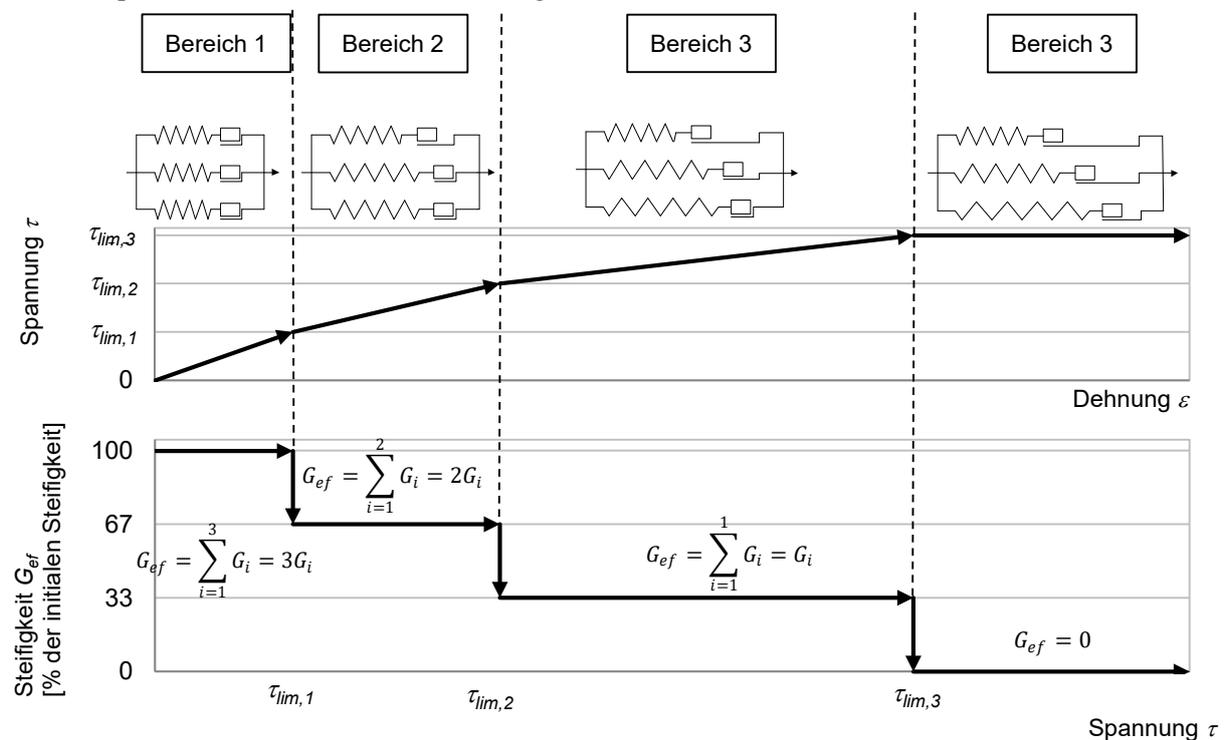


Bild 6-34: Deformationszustand (oben) sowie resultierendes Spannungs/Dehnungsverhalten (mitte) und Steifigkeit G_{ef} (unten) des Ausfallfedermodells bestehend aus drei Prandtl-Körpern, vor und nach dem Erreichen der jeweiligen Grenzspannungen $\tau_{lim,i}$ der St.-Venantschen Reibungselemente der einzelnen Prandtl-Körper (schematisch)

Hinsichtlich des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung stellt dieser Steifigkeitsverlust die erste Verringerung der Verbundsteifigkeit der Verbunddübel, bereits bei geringen Lasten, dar. Ursächlich dafür sind insbesondere die zunächst nur oberflächennahe Aktivierung des Verbundmörtels zur Lastweiterleitung sowie die notwendige initiale Verbunddübeldeformation zur vollständigen Aktivierung des Formschlusses⁵¹⁷. Anschließend folgt im Ausfallfedermodell ein Lastbereich mit konstanter Steifigkeit, was bei den Verbunddübeln dem Bereich entspricht, in welchem sich die Verbunddübel aufgrund von makromolekular begründeten Deformationen des polymeren Verbundmörtels näherungsweise schädigungsfrei und somit bei annähernd konstanter Verbundsteifigkeit deformieren⁵¹⁸.

Analog zum Ausfall der Feder des ersten Prandtl-Körpers beim Erreichen der Grenzspannung des zugehörigen St.-Venantschen Reibungselements $\tau_{lim,1}$, kommt es zum Ausfall der Federn des zweiten und anschließend auch des dritten Prandtl-Körpers beim Erreichen der jeweiligen Grenzspannungen der zugehörigen St.-Venantschen Reibungselemente $\tau_{lim,2}$ und $\tau_{lim,3}$ (Bild 6-34, Bereiche 2 und 3). Jeder Ausfall einer Feder durch die beginnende plastische Deformation des zugehörigen St.-Venantschen Reibungselements führt dabei zu einer um den Betrag der Steifigkeit dieser Feder entsprechenden Verringerung der Gesamtsteifigkeit des Ausfallfedermodells. Für das hier dargestellte beispielhafte Ausfallfedermodell mit drei Prandtl-Körpern bedeutet dies beim Erreichen der Grenzspannung des zweiten Prandtl-Körpers dass nur noch die Feder des dritten Prandtl-Körpers aktiv zur Gesamtsteifigkeit des Ausfallfedermodells beiträgt. Wird auch die Grenzspannung des St.-Venantschen Reibungselements des dritten Prandtl-Körpers erreicht, kommt es zum totalen Steifigkeitsverlust, alle folgenden Deformationen werden durch die Reibungselemente vollbracht und sind somit plastischer Art, siehe Bild 6-34, Bereich 4.

In Bezug auf das Deformationsverhalten der Verbunddübel stellt der Bereich nach dem Erreichen der Grenzspannung des zweiten St.-Venantschen Reibungselements jenen Ab-

schnitt dar, bei welchem es zu einem progressiven Steifigkeitsverlust durch Degradation des Verbundmörtels sowie des Verbunds in den Grenzflächen Ankerstange/Verbundmörtel bzw. Verbundmörtel/Beton kommt. Innerhalb dieses Bereichs weisen die Verbunddübel auch in der Praxis neben den elastischen Deformationsanteilen zunehmend plastische Deformationen auf, siehe Abschnitt 6.2.2.5.

Der totale Verlust der Steifigkeit des Ausfallfedermodells nach dem Erreichen der Grenzspannung auch des dritten St.-Venantschen Reibungselements entspricht in der Praxis dem Versagen des Verbunddübels durch Herausziehen. Wie bei dem Ausfallfedermodell treten auch bei dem Verbunddübel in diesem Bereich lediglich plastische Deformationen auf, eine Entlastung während des Versagens des Verbunddübels würde zu keiner Rückdeformation mehr führen.

Obwohl das in dieser Arbeit beispielhaft dargestellte Ausfallfedermodell mit lediglich drei Prandtl-Körpern hinreichend ist, um die grundlegenden deformationserzeugenden Prozesse der Verbunddübel zu beschreiben, ist es nicht in der Lage, das Deformationsverhalten der Verbunddübel exakt zu beschreiben. So suggeriert das Ausfallfedermodell, dass es beim Erreichen der jeweiligen Grenzspannungen der St.-Venantschen Reibungselemente zu spontanen Steifigkeitsänderungen (Steifigkeitssprüngen) kommt, welche im realen Verhalten der Verbunddübel nicht, bzw. lediglich im Bereich eines spontanen Versagens, auftreten. Um dies zu optimieren, müsste statt der drei Prandtl-Körper eine Vielzahl solcher eingesetzt werden. Dies kann durch die Generalisierung des Modells, also die Erweiterung von drei auf theoretisch unendlich viele solcher Prandtl-Körper, erreicht werden. Ein solches generalisierte Ausfallfedermodell ist in der Lage, das Deformationsverhalten der Verbunddübel unter kurzzeitiger Lasteinwirkung exakt zu beschreiben. In der vorliegenden Arbeit wurde genau dies durch die Berechnung eines verbundspannungsvarianten Schubmoduls für die Verbunddübel als Polynomfunktion dritten Grades erreicht. Diese Polynomfunktion ermöglicht es, für jede beliebige Belastung (Grenzspannung der Reibelemente in diesem Beispiel) die zugehörige Steifigkeit (Gesamtsteifigkeit der Federn in diesem Beispiel) des Gesamtsystems zu berechnen. Die exakte Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit als Schubmodul der Verbund-

⁵¹⁷ Siehe Abschnitt 6.2.2.2 für eine ausführliche Beschreibung der Ursachen für die charakteristische Deformation und Steifigkeitsentwicklung der Verbunddübel unter Lasteinwirkung

⁵¹⁸ Siehe Abschnitt 6.2.2.2

dübel bildet so die erste Grundlage für eine verlässliche Prognose des Materialverhaltens unter anhaltender Lasteinwirkung.

6.2.3 Modellierung des zeitabhängigen Tragverhaltens unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung - Viskosität und verzögerte Elastizität des modifizierten Burgers-Modells

6.2.3.1 Ausgangssituation

Die zeitabhängige Deformation wird im klassischen Burgers-Modell in die rein viskose Deformation und die verzögert elastische Deformation unterteilt.

Die rein viskose Deformation wird mit einem einzelnen Newton'schen Dämpfer dargestellt (vgl. Tabelle 3-1, S. 49). Dabei besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Zeitdauer der Lasteinwirkung t sowie der Höhe der aufgebrauchten Spannung τ und der resultierenden viskosen Dehnung $\varepsilon_v(t)$. Der Newton'sche Dämpfer weist demnach eine konstante Viskosität η_v auf. Für den Bereich der Verbunddübel ist es von Vorteil, wenn, wie schon bei den zeitinvarianten Deformationen statt der viskosen Dehnung der viskose Schubwinkel γ_v als Maß für die Deformation herangezogen wird. So ergibt sich zur Berechnung der konstanten Viskosität Formel (6-19).

$$\eta_v = \tau \frac{t}{\gamma_v(t)} \quad (6-19)$$

Bild 6-35 veranschaulicht diesen Zusammenhang. Zu sehen ist eine schematische Darstellung des Dehnungsverhaltens eines solchen Newton'schen Dämpfers mit konstanter Viskosität η_v für den für die Verbunddübel praxisrelevanten Fall einer dauerhaft konstanten Lasteinwirkung.

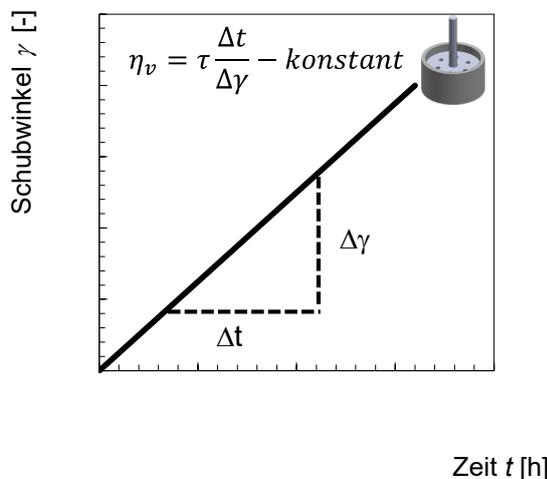


Bild 6-35: Linear viskoses Dehnungsverhalten eines Newton'schen Dämpfers mit konstanter Viskosität η_v unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung

Die verzögert elastische Deformation wird im Burgers-Modell mit der Hilfe eines Kelvin-Elements beschrieben (vgl. Bild 3-3, S 48). Die Wirkung einer dauerhaft konstanten Last führt bei dem Kelvin-Element mit fortschreitender Belastungsdauer zu einer stetigen Dehnungszunahme, jedoch mit sinkender Dehnungsrate. Die zeitvariant verzögert elastische Dehnung $\varepsilon_{ve}(t)$ bzw. der daraus abgeleitete Schubwinkel γ_{ve} folgen für eine dauerhaft konstante Spannung τ einer natürlichen Exponentialfunktion, mit festem Endwert für sehr große Belastungszeiten t , Formel (6-20).

$$\gamma_{ve}(t) = \frac{\tau}{G^{VE}} \left(1 - e^{-\frac{G^{VE}}{\eta_{ve}} t} \right) \quad (6-20)$$

Im klassischen (linearen) Burgers-Modell entsprechen dabei G^{VE} der Schubsteifigkeit der Hooke'schen Feder und η_{ve} der Viskosität des Newton'schen Dämpfers des Kelvin-Elements. Beide stellen Konstanten dar. Bild 6-36 stellt die zeitliche Entwicklung der Dehnung des Kelvin-Elements unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung dar.

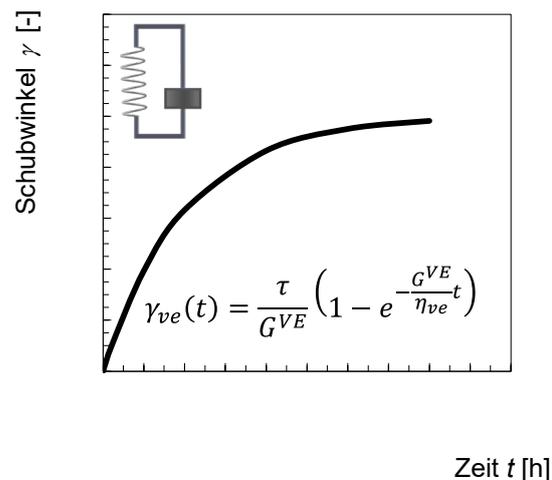


Bild 6-36: Linear verzögert elastisches Dehnungsverhalten eines Kelvin-Elements mit konstanter Schubsteifigkeit G^{VE} sowie Viskosität η_{ve} unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung

6.2.3.2 Annahmen zur Berechnung der Viskosität der Verbunddübel

Wie beschrieben, weist die zeitabhängige Deformation der Verbunddübel sowohl viskose als auch verzögert elastische Deformationsanteile auf. Eine versuchstechnische Separation zwischen diesen beiden Deformationsanteilen ist zwar mittels Kriech-/Kriecherholungsexperimenten möglich, jedoch sehr aufwändig. Die Separation erfolgt bei diesen Experimen-

ten aufgrund der Tatsache, dass die verzögert elastische Deformation zeitabhängig reversibel ist, wohingegen die viskose Deformation zeitabhängige Irreversibilität aufweist⁵¹⁹.

Für den in dieser Arbeit behandelten Fall der dauerhaft konstanten Lasteinwirkung ist eine versuchstechnische Separation der viskosen und der verzögert elastischen Deformationen nicht notwendig, da eine Entlastung der Verbunddübel nicht vorgesehen ist. Vereinfachend können die zeitabhängigen Deformationen daher kumuliert berücksichtigt werden. Einerseits reduziert diese Vereinfachung den Prüfaufwand, der notwendig ist, um mit dem in dieser Arbeit vorgestellten modifizierten Burgers-Modell das zeitabhängige Deformationsverhalten der Verbunddübel abzubilden bzw. vorauszusagen erheblich. Andererseits müssen aufgrund der Vereinfachung für das modifizierte Burgers-Modell Annahmen getroffen werden, um die Berechnung der Modelleingangsparameter für die zeitabhängigen Deformationen zu ermöglichen. So wird vereinfachend angenommen, dass das modifizierte Burgers-Modell lediglich eine Verbundsteifigkeit sowie eine Viskosität aufweist. Aus materialwissenschaftlicher Sicht bedeutet dies, dass die deformationserzeugenden Prozesse im Verbunddübel bzw. im polymeren Verbundmörtel unter kurzzeitiger und unter dauerhafter Lasteinwirkung gleichermaßen gelten.

Die in Kapitel 6.2.2 ermittelte Verbundsteifigkeit G^P bestimmt demnach einerseits den Betrag der instantanen Deformation bei Belastung. Andererseits stellt sie den ersten Eingangsparameter für das Kelvin-Element zur Beschreibung der verzögert elastischen Deformation (bzw. verzögert elastisch-plastischen Deformation)⁵²⁰ im Dauerstandversuch dar, Formel (6-21).

⁵¹⁹ Bei Kriech-/Kriecherholungsexperimenten werden die Verbunddübel zunächst einer dauerhaft konstanten Last ausgesetzt (Kriechen) und die zeitabhängigen Deformationen erfasst. Anschließend werden die Verbunddübel unter anhaltender Deformationsmessung entlastet. Die Deformationsmessung erfolgt dabei so lange, bis sich keine Rückdeformationen der Verbunddübel mehr ergeben. Eine Separation zwischen den viskosen und den verzögert elastischen Deformationen kann anschließend aufgrund der Tatsache erfolgen, dass die viskosen Deformationen irreversibel sind, also nach der Entlastung vorhanden bleiben, während die verzögert elastischen Deformationen zeitabhängig reversibel sind. Betrachtet man also nur die zeitabhängigen Deformationen des Kriech-/Kriecherholungsexperiments, ergibt sich die viskose Deformation aus der Subtraktion der während der Kriecherholung gemessenen verzögert elastischen Rückdeformation von der Gesamtdeformation am Ende der Belastungsphase des Kriechexperiments.

⁵²⁰ Der Begriff der verzögert elastischen Dehnung wird in diesem Kontext gebraucht, weil der Bezug zum klassischen Kelvin-

$$G^{VE} = G^P \quad (6-21)$$

Daraus geht hervor, dass das modifizierte Burgers-Modell nicht nur ein Deformationselement zur Beschreibung des instantanen Deformationsverhaltens beinhaltet, sondern ebenso ein zweites Deformationselement im Austausch für die linear-elastische Feder des Kelvin-Elements des klassischen Burgers-Modells. Bild 6-37 verdeutlicht dies grafisch.

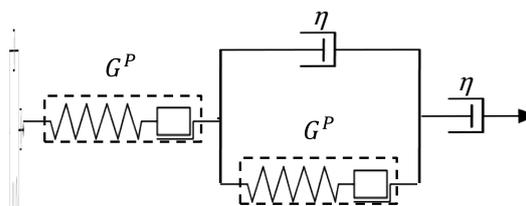


Bild 6-37: Modifiziertes Burgers-Modell mit Deformationselementen mit einheitlicher Verbundsteifigkeit G^P sowie Dämpfern mit einheitlicher Viskosität η

Wie bei der Verbundsteifigkeit wird auch bei der Viskosität η angenommen, dass die Prozesse im polymeren Verbundmörtel, die zur viskosen Deformation führen, sowohl für die rein viskose Deformation ε_v (bzw. γ_v), als auch für die viskose Komponente der verzögert elastischen oder exakt der verzögert elastisch-plastischen) Deformation des modifizierten Kelvin-Elements⁵²¹ ε_{ve} (γ_{ve}) bzw. exakt ε_{ve-p} (γ_{ve-p}) gelten. Das modifizierte Burgers-Modell besitzt demnach nur eine Viskosität η , Formel (6-22), Bild 6-37.

$$\eta_{ve} = \eta_v = \eta \quad (6-22)$$

6.2.3.3 Entwicklung eines Verfahrens zur Berechnung der Viskosität

Um eine Anwendung des modifizierten Burgers-Modells in der Praxis zu ermöglichen, werden, wie bereits bei der Berechnung der Verbundsteifigkeit G^P (Kapitel 6.2.2), im Folgenden alle Schritte vorgestellt, die notwendig sind, um eine auf Versuchsergebnissen basierende analytische Lösung für die Viskosität zu entwickeln.

Als Datenbasis für die Untersuchungen zur Viskosität der Verbunddübel dienen Dauerstandversuche (DST) mit einer konstanten effektiven Verbundspannung τ_{ef} von

Element besteht. Für den Fall der Verbunddübel ist die Dehnung jedoch verzögert elastisch-plastischer Art, dem durch die Einbeziehung des elastisch-plastischen Deformationselements in dem Kelvin-Element Rechnung getragen wird.

⁵²¹ Modifikation dahingehend, dass statt der linear elastischen Feder ein Deformationselement in dem Kelvin-Element integriert wurde.

40 – 60 %, bezogen auf die mittlere Verbundfestigkeit im Auszugversuch. Die gewählte Verbundspannung liegt damit im baupraktisch relevanten Lastbereich der Verbunddübel. Die Bestimmung des Viskositätsparameters in diesem Lastbereich begünstigt somit anschließend auch die Genauigkeit der Prognose des zeitlichen Deformationsverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell unter einer praxisüblichen Belastung.

Es ist weiterhin davon auszugehen, dass die Verbunddübel in dem untersuchten Lastbereich noch eine sehr geringe Materialdegradationen aufgrund dauerhafter Lasteinwirkung aufweisen, vgl. dazu Abschnitt 6.2.4.5, S. 138ff dieser Arbeit. Diese Langzeit-Materialdegradationen stellen einen weiteren nichtlinearen Einfluss auf das Langzeittragverhalten der Verbunddübel dar, welcher im modifizierten Burgers-Modell separat berücksichtigt werden soll⁵²². Sie treten erst bei sehr hoher Belastung der Verbunddübel in einem signifikanten Maß auf und können daher für die Berechnung der Viskosität vernachlässigt werden. Das heißt, dass das Langzeittragverhalten der Verbunddübel im betrachteten Lastbereich lediglich durch die instantane Deformation während der Belastung (G^p/τ) sowie die nachfolgend beschriebenen zeitvarianten viskosen (ε_v, γ_v) und verzögert elastischen Deformationen ($\varepsilon_{ve}, \gamma_{ve}$) unter dauerhafter Lasteinwirkung determiniert wird.

Die Dauer der verwendeten Dauerstandversuche betrug rund 27.000 h (> 3 Jahre) für das System VE sowie rund 12.000 h ($\approx 1,5$ Jahre) für das System EP. Die sehr lange Versuchsdauer zur Bestimmung der Viskosität der Verbunddübel als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell steht der praktischen Anwendbarkeit des Modells entgegen. Die lange Versuchsdauer wird jedoch zunächst im Rahmen der Parameterfindung, also der Entwicklung einer Herangehensweise zur Bestimmung der Viskosität benötigt. Das Ziel ist es, nach der Parameterfindung, in einem weiteren Schritt, die notwendige Versuchsdauer zur Bestimmung der Viskosität auf ein erforderliches Mindestmaß zu verringern.

Bild 6-38 stellt das Ergebnis der Dauerstandversuche zur Viskositätsermittlung für den Verbunddübel VE dar. Zu sehen ist das mittlere zeitliche Verschiebungsverhalten (blaue Linie), basierend auf drei Einzelversuchen (schwarze Linien) bei einer Verbundspannung

von 10,0 MPa, was einer effektiven Verbundspannung von rund 40 % entspricht. Die Dauerstandversuche zur Viskositätsermittlung für den Verbunddübel EP können Bild 6-39 entnommen werden. Wiederum sind sowohl die Einzelversuche (schwarze Linien) als auch das gemittelte Verschiebungs/Zeit-Verhalten (rote Linie) bei einer Verbundspannung τ von 19,0 MPa ($\tau_{ef} \approx 60 \%$) dargestellt.

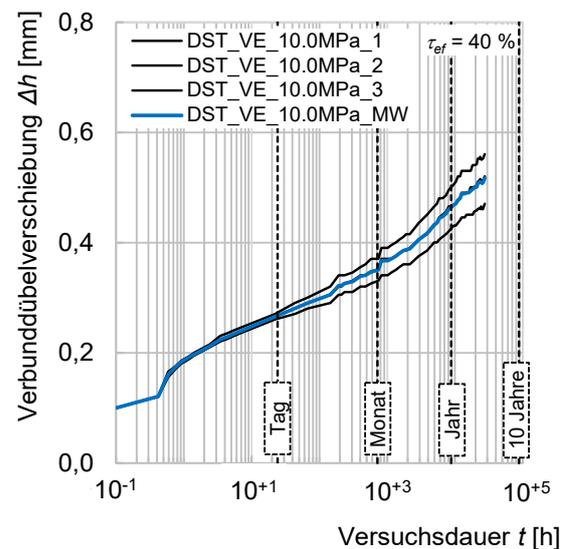


Bild 6-38: Verschiebungs/Zeit-Kurven der Dauerstandversuche am Verbunddübel VE mit einer Verbundspannung von 10,0 MPa als Datenbasis zur Ermittlung der Viskosität η als Eingangsparameter für den einzelnen viskosen Dämpfer sowie den viskosen Dämpfer des Kelvin-Elements im modifizierten Burgers-Modell

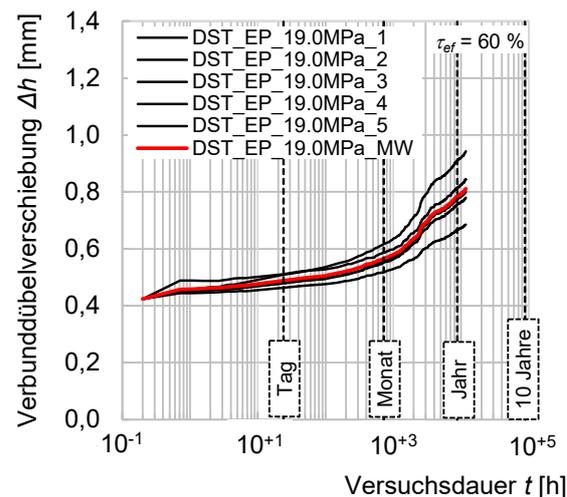


Bild 6-39: Verschiebungs/Zeit-Kurven der Dauerstandversuche am Verbunddübel EP mit einer Verbundspannung von 19,0 MPa als Datenbasis zur Ermittlung der Viskosität η als Eingangsparameter für den einzelnen viskosen Dämpfer sowie den viskosen Dämpfer des Kelvin-Elements im modifizierten Burgers-Modell

⁵²² Siehe Abschnitt 5.1.7

Konstante Viskosität

Die Berechnung der Viskosität η erfolgte anschließend durch eine Anpassung der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten zeitlichen Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen an das reale Deformationsverhalten mittels einer Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Für die Berechnung wurde die gemäß Kapitel 6.2.2 ermittelte Verbundsteifigkeit G^P für die beiden Deformationselemente des modifizierten Burgers-Modells einbezogen, sodass die Viskosität die einzige Unbekannte darstellte.

Zunächst wurde versucht, die Viskosität als konstanten Parameter zu berechnen. Es stellte sich heraus, dass die Berechnung einer über die Versuchsdauer konstanten Viskosität als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell nicht zielführend ist. So war es nicht möglich, das reale Deformationsverhalten der Verbunddübel mit dem Modell hinreichend genau abzubilden. Zur Veranschaulichung stellt Bild 6-40 die mit dem modifizierten Burgers-Modell mit konstanter Viskosität η berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven (gestrichelte Linien) vergleichend den Ergebnissen der Dauerstandversuche (durchgezogene Linien) gegenüber.

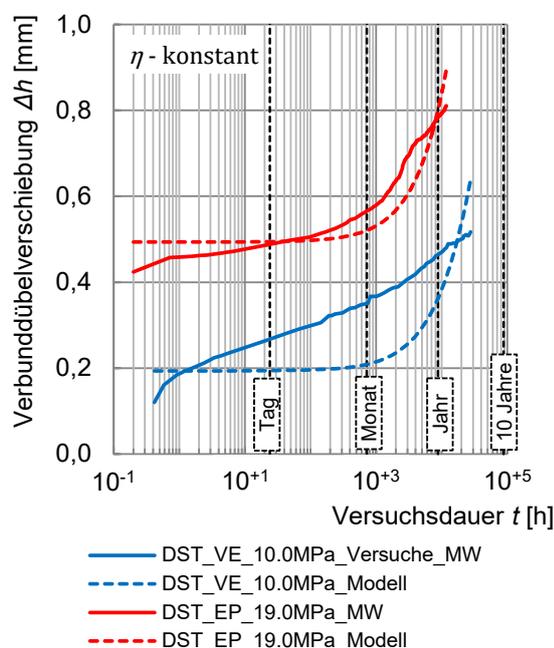


Bild 6-40: Vergleich der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten und der versuchstechnisch ermittelten Verschiebungs/Zeit-Kurven der Dauerstandversuche am Verbunddübel VE sowie EP mit einer Verbundspannung von VE = 10,0 MPa und EP = 19,0 MPa unter Berücksichtigung der Viskosität η als konstanten Materialparameter

Das modifizierte Burgers-Modell unter Berücksichtigung der Viskosität als Konstante weist für geringe Belastungsdauern (Bild 6-40, Bereich < 1 Monat) ein zu hochviskoses, „zähes“ Deformationsverhalten auf. Während die Verbunddübelverschiebungen im realen Dauerstandversuch mit fortschreitender Belastungsdauer stetig zunehmen, prognostiziert das Modell lediglich eine sehr geringe Verschiebungszunahme. Auffällig ist des Weiteren, dass sich die Verbunddübelverschiebungen im realen Dauerstandversuch stabilisieren, die Verschiebungsrates (Anstieg der Kurve; $\Delta h/\Delta t$) reduziert sich mit zunehmender Versuchsdauer. Das modifizierte Burgers-Modell mit konstanter Viskosität kann diese Stabilisierung nicht abbilden. Dies führt dazu, dass sich das zunächst zu hochviskose modifizierte Burgers-Modell mit zunehmender Versuchsdauer dem versuchstechnisch ermittelten Verhalten annähert, allerdings anschließend für große Versuchszeiten ein zu niederviskoses „weiches“ Verschiebungsverhalten prognostiziert. Es zeigt sich also, dass das reale Tragverhalten der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell unter Berücksichtigung der Viskosität als konstanten Materialparameter nicht adäquat abgebildet werden kann. Vielmehr stellt die Viskosität η einen in Abhängigkeit der Belastungsdauer veränderlichen Materialparameter dar, Formel (6-23).

$$\eta = f(t) \quad (6-23)$$

Zeitvariante Viskosität

Eine zeitvariante Viskosität η der Verbunddübel kann insbesondere aus materialwissenschaftlicher Sicht begründet werden. Die Viskosität des Verbunddübels wird maßgeblich von der Art des verwendeten Verbundmörtelprodukts beeinflusst. Insbesondere eine zunehmende Vernetzungsdichte des polymeren Verbundmörtels im Zuge einer zunehmenden Aushärtung wirkt sich auf die Viskosität aus. Mit zunehmender Vernetzungsdichte steigt die Viskosität des Verbundmörtels an. Die in dieser Arbeit zur Berechnung der Viskosität der Verbunddübel verwendeten Dauerstandversuche wurden 7 Tage nach der Herstellung belastet, sodass theoretisch von einer abgeschlossenen Polymerisation und damit einer konstanten Vernetzungsdichte ausgegangen werden kann. Praktisch kommt es jedoch auch nach diesen 7 Tagen zu einem Anstieg des Aushärtegrades, wie Hülder sowohl für einen Verbundmörtel

auf Epoxidharzbasis (analog EP)⁵²³ sowie auf einen auf Vinylesterbasis (analog VE)⁵²⁴ in Versuchen bei Raumtemperatur nachweisen konnte.

Darüber hinaus weist der Verbundmörtel VE einen Zement als Füllstoff auf. Auch die Zementhydratation ist ein zeitabhängiger Prozess, der in Abhängigkeit von der Zementart und der Verfügbarkeit von Wasser eine deutlich längere Zeitdauer als diese 7 Tage in Anspruch nehmen kann und sich so direkt auf die Verbundmörtelviskosität auswirkt.

Hinsichtlich der zeitvarianten Viskositätssteigerung des Verbundmörtels EP unter dauerhafter Lasteinwirkung ist eine weitere Möglichkeit zu nennen. So existiert die Theorie, dass Verbundmörtel auf Epoxidharzbasis, aufgrund der durch dauerhafte Lasteinwirkung initiierten Deformation nachvernetzen können. Die Theorie besagt dabei, dass die Deformation des Verbundmörtels dazu führt, dass sich bisher unvernetzte Vernetzungsstellen im Makromolekül des polymeren Verbundmörtels finden und nachträglich vernetzen können. Da die Höhe der Deformation des Verbundmörtels unter dauerhafter Lasteinwirkung eine direkte Abhängigkeit von der Zeit besitzt, ist also auch die durch Nachvernetzung erreichte Viskositätssteigerung eine zeitlich Veränderliche.

Berücksichtigt man die makromolekularen deformationserzeugenden Prozesse im Verbundmörtel unter dauerhafter Lasteinwirkung, kann abschließend festgehalten werden, dass diese ebenfalls für die Berücksichtigung der Viskosität als zeitvariante Eingangsgröße sprechen. So kommt es mit zunehmender Verbunddübelverschiebung und damit zunehmender Streckung der Polymerketten auch zu einer Zunahme der „Rückstellkräfte“ der Polymerketten, also einem zunehmenden Widerstand gegen eine weitere Kettenstreckung und somit zu einem zeitlichen Anstieg der Viskosität.

Die Berechnung der Viskosität η als zeitvariante Kenngröße erfolgte wiederum durch eine Anpassung der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten zeitlichen Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen an das reale Deformationsverhalten mittels einer Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Für die Berechnung wurde erneut die gemäß Kapitel 6.2.2 ermittelte Verbundsteifigkeit G^P für die beiden Deformati-

onselemente des modifizierten Burgers-Modells einbezogen. Als Datenbasis dienten ebenso erneut die gesamten Versuchszeiträume der Dauerstandversuche mit den Verbunddübeln VE und EP bei einer Verbundspannung von 10,0 MPa (VE) bzw. 19,0 MPa (EP).

Für die praktische Anwendbarkeit des modifizierten Burgers-Modells sollten zwei Bedingungen eingehalten werden. Einerseits sollte durch die Berücksichtigung der Viskosität als zeitliche Veränderliche eine hohe Präzision in der Prognose der zeitlichen Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen mit dem modifizierten Burgers-Modell für sehr lange Versuchszeiten erreicht werden. Andererseits sollte das Modell auch praktisch anwendbar bleiben. Um diese praktische Anwendbarkeit zu erreichen, sollte die mathematische Funktion zur Beschreibung der zeitlichen Entwicklung der Viskosität der Verbunddübel möglichst einfacher Natur sein. Die bisher dargestellten Untersuchungen zur Viskosität ergaben, dass eine solche mathematische Funktion für kleine Versuchszeiten geringe Werte für die Viskosität berechnen muss, um eine Annäherung des Modells an das reale Tragverhalten der Verbunddübel zu ermöglichen. Mit steigender Belastungsdauer sollte sich der Betrag der Viskosität stetig erhöhen. Die Untersuchungen ergaben zudem, dass sich das Ausmaß der Änderung der Viskosität mit fortschreitender Belastungsdauer reduzieren muss, was man an den sich stabilisierenden Verschiebungs/Zeitkurven der Dauerstandversuche am Verbunddübel VE sowie EP mit einer Verbundspannung von 10,0 MPa (VE, Bild 6-38) bzw. 19,0 MPa (EP, Bild 6-39) erkennen kann.

Vergleichende Modellberechnungen unter Verwendung einer Vielzahl unterschiedlicher mathematischer Funktionen für die zeitliche Entwicklung der Viskosität⁵²⁵ ergaben, dass insbesondere die Potenzfunktion geeignet ist, das reale Dauerstandverhalten der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell abzubilden, Formel (6-24).

$$\eta = c_5 t^{c_6} \quad (6-24)$$

Dabei bilden c_5 und c_6 die Systemkonstanten zur Beschreibung des potenziellen zeitvarian-

⁵²³ Hülde (2008), S.55

⁵²⁴ Hülde (2008), S.62

⁵²⁵ In der vorliegenden Arbeit werden lediglich die Untersuchungen mit einer zeitvarianten Viskosität in Form einer Potenzfunktion dargestellt, da diese auch im finalen modifizierten Burgers-Modell verwendet wird. Die Untersuchungen zur Beschreibung der Viskositätsentwicklung mit anderen mathematischen Funktionen werden an dieser Stelle nicht behandelt, da sie für das finale modifizierte Burgers-Modell nicht von Belang sind.

ten Zuwachses der Viskosität als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell.

Bild 6-41 stellt die Verschiebungs/Zeit-Kurven der Dauerstandversuche an den Verbunddübeln VE und EP den mit dem modifizierten Burgers-Modell mit zeitvarianter Viskosität (Potenzfunktion) ermittelten Kurven gegenüber. Vergleicht man die Genauigkeit der Deformationsprognose mit dem modifizierten Burgers-Modell mit zeitvarianter Viskosität (Bild 6-41), mit der Prognosegenauigkeit mit konstanter Viskosität (Bild 6-40), wird eine signifikante Steigerung der Prognosegenauigkeit deutlich. Die Berücksichtigung der Viskosität der Verbunddübel in Form einer zeitvarianten Potenzfunktion erfüllt somit die beiden an sie gestellten Anforderungen. Sie ist erstens eine einfach zu handhabende mathematische Funktion, die eine praktische Anwendbarkeit des modifizierten Burgers-Modells begünstigt und ermöglicht zweitens eine exakte Prognose des Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung insbesondere für sehr lange Versuchszeiten, was für die Nutzung des Modells zur Vorhersage der Lebensdauer der Verbunddübel unabdingbar ist.

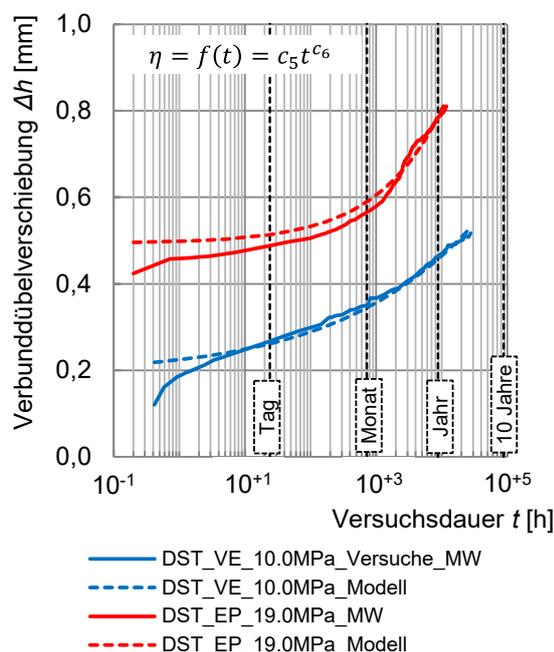


Bild 6-41: Vergleich der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten und der versuchstechnisch ermittelten Verschiebungs/Zeit-Kurven der Dauerstandversuche am Verbunddübel VE sowie EP mit einer effektiven Verbundspannung von 50 % (VE = 10,0 MPa; EP = 19,0 MPa) unter Berücksichtigung der Viskosität η als zeitvarianten Materialparameter in Form einer Potenzfunktion

Bestimmung der minimal notwendigen Versuchsdauer zur Berechnung der Viskosität

Für das in Bild 6-41 dargestellte Verhalten des modifizierten Burgers-Modells wurde die gesamte Zeitdauer der Dauerstandversuche (VE: ≈ 27.000 h; EP: ≈ 12.000 h) zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität herangezogen. Um eine baupraktische Anwendbarkeit des modifizierten Burgers-Modells zu erreichen, müssen die Versuche zur Bestimmung der Modelleingangsparameter jedoch innerhalb eines ökonomisch vertretbaren Zeitraumes abgeschlossen werden können. In einem nächsten Schritt wurde deshalb untersucht, welche Zeitdauer der Dauerstandversuche an den Verbunddübeln VE und EP mindestens erforderlich ist, um eine ausreichend genaue Bestimmung der zeitvarianten Viskosität und damit eine exakte Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung mit dem modifizierten Burgers-Modell zu ermöglichen. Ausgehend von der Berücksichtigung der gesamten Versuchsdauer der Dauerstandversuche wurde dazu die zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzte Datenbasis schrittweise reduziert. Untersucht wurden jeweils die Zeiträume der Dauerstandversuche nach der Lastaufbringung (1) bis 10.000 h, (2) 8.000 h, (3) 4.000 h, (4) 2.000 h, (5) 1.000 h, (6) 800 h, (7) 600 h sowie (8) 400 h. Bild 6-42 und Bild 6-43 zeigen, wie sich die Deformationsprognose des modifizierten Burgers-Modells mit variierender Datenbasis zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität für den Verbunddübel VE bzw. EP verändert. Dargestellt ist eine Auswahl der untersuchten Zeiträume, eine komplette Aufstellung enthält Anhang D.

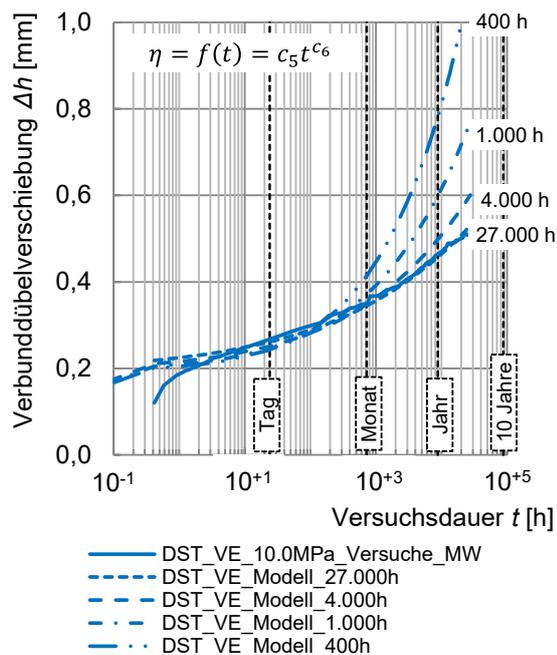


Bild 6-42: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel VE

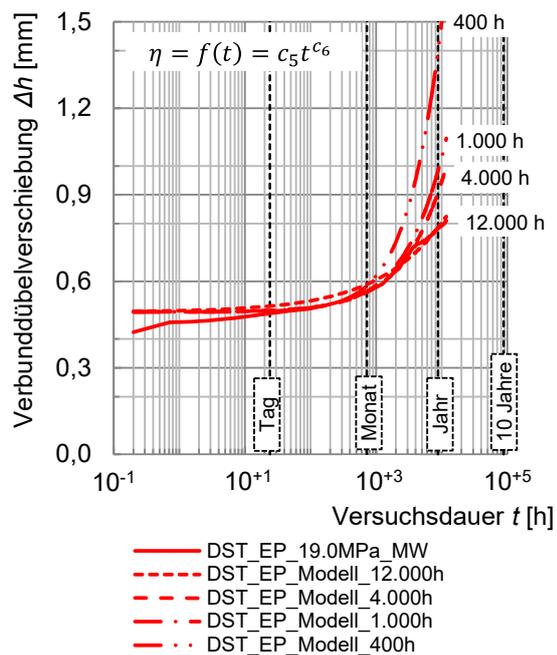


Bild 6-43: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel EP

Mit kleiner werdender Datenbasis zur Berechnung der zeitvarianten Viskositätsfunktion weichen die mit dem modifizierten Burgers-Modell ermittelten Verschiebungs/Zeit-Kurven zunehmend vom realen Tragverhalten der Verbunddübel ab, Bild 6-42 und Bild 6-43. Insbe-

sondere für lange Versuchszeiten werden dabei signifikant zu hohe Verbunddübelverschiebungen prognostiziert.

Ein Grund für dieses Verhalten ist, das mit kleiner werdender Datenbasis der Bereich nach der Lastaufbringung, also die gemessenen Verschiebungswerte der ersten Stunden des Dauerstandversuchs, eine größere Gewichtung bei der Berechnung der zeitvarianten Viskosität erhalten. Innerhalb dieser ersten Stunden kommt es zu einer hohen Verschiebungsrate der Verbunddübel, dem primären Kriechen. Dieses primäre Kriechen ist jedoch für das Langzeittragverhalten der Verbunddübel unter der gegebenen Belastung nicht repräsentativ.

Zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell wurde daher im Folgenden untersucht, innerhalb welches Zeitraums nach der Lastaufbringung bei den Verbunddübeln VE und EP im Dauerstandversuch eine solche nicht-repräsentativ hohe Verschiebungsrate auftritt. Durch Nichtberücksichtigung dieses Zeitraums bei der Berechnung der zeitvarianten Viskosität kann anschließend eine erhöhte Genauigkeit in der Prognose des Dauerstandverhaltens der Verbunddübel, insbesondere für lange Versuchszeiten erreicht werden. Es wurden die zeitvarianten Viskositäten der Verbunddübel VE und EP aus den Dauerstandversuchen berechnet. Dabei wurden jeweils die ersten (1) 3 h, (2) 6 h, (3) 24 h, (4) 48 h, (5) 96 h sowie (6) 144 h⁵²⁶ bei der Berechnung außer Acht gelassen. Sobald die berechneten zeitvarianten Viskositäten unter Nichtberücksichtigung unterschiedlicher Anfangszeiträume ein vergleichbares Ergebnis liefern, besitzen die überproportional großen Verschiebungsraten zum Versuchsbeginn keinen nennenswerten Einfluss mehr auf die zeitvariante Viskosität.

Die Analysen wurden an den bereits untersuchten Zeiträumen zur Festlegung einer Mindestdauer der Dauerstandversuche zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität durchgeführt. Dabei wurde ermittelt, dass für die Verbunddübel VE und EP eine Datenbasis von 1.000 h ein notwendiges Minimum darstellt, um eine ausreichend genaue Prognose des Dauerstandverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell sicherzustellen, vgl. dazu

⁵²⁶ Die Zeiträume wurde aufgrund der zur Verfügung stehenden Datenbasis (Messrate bei der Verschiebungsaufzeichnung) gewählt.

bspw. Bild 6-44, für den Verbunddübel EP mit einer Nicht-Berücksichtigung der ersten 96 h (angegeben als rd. 100 h). Zu sehen ist, dass ab einer Mindest-Versuchsdauer von 1.000 h eine ausreichend genaue Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell möglich ist.

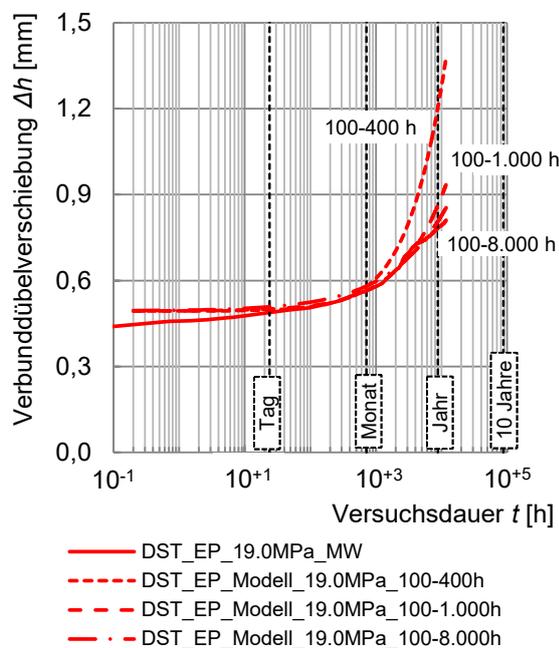


Bild 6-44: Zunehmende Annäherung der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurve an das versuchstechnisch ermittelte Deformationsverhalten des Verbunddübels EP mit zunehmender Dauer des zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ berücksichtigten Zeitraums; für die Viskositätsberechnung berücksichtigte Zeiträume: 100-400 h, 100-1.000 h sowie 100-8.000 h

Tabelle 6-4 stellt die Systemkonstanten c_5 und c_6 zur Beschreibung des potenziellen zeitvarianten Zuwachses der Viskosität ($\eta = c_5 t^{c_6}$, vgl. Formel (6-24) in Abhängigkeit der Länge der nichtberücksichtigten Anfangszeiträume der Dauerstandversuche bis zu einer Zeitdauer von 1.000 h dar.

Für beide Verbunddübel ändern sich die berechneten Viskositätsfunktionen in Abhängigkeit der Länge des nichtberücksichtigten Anfangszeitraums der Dauerstandversuche. Dabei verringert sich das Ausmaß der Änderung mit zunehmender Zeitdauer des nichtberücksichtigten Zeitraums zusehends. Dies wird in den kleiner werdenden Änderungen der Konstanten c_5 und c_6 pro Zeiteinheit sichtbar. Bild 6-45 und Bild 6-46 verdeutlichen dies für die Verbunddübel VE und EP ebenfalls.

Tabelle 6-4: Eingangsparameter zur Beschreibung der zeitvarianten Viskosität der Verbunddübel VE und EP in Abhängigkeit der Länge der zu Grunde liegenden Dauerstandversuche als Datenbasis

Zeitraum	Systemkonstante	
	c_5 [-]	c_6 [-]
VE		
0-1.000 h	1,42E+04	0,63
3-1.000 h	2,91E+03	0,74
6-1.000 h	1,71E+03	0,78
24-1.000 h	1,54E+03	0,78
48-1.000 h	1,44E+03	0,79
96-1.000 h	2,31E+03	0,79
144-1.000 h	1,06E+03	0,81
EP		
0-1.000 h	2,10E+08	0,09
3-1.000 h	1,58E+08	0,11
6-1.000 h	6,37E+07	0,17
24-1.000 h	4,69E+07	0,19
48-1.000 h	3,65E+07	0,21
96-1.000 h	2,73E+07	0,23
144-1.000 h	2,46E+07	0,23

Für den Verbunddübel VE kommt es zu einer signifikanten Änderung der zeitvarianten Viskosität bis zur Nichtberücksichtigung der ersten 6 Stunden des Dauerstandversuchs (Bild 6-45, 0-1.000 h; 3-1.000 h; 6-1.000 h). Vergleicht man die berechneten Viskositätsfunktionen unter Nichtberücksichtigung der ersten 6 Stunden (Bild 6-45, 6-1.000 h) mit jenen unter Nichtberücksichtigung größerer Anfangszeiträume (Bild 6-45, 24-1.000 h) lässt sich nahezu eine Deckungsgleichheit der Viskositätsfunktionen erkennen.

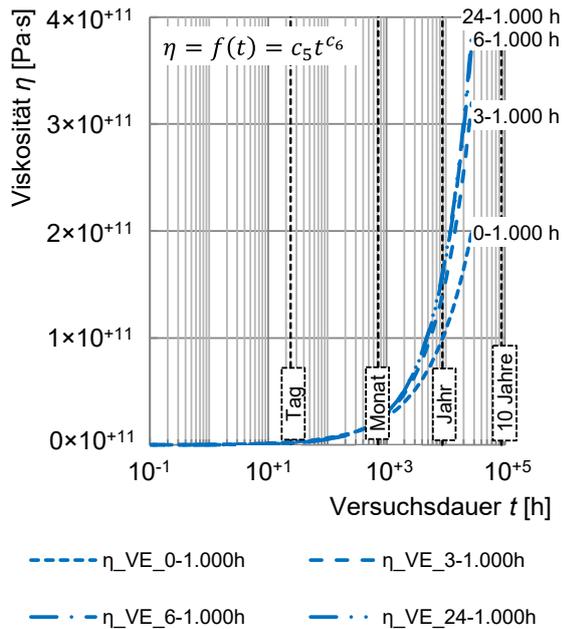


Bild 6-45: Abhängigkeit der berechneten zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ des Verbunddübels VE vom nichtberücksichtigten Zeitraum nach der Lastaufbringung der zur Berechnung zu Grunde liegenden Dauerstandversuche

Für den Verbunddübel EP ergibt sich zunächst ein vergleichbares Bild. Auch bei diesem Verbunddübel ändert sich die Viskositätsfunktion signifikant in Abhängigkeit der Länge des nichtberücksichtigten Anfangszeitraums der Dauerstandversuche, Bild 6-46. Dies trifft wiederum insbesondere für den Bereich bis zur Nichtberücksichtigung der ersten 6 Stunden des Dauerstandversuchs (Bild 6-46, 0-1.000 h; 6-1.000 h) zu. Wengleich nicht mehr so stark ausgeprägt, ändert sich die Viskositätsfunktion im Gegensatz zum Verbunddübel VE jedoch auch noch signifikant, wenn größere Anfangszeiträume der Dauerstandversuche nichtberücksichtigt werden. Nahezu Deckungsgleiche Viskositätsfunktionen treten bei dem Verbunddübel EP erst auf, wenn die ersten 96 h ohne Berücksichtigung bleiben (Bild 6-46, 96-1.000 h).

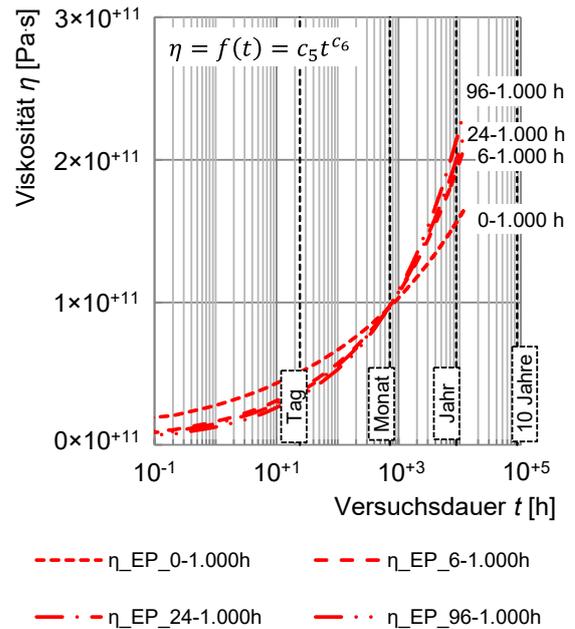


Bild 6-46: Abhängigkeit der berechneten zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ des Verbunddübels EP vom nichtberücksichtigten Zeitraum nach der Lastaufbringung der zur Berechnung zu Grunde liegenden Dauerstandversuche

Bild 6-47 und Bild 6-48 stellen die mit dem modifizierten Burgers-Modell ermittelten Verschiebungs/Zeit-Kurven unter Berücksichtigung der unterschiedlichen zeitvarianten Viskositätsfunktionen für die Verbunddübel VE sowie EP dar.

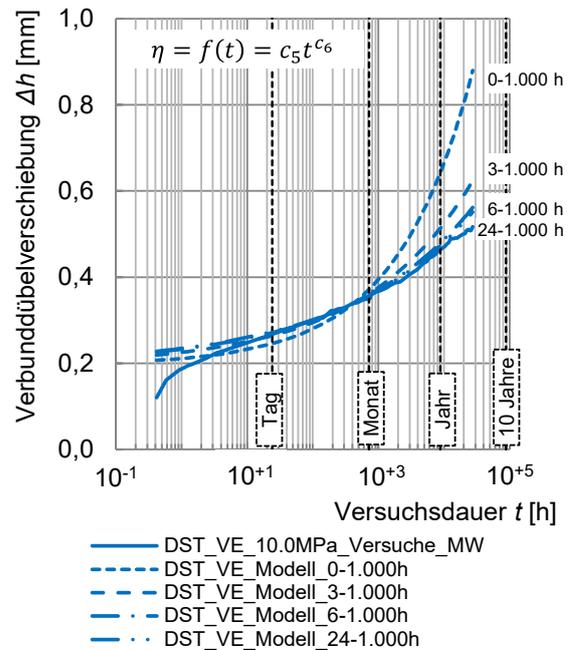


Bild 6-47: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven für den Verbunddübel VE vom nichtberücksichtigten Zeitraum nach der Lastaufbringung zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$

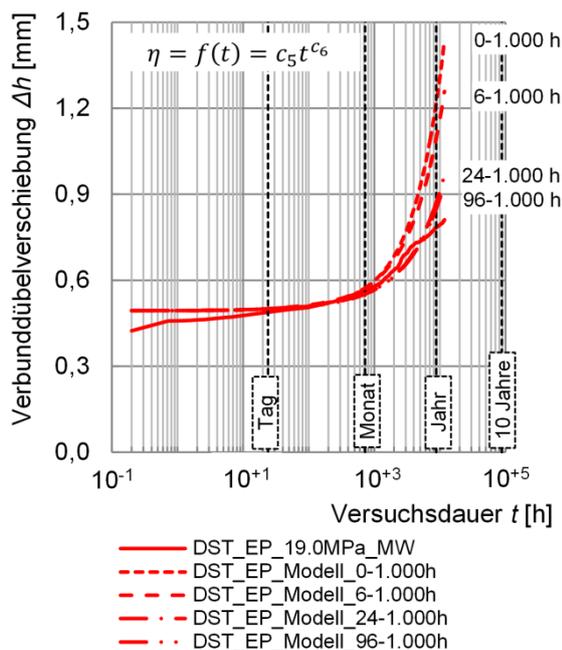


Bild 6-48: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven für den Verbunddübel EP vom nichtberücksichtigten Zeitraum nach der Lastaufbringung zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$

Für beide Systeme wird eine zunehmende Präzision der Verschiebungsprognose mit zunehmender Aussparung des Anfangszeitraumes bis zu maximal 100 Stunden (VE: 24 h, EP: 96 h) bei der Berechnung der zeitvarianten Viskosität deutlich. Für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell wird daher der Zeitraum der Dauerstandversuche zwischen 100 und 1.000 Stunden festgelegt.

6.2.3.4 Ingenieurtechnischer Ansatz zur Berechnung der Viskosität

Abschnitt 6.2.3.3 zusammenfassend betrachtet, stellt die Viskosität η der Verbunddübel keine Konstante, sondern eine Veränderliche mit potenzieller Abhängigkeit von der Belastungsdauer t dar, $\eta = \eta(t) = c_5 t^{c_6}$, vgl. Formel (6-24).

Als Datenbasis für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität dienen Dauerstandversuche (DST) mit einer Belastung im baupraktisch relevanten Bereich. Die effektive Verbundspannung τ_{ef} betrug bei den Verbunddübeln VE und EP rund 40 - 60 %, bezogen auf die mittlere Verbundfestigkeit im Auszugversuch. Auf diesem Belastungsniveau treten lediglich geringe Materialdegradationen aufgrund dauerhafter Lasteinwirkung auf. Für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität ist dies von Vorteil, da die Langzeit-Materialdegradationen

einen weiteren nichtlinearen Einfluss auf das Langzeittragverhalten der Verbunddübel darstellen, welcher im modifizierten Burgers-Modell separat berücksichtigt werden soll.

Das zeitliche Verschiebungsverhalten der Verbunddübel wird auf dem gewählten Lastniveau somit lediglich durch die nach Abschnitt 6.2.2.4 bekannte Verbundsteifigkeit G^P , bzw. die daraus resultierende instantane Deformation während der Belastung (τ/G^P), sowie die zeitvarianten Deformationen (ε_v , ε_{ve}) unter dauerhafter Lasteinwirkung determiniert. Diese zeitvarianten Deformationen sind wiederum von der bekannten Verbundsteifigkeit sowie der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ abhängig. Somit stellt die Viskosität die einzige Unbekannte zur Berechnung des zeitlichen Verschiebungsverhaltens der Verbunddübel unter der gewählten Verbundspannung dar. Die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ kann folglich durch eine Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate erfolgen, indem die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen an das messtechnisch erfasste Tragverhalten der Verbunddübel im Dauerstandversuche (DST) angepasst wird.

Die Untersuchungen ergaben, dass mit zunehmender Versuchsdauer der Dauerstandversuche als Datenbasis zur Berechnung der Viskosität die Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modells steigt. Bild 6-49 verdeutlicht diesen Zusammenhang exemplarisch für den Verbunddübel EP. Dargestellt sind die mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven bei einer Verbundspannung von $\tau = 19.0$ MPa mit einer Versuchsdatenbasis zur Viskositätsermittlung von 100-400 h, 100-1.000 h, 100-8.000 h sowie 100-12.000 h, im Vergleich zur zugehörigen mittleren versuchstechnisch bestimmten Verschiebungs/Zeit-Kurve. Mit zunehmender Zeitdauer als Datenbasis zur Berechnung der Viskositätsfunktion kommt es dabei zu einer Annäherung der Modellprognose an das versuchstechnisch bestimmte Deformationsverhalten. Es wurde ermittelt, dass die zur Ermittlung der zeitvarianten Viskosität erforderlichen Dauerstandversuche für die beiden Verbunddübel VE und EP eine Mindestdauer von 1.000 h aufweisen müssen, um eine ausreichend genaue Viskositätsfunktion und damit Prognosegenauigkeit mit dem modifizierten Burgers-Modell zu ermöglichen, Bild 6-49

(EP). Dabei wird zur Viskositätsberechnung lediglich der Zeitraum der Dauerstandversuche größer 100 h berücksichtigt. So bleibt das primäre Kriechen, welches für das Tragverhalten der Verbunddübel für sehr lange Zeiten nicht repräsentativ, ist unberücksichtigt. Dies steigert die Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modells.

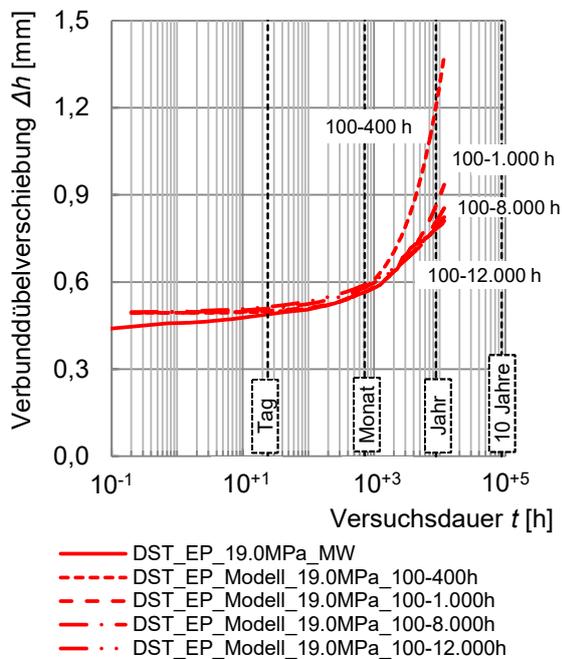


Bild 6-49: Zunehmende Annäherung der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurve an das versuchstechnisch ermittelte Deformationsverhalten des Verbunddübels EP mit zunehmender Dauer des zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ berücksichtigten Zeitraums; für die Viskositätsberechnung berücksichtigte Zeiträume: 100-400 h, 100-1.000 h, 100-8.000 h sowie 100-12.000 h

Bild 6-49 verdeutlicht nochmals, die Dauerstandversuche mit einer Zeitdauer von 1.000 h ein notwendiges Minimum darstellen, um eine ausreichend genaue Prognose des Langzeit-Tragverhaltens mit dem modifizierten Burgers-Modell zu ermöglichen. Dauerstandversuche über einen längeren Zeitraum erhöhen die Prognosegenauigkeit jedoch zusätzlich. Für die Bemessung von Verbunddübeln mit dem modifizierten Burgers-Modell könnte dieser Zusammenhang zukünftig genutzt werden. So wäre es bspw. möglich, Faktoren zur Minderung der maximal zulässigen Beanspruchbarkeit der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung in Abhängigkeit der vorhandenen Datenbasis zu wählen. Mit zunehmender Dauer der Dauerstandversuche und folglich zunehmender Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modells könnte somit der

Minderungsfaktor für die maximale Beanspruchbarkeit unter dauerhafter Lasteinwirkung reduziert werden.

6.2.4 Berücksichtigung der Langzeit-Materialdegradation zur Versagensprognose

6.2.4.1 Ausgangssituation

Im klassischen Burgers-Modell findet keine Berücksichtigung der Materialdegradation statt. Die Vorhersage von Materialversagen ist daher mit diesem Modell nicht möglich. Die vorliegende Arbeit hat jedoch den Anspruch, das Tragverhalten der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung bis zum Versagen zu prognostizieren. Nur so wird es möglich, die tatsächliche Leistungsfähigkeit der Verbunddübel zu bewerten, bzw. Aussagen über die Lebensdauer der Verbunddübel in Abhängigkeit von der aufgetragenen Verbundspannung τ zu ermitteln.

Die Grundlage für die Ermittlung der Materialdegradation der Verbunddübel bilden die in Abschnitt 5.1.7 beschriebenen Degradationsversuche. Mit der Hilfe dieser Degradationsversuche wird es möglich, die Strukturveränderung der Verbunddübel unter wechselnder Lasteinwirkung zu ermitteln. Eine wechselnde Lasteinwirkung, statt der für den Anwendungsfall der Verbunddübel üblichen dauerhaft konstanten Lasteinwirkung, wurde gewählt, da diese anschließend die Durchführung von Energiebetrachtungen zur Ermittlung eines Degradationsindikators als Maß für die Degradation der Verbunddübel ermöglicht. Weiterhin wird durch die wechselnde Lasteinwirkung ein Zeiträffereffekt bewirkt. Dieser ermöglicht es, durch die Degradationsversuche mit einer Versuchsdauer von lediglich wenigen Stunden auf Langzeit-Degradationseffekte unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung zu schließen.

Für die Berechnung eines Degradationsindikators der Verbunddübel ist es notwendig, aufbauend auf den in Abschnitt 5.1.7 dargestellten Spannungs/Verschiebungs-Beziehungen der Verbunddübel im Degradationsversuch, weitere Betrachtungen durchzuführen. Die Vorgehensweise zur Berechnung des Degradationsindikators wird in den folgenden Abschnitten detailliert erläutert. Dabei wird schrittweise beschrieben, wie ausgehend von der Verformungsanalyse einzelner Lastwechsel im Degradationsversuch, über Deformationsenergiebetrachtungen, die Strukturveränderung der Verbunddübel erfasst und anschließend als

Eingangsparameter im rheologischen Modell berücksichtigt werden kann.

6.2.4.2 Verformungsanalyse innerhalb eines Lastwechsels

Neben der Analyse der grundlegenden Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung⁵²⁷, bieten die Degradationsversuche die Möglichkeit das Form- bzw. Strukturänderungsverhalten und somit die Degradation der Verbunddübel durch Betrachtungen der dissipierten Deformationsenergie zu bewerten. Für eine solche Betrachtung ist es zunächst notwendig, die Verbunddübelverschiebungen Δh in ihre einzelnen Anteile zu zerlegen. Dabei gilt:

$$\Delta h = \Delta h_e + \Delta h_{ve} + \Delta h_v + \Delta h_p \quad (6-25)$$

Mit der elastischen Verschiebung Δh_e , der verzögert elastischen Verschiebung Δh_{ve} , der viskosen Verschiebung Δh_v sowie der plastischen Verschiebung Δh_p .

Im Degradationsversuch wird diese Separation ermöglicht, indem die Belastung der Verbunddübel nicht stetig bis zum Versagen gesteigert wird, sondern eine sukzessive Be- und Entlastung, also die Durchführung von Lastwechseln erfolgt.

Bild 6-50 zeigt die Verschiebung eines Verbunddübels während eines solchen Lastwechsels schematisch.

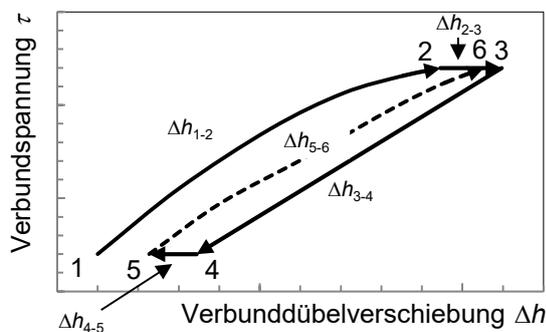


Bild 6-50: Idealierte Darstellung der Verschiebung der Verbunddübel während eines Lastwechsels im Degradationsversuch

Der im Punkt 1 beginnende Lastwechsel weist in dem gewählten Beispiel bereits eine Anfangsverschiebung auf. Diese entspricht den bleibenden Verschiebungen aus der vorangegangenen Lastgeschichte. Es handelt sich also nicht um den ersten Lastwechsel des Degradationsversuchs, sondern um einen Lastwechsel irgendwo innerhalb des Degradationsversuchs.

Von Punkt 1 zu Punkt 2 erfolgt die Belastung des Verbunddübels. Diese dauert lediglich wenige Sekunden. Es kann damit näherungsweise davon ausgegangen werden, dass die aus dieser Belastung resultierende Verschiebung Δh_{1-2} zeitinvariant ist. Während der Belastung treten elastische Verbunddübelverschiebungen Δh_e auf. Des Weiteren können plastische Verschiebungsanteile Δh_p in der Gesamtverschiebung Δh_{1-2} während der Belastung vorhanden sein, Formel (6-26).

$$\Delta h_{1-2} = \Delta h_e + \Delta h_p \quad (6-26)$$

Von Punkt 2 zum Punkt 3 in Bild 6-50 wird die Last konstant gehalten. Die aus dieser Haltephase resultierende Verbunddübelverschiebung Δh_{2-3} kann dem Kriechen bei Oberspannung zugeordnet werden. Rheologisch betrachtet handelt es sich bei der Verschiebung Δh_{2-3} um eine Mischung aus zeitvarianten viskosen Δh_v und verzögert elastischen Verschiebungsanteilen Δh_{ve} , Formel (6-27).

$$\Delta h_{2-3} = \Delta h_v + \Delta h_{ve} \quad (6-27)$$

Von Punkt 3 zu Punkt 4 in Bild 6-50 erfolgt die Entlastung der Verbunddübel auf die Unterspannung. Da diese, wie schon die Belastung, sehr schnell von Statten geht, kann auch hier näherungsweise von einer zeitinvarianten Verschiebung Δh_{3-4} ausgegangen werden. Die Verschiebung Δh_{3-4} stellt den reversiblen Anteil der während der Belastung aufgebrachtene Verschiebung Δh_{1-2} dar. Sie entspricht somit dem elastischen Verschiebungsanteil Δh_e der Verbunddübel im Degradationsversuch, Formel (6-28).

$$\Delta h_{3-4} = \Delta h_e \quad (6-28)$$

Der plastische Anteil der Verbunddübelverschiebung kann folglich aus der Subtraktion der während der Entlastung bestimmten Verschiebung Δh_{3-4} von der während der Belastung ermittelten Verschiebung Δh_{1-2} berechnet werden, Formel (6-29).

$$\Delta h_p = \Delta h_{1-2} - \Delta h_{3-4} \quad (6-29)$$

Voraussetzung für diese Subtraktion ist, dass die Be- und die Entlastung mit derselben Laststeigerungsrate (bzw. -minderungsrate) vollzogen wird.

Der Bereich von Punkt 4 zu Punkt 5 in Bild 6-50 entspricht der Haltephase bei Unterspannung (Erholungsphase). Hier finden zeitvariante Rückverformungen (Rückkriechen) Δh_{4-5} statt. Die Rückverformung der Verbunddübel

⁵²⁷ Vergleiche Abschnitt 5.1.7

in der Erholungsphase ist verzögert elastischer Natur, Formel (6-30)

$$\Delta h_{4-5} = \Delta h_{ve} \quad (6-30)$$

Somit kann die während der Haltephase bei Oberspannung realisierte Verschiebung Δh_{2-3} in einen viskosen und einen verzögert elastischen Anteil separiert werden, Formel (6-31).

$$\Delta h_v = \Delta h_{2-3} - \Delta h_{4-5} \quad (6-31)$$

Für die Berechnung der viskosen Verbunddübelverschiebung Δh_v durch Subtraktion nach Formel (6-31) ist es notwendig, dass die Dauer der Haltephasen bei Ober- und bei Unterspannung identisch ist. Nur dann kann von einer vergleichbaren „Lastgeschichte“ als verschiebungsinduzierende Größe ausgegangen werden und die Subtraktion der Verschiebungsanteile voneinander ist zulässig.

Am Punkt 5 endet der betrachtete Lastwechsel. Der nachfolgende Lastwechsel beginnt hier mit der erneuten Belastung (Punkt 5 zu Punkt 6). Dieser erneute Belastungsast ist für die Betrachtung der einzelnen Verschiebungsanteile an der Gesamtverschiebung der Verbunddübel innerhalb eines betrachteten Lastwechsels im Degradationsversuch nicht bedeutsam. Für die später folgenden Energiebetrachtungen wird er jedoch benötigt. Er ermöglicht es, die Deformationsenergieanteile als Flächenanteile unter den einzelnen Abschnitten der Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung der Verbunddübel im Degradationsversuch für jeden einzelnen Lastwechsel zu berechnen, vgl. Abschnitt 6.2.4.3.

Zu beachten ist, dass es sich bei Bild 6-50 der Übersichtlichkeit halber um eine idealisierte Darstellung handelt. So weisen die Verbunddübel in der Realität bspw. keinen so geradlinigen Verschiebungsverlauf während der Be- und Entlastungsphasen auf. Bild 6-51 stellt daher beispielhaft die Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung eines Verbunddübels VE für einen einzelnen Lastwechsel im Degradationsversuch dar. Es ist ersichtlich, dass der prinzipielle Verschiebungsverlauf in Abhängigkeit des Verbundspannungszustands in Bild 6-51 dem in Bild 6-50 dargestellten Verhalten gleicht, die getroffenen Annahmen also auch für den realen Verschiebungsfall gültig sind.

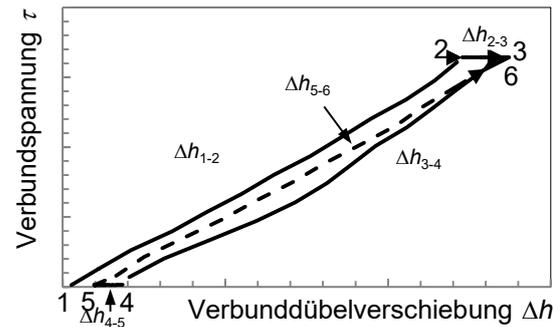


Bild 6-51: Darstellung der tatsächlichen Verschiebung eines Verbunddübels VE während eines Lastwechsels im Degradationsversuch (exemplarisch)

Mit der Hilfe der nach den Formeln (6-26) bis (6-31) berechneten Verschiebungsanteile der Verbunddübel innerhalb eines Lastwechsels im Degradationsversuch lassen sich im Anschluss Deformationsenergieanteile berechnen. Diese bilden die Grundlage für die Berechnung des Degradationsindikators für das rheologische Modell, der den Grad der Strukturveränderung (Degradation) der Verbunddübel quantifiziert.

6.2.4.3 Deformationsenergieanteile innerhalb eines Lastwechsels

Die in Bild 6-50 dargestellten, bzw. nach den Formeln (6-26) bis (6-31) berechneten Verformungsanteile bilden die Basis für die Betrachtungen hinsichtlich der aufgebrachten Deformationsenergie der Verbunddübel innerhalb eines Lastwechsels im Degradationsversuch. Die Grundlage für diese Energiebetrachtungen lieferten Spooner et al.⁵²⁸. Diese separierten die Formänderung unbewehrter Betone in einfachen Degradationsversuchen zunächst ebenfalls in einzelne Verformungsanteile und darauf aufbauend in Energieanteile. Den einzelnen verformungsvarianten Energieanteilen lassen sich anschließend materialwissenschaftliche Effekte des Betons unter Last zuordnen. Praktische Anwendungen sowie Weiterentwicklungen der von Spooner et al. getroffenen Aussagen finden sich für den Bereich der Betone und Stahlbetone bspw. in Bolle⁵²⁹, Schwabach⁵³⁰ sowie Heidolf⁵³¹.

In den nachfolgenden Abschnitten sollen nun die für den Beton gewonnenen Erkenntnisse auf das Verformungsverhalten und die daraus

⁵²⁸ Spooner et al. (1975)

⁵²⁹ Bolle (1999)

⁵³⁰ Schwabach (2001), Schwabach (2005), Schwabach et al. (2002)

⁵³¹ Heidolf (2007)

resultierenden Deformationsenergien von Verbunddübeln angewendet werden. Derartige Energiebetrachtungen wurden für den Bereich der Verbunddübel bis dato nicht angewendet.

Bild 6-50 des vorangegangenen Abschnitts stellt schematisch die während eines Lastwechsels in Degradationsversuch auftretende Verformung der Verbunddübel dar. Das Flächenintegral unter dieser Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung entspricht der vom Verbunddübel während des Lastwechsels verrichteten (gesamten, bzw. totalen) Arbeit W_{tot} , bzw. der Deformationsenergie, die auf mechanischem Wege vom Verbunddübel verrichtet wird, Formel (6-32).

$$W_{tot} = \int_{\Delta h_1}^{\Delta h_2} \tau_2(\Delta h) d\Delta h + \tau_2(\Delta h_3 - \Delta h_2) \quad (6-32)$$

Durch die Separation der Gesamtverformung der Verbunddübel in die in Bild 6-50 gezeigten Verformungsanteile, lässt sich in Anlehnung an Spooner et al.⁵³² im Anschluss auch die totale Deformationsenergie W_{tot} zerlegen. Bild 6-52 stellt die innerhalb eines Lastwechsels im Degradationsversuch ermittelten Deformationsenergieanteile grafisch dar.

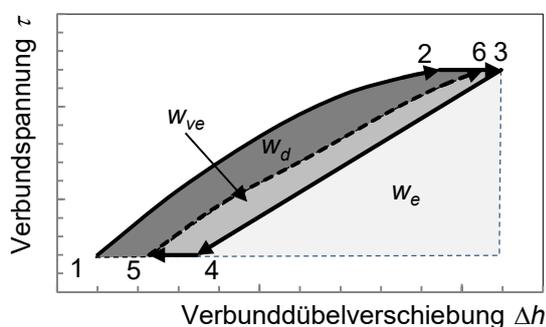


Bild 6-52: Idealisierte Darstellung der Deformationsenergieanteile eines Verbunddübels während eines Lastwechsels im Degradationsversuch

Die Deformationsenergie W_{tot} lässt sich demnach in drei Anteile zerlegen, Formel (6-33).

$$W_{tot} = W_e + W_{ve} + W_d \quad (6-33)$$

mit:

- der elastischen Deformationsenergie W_e ,
- der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} sowie
- der Strukturveränderungsenergie W_d .

Die elastische Deformationsenergie W_e entspricht der Fläche unter der Entlastungskurve der Verbunddübel auf die Unterspannung, Bild 6-52, Punkt 3 zu Punkt 4. Nach Abschnitt 6.2.4.2 kann sie der elastischen Verbunddübelverschiebung Δh_e zugeordnet werden und ist somit zeitinvariant und reversibel⁵³³.

Die verzögert elastische Deformationsenergie W_{ve} ist zeitabhängig und reversibel. Sie kann der verzögert elastischen Verbunddübelverschiebung Δh_{ve} (Abschnitt 6.2.4.2) zugeordnet werden, stellt also den Anteil der aus Kriechen der Verbunddübel bei Oberspannung resultierenden Deformationsenergie dar, der nach der Entlastung auf Unterspannung durch Rückdeformation wieder abgegeben wird. In der Literatur wird diese Energie daher oft auch als die aus reversiblen Kriechen resultierende Energie⁵³⁴ oder als visko-elastische Energie⁵³⁵ bezeichnet.

Der Anteil der Strukturveränderungsenergie W_d stellt den irreversiblen Anteil der Deformationsenergie der Verbunddübel dar. Nach Abschnitt 6.2.4.2 entspricht der dem Teil der Energie, der durch plastische sowie viskose Deformationen dissipiert wird und somit nach der Entlastung nicht für eine Rückdeformation der Verbunddübel zur Verfügung steht. Die Strukturveränderungsenergie W_d weist demnach einen zeitvarianten (viskosen) sowie einen zeitinvarianten (plastischen) Anteil auf. Eine Separation der beiden Anteile voneinander ist nicht notwendig, da beide Anteile (viskos und plastisch) gleichermaßen zur Strukturveränderung der Verbunddübel unter Lastweinsteinwirkung beitragen. Das Maß der Strukturveränderung und damit der Degradation (Schädigung) der Verbunddübel steigt also mit zunehmendem Betrag der dissipierten Energie W_d .

Wie bereits beschrieben, entspricht die Deformationsenergie der Verbunddübel W_{tot} dem Flächenintegral unter der Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung, Formel (6-32). Die Datenspeicherung bei den Degradationsversuchen erfolgte mit einer bestimmten Messfrequenz. Das heißt, in fixen zeitli-

⁵³² Spooner et al. (1975)

⁵³³ Diese Annahme ist für die vorliegenden Degradationsversuche näherungsweise gültig, da die Entlastung innerhalb einer sehr kurzen Zeitdauer (wenige Sekunden) von Statten ging und somit zeitvariante Verbunddübelverschiebungen während der Entlastung nicht nennenswert auftreten.

⁵³⁴ Schwabach (2005), S.61

⁵³⁵ Heidolf (2007), S.57

chen Abständen wurden die Verbundspannungen sowie die resultierenden Verbunddübelverschiebungen erfasst. Die Berechnung der Deformationsenergie W_{tot} erfolgte anschließend inkrementell. Dabei wird die Energie zwischen zwei Messpunkten als mittlerer Flächeninhalt berechnet, Bild 6-53.

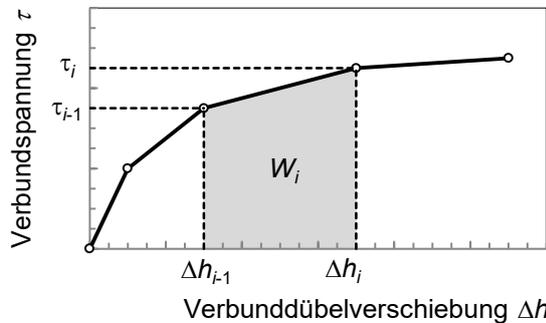


Bild 6-53: Inkrementelle Berechnung der Deformationsenergie zweier aufeinanderfolgender Datenpunkte

Durch die Wahl einer hohen Messfrequenz von wenigstens 2 Hz kommt diese inkrementelle Betrachtungsweise dem Flächenintegral sehr nahe.

In Anlehnung an Bolle⁵³⁶ und Schwabach⁵³⁷ erfolgt die Berechnung der Energie W_i eines solchen Inkrements i nach Formel (6-34).

$$W_i = \left(\frac{\tau_{i-1} + \tau_i}{2} \right) (\Delta h_i - \Delta h_{i-1}) \quad (6-34)$$

Die Energie eines gesamten Lastwechsels W_{tot} , bestehend aus n Inkrementen i , berechnet sich anschließend als Summe der Energien W_i aller Inkremente i des Lastwechsels, Formel (6-35).

$$\begin{aligned} W_{tot} &= \sum_{i=1}^n W_i \\ &= \sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{\tau_{i-1} + \tau_i}{2} \right) (\Delta h_i - \Delta h_{i-1}) \right] \end{aligned} \quad (6-35)$$

Die totale Deformationsenergie des Lastwechsels W_{tot} kann anschließend in die einzelnen Energieanteile W_e , W_{ve} sowie W_d aufgeteilt werden. Dazu muss zunächst eine Zerlegung in die in Bild 6-54 dargestellten Teilflächen erfolgen vgl. Schwabach⁵³⁸.

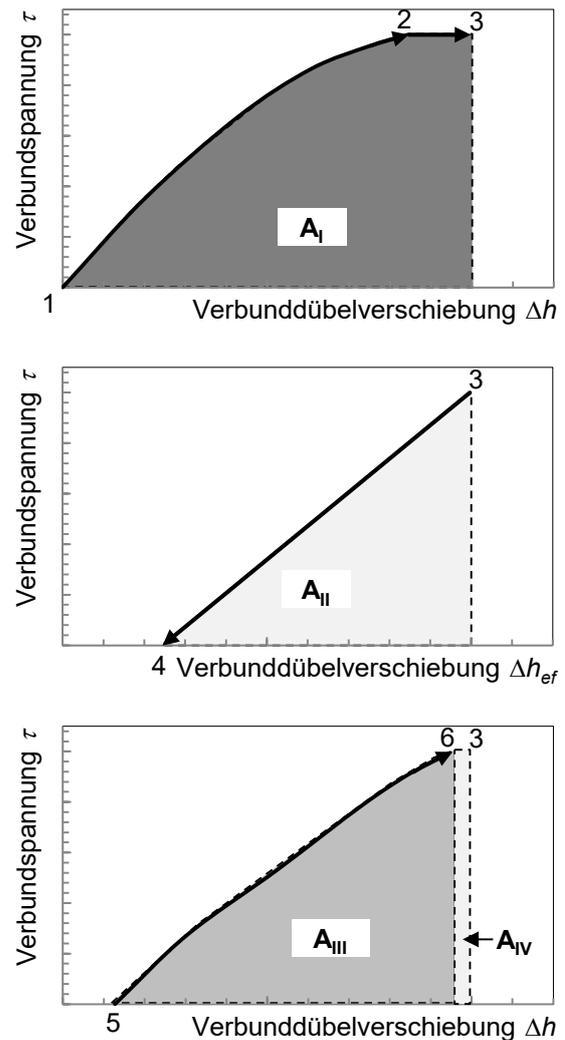


Bild 6-54: Ermittlung der Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} sowie W_d eines Lastwechsels durch Zerlegung der totalen Deformationsenergie W_{tot} in die Teilflächen A_I , A_{II} , A_{III} sowie A_{IV} , nach Schwabach⁵³⁹

Die totale Deformationsenergie W_{tot} eines Lastwechsels entspricht im Folgenden der Teilfläche A_I , Formel (6-36).

$$W_{tot} = A_I \quad (6-36)$$

Die elastisch gespeicherte Deformationsenergie entspricht genau der Teilfläche A_{II} , Formel (6-37).

$$W_{el} = A_{II} \quad (6-37)$$

Die Berechnung der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} erfordert die Subtraktion der Teilfläche A_{II} von der Teilfläche A_{IV} sowie die Addition der Teilfläche A_{III} , Formel (6-38).

$$W_{ve} = A_{IV} - A_{II} + A_{III} \quad (6-38)$$

⁵³⁶ Bolle (1999), S.40

⁵³⁷ Schwabach (2005), S.65

⁵³⁸ Schwabach (2005), S.66

⁵³⁹ Schwabach (2005), S.66

Der Anteil der Strukturveränderungsenergie W_d kann anschließend durch die Subtraktion der elastischen Deformationsenergie sowie der aus reversiblen Kriechen resultierenden Deformationsenergie von der totalen Deformationsenergie ermittelt werden, Formel (6-39)

$$W_d = W_{tot} - W_e - W_{ve} \quad (6-39)$$

Die Berechnung der einzelnen Deformationsenergieanteile innerhalb eines Lastwechsels im Degradationsversuch stellt die Grundlage zur Ermittlung des Degradationsindikators dar. Der Degradationsindikator berücksichtigt die Strukturveränderung (Degradation) der Verbunddübel unter Lasteinwirkung im modifizierten Burgers-Modell. Zur Berechnung dieses Modelleingangsparameters sind jedoch Kenntnisse hinsichtlich der Entwicklung der einzelnen Deformationsenergieanteile unter wiederholter Lasteinwirkung auf demselben (Abschnitt 6.2.4.4) sowie ansteigendem (Abschnitt 6.2.4.5) Belastungsniveau erforderlich.

6.2.4.4 Entwicklung der Deformationsenergieanteile innerhalb wiederholter Lastwechsel auf einem Belastungsniveau

Die Degradationsversuche besitzen, unabhängig vom gewählten Lastregime, mehrfach wiederholte Lastwechsel auf identischem Belastungsniveau. Hintergrund dessen ist, dass so für das gewählte Belastungsniveau ein stabiler Gleichgewichtszustand in der Verbunddübelstruktur erreicht werden soll. Das Ziel ist es also, die Lastwechsel auf einem Belastungsniveau solange zu wiederholen, bis keine weitere Strukturveränderung (Degradation) mehr vorkommt. Messbar wird dies im Betrag der für jeden Lastwechsel berechneten Strukturveränderungsenergie W_d . Ein stabiler Zustand wird erreicht, wenn ein erneuter Lastwechsel zu keiner signifikanten weiteren irreversiblen Verschiebung führt, der Betrag der Strukturveränderungsenergie W_d des Lastwechsels also gegen Null strebt.

Hier finden sich deutliche Analogien zu den aus der Literatur bekannten Degradationsversuchen an Betonen. Auch bei den Betonen sollte durch wiederholte Lastwechsel auf einem Belastungsniveau ein stabiler Zustand in der Mikrostruktur der Betone eingestellt werden. Weitere Lastwechsel auf diesem Belastungsniveau sollten anschließend keine weitere Mikrorissbildung sowie interkristalline Strukturveränderung im Beton hervorrufen, es sollte

ein für dieses Belastungsniveau nahezu abgeschlossener Schädigungszustand erreicht werden⁵⁴⁰.

Für den Verbunddübel VE wurde ein nahezu abgeschlossener Strukturveränderungszustand nach drei Lastwechseln pro Belastungsniveau erreicht. Die für die Degradationsversuche mit dem Verbunddübel VE angewendeten Lastregimes LR-1 bis LR-3 enthalten deshalb je drei Lastwechsel pro Belastungsniveau.

Die Voruntersuchungen mit dem Verbunddübel EP ergaben dagegen, dass für dieses Produkt fünf Lastwechsel pro Belastungsniveau erforderlich sind, bis der Betrag der Strukturveränderungsenergie W_d pro Lastwechsel annähernd Null ist. Das für die Degradationsversuche mit dem Verbunddübel EP eingesetzte Lastregime LR-4 weist daher je fünf Lastwechsel pro Belastungsniveau auf.

Bild 6-55 verdeutlicht den zunehmend abgeschlossenen Strukturveränderungszustand der Verbunddübel VE (blau) und EP (rot) exemplarisch für drei (VE) bzw. fünf (EP) aufeinanderfolgende Lastwechsel (LW) bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} \approx 42\%$, bez. auf τ_u . Zu sehen ist der gegen Null strebende Wert der Strukturveränderungsenergie W_d , angegeben in Prozent der Strukturveränderungsenergie des ersten Lastwechsels.

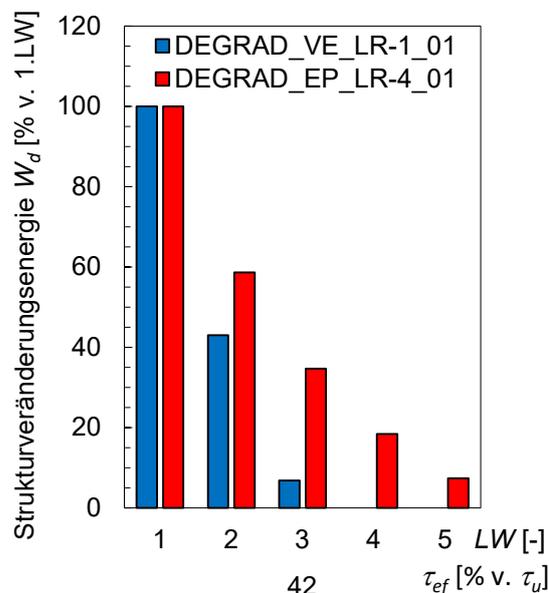


Bild 6-55: Entwicklung der Strukturveränderungsenergie W_d eines Verbunddübels VE (blau) sowie EP (rot) bei mehrfach wiederholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau von $\tau_{ef} \approx 42\%$, bezogen auf τ_u (exemplarisch)

⁵⁴⁰ Schwabach (2005), S.59

Die unterschiedliche notwendige Anzahl an Lastwechseln auf einem Belastungsniveau zum Erreichen eines abgeschlossenen Strukturveränderungszustandes der Verbunddübel VE und EP machen die Abhängigkeit des Degradationsverhaltens der Verbunddübel vom eingesetzten Verbundmörtelprodukt deutlich, Bild 6-55.

Im Gegensatz zur Strukturveränderungsenergie W_d , die an die irreversiblen Verformungsanteile der Verbunddübel gekoppelt ist, weisen die reversible elastische Deformationsenergie W_e sowie die reversible verzögert elastische Deformationsenergie W_{ve} keine solche Reduktion bei wiederholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau auf. Dies ist erwartungsgemäß, da beide Energieanteile unabhängig von der Strukturveränderung des Verbunddübels und damit von dessen Schädigung sind. So zieht eine identische Lastgeschichte, wie es bei wie-

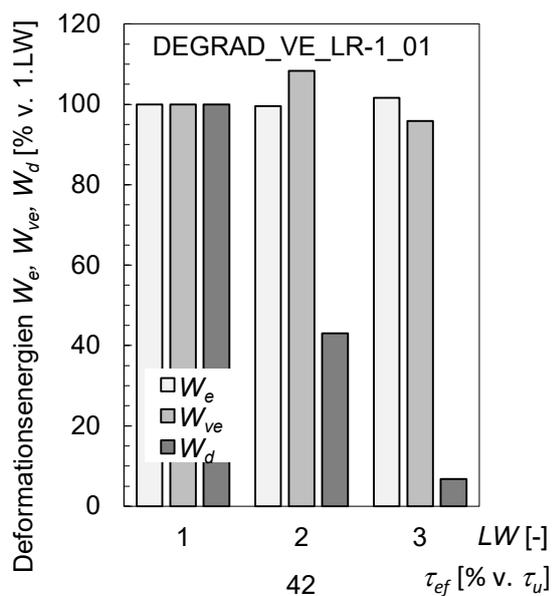


Bild 6-56: Entwicklung der elastischen W_e und der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} sowie der Strukturveränderungsenergie W_d eines Verbunddübels VE bei mehrfach wiederholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau von $\tau_{ef} \approx 42\%$ (exemplarisch)

Mit steigendem Belastungsniveau erhöht sich aufgrund der höheren aufgebrauchten Verbundspannung und den gesteigerten resultieren Verbunddübelverschiebungen der Betrag des Flächenintegrals unter der Arbeitslinie. Dies führt wiederum zu einem Anstieg aller Deformationsenergieanteile jedes einzelnen Last-

derholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau der Fall ist, bei Abzug des Aspektes der Schädigung, stets dieselbe reversible Reaktion nach sich. In diesem Fall einer vergleichbaren elastischen und verzögert elastischen Deformationsenergie. Bild 6-56 stellt diesen Zusammenhang exemplarisch für den Verbunddübel VE sowie Bild 6-57 für den Verbunddübel EP dar. Angegeben sind neben den elastischen und den verzögert elastischen Deformationsenergien vergleichend auch erneut die bereits in Bild 6-55 gezeigten Strukturveränderungsenergien der beiden Verbunddübel für die drei (VE) bzw. fünf (EP) aufeinanderfolgenden Lastwechsel (LW) bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} \approx 42\%$. Wiederum wurden die prozentualen Anteile der jeweils betrachteten Energie von der Energie des ersten Lastwechsels angegeben.

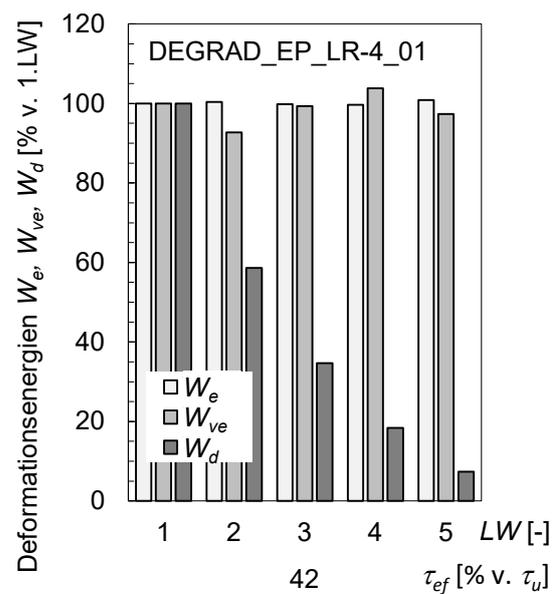


Bild 6-57: Entwicklung der elastischen W_e und der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} sowie der Strukturveränderungsenergie W_d eines Verbunddübels EP bei mehrfach wiederholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau von $\tau_{ef} \approx 42\%$ (exemplarisch)

wechsels. Besonders ausgeprägt ist dieser Anstieg für den Strukturveränderungsenergieanteil W_d . Dies verdeutlicht die zunehmende Strukturveränderung und somit Schädigung des Verbunddübels durch das Auftreten irreversibler (plastischer und viskoser) Verbunddübelverschiebungen.

Insbesondere ist dabei auch zu erkennen, dass es bei wiederholten Lastwechseln auf hohem Belastungsniveau, kurz vor dem Versagen des Verbunddübels, immer weniger zum einem abgeschlossenen Strukturveränderungszustand kommt. So genügt für beide Verbunddübel VE und EP auf dem Versagenslastniveau bzw. in den letzten Laststufen davor die gewählte Anzahl an Lastwechselwiederholungen pro Belastungsniveau (drei bei VE sowie fünf bei EP) nicht mehr aus, um den Anteil der Strukturveränderungsenergie abzubauen. Teilweise kommt es sogar mit jedem Lastwechsel zu einem Anstieg des Betrages der Strukturveränderungsenergie. Dies verdeutlicht den progressiven Schädigungsfortschritt unter dieser Lasteinwirkung.

Die übrigen Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} bleiben dagegen für wiederholte Lastwechsel auf einem Belastungsniveau weiterhin annähernd konstant.

Bild 6-58 verdeutlicht dies exemplarisch für den bereits in Bild 6-56 gezeigten Verbunddübel VE. Zu sehen sind die drei Lastwechsel bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 60\%$, direkt vor dem Versagenslastniveau. Auf diesem Belastungsniveau kam es zwar mit zunehmender Lastwechselzahl noch zu einer Abnahme der Strukturveränderungsenergie W_d , ein abgeschlossener Strukturveränderungszustand ($W_d \rightarrow 0$) wurde jedoch nicht mehr erreicht. Bereits auf diesem Belastungsniveau kündigt sich somit das Versagen des Verbunddübels an.

Weiterhin sind in Bild 6-58 die drei folgenden Lastwechsel auf dem Versagenslastniveau bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 64\%$ zu sehen. Mit zunehmender Lastwechselzahl kam es hier zu einer stetigen Zunahme der Strukturveränderungsenergie, also zu einem progressiven Schädigungszuwachs.

Bild 6-58 verdeutlicht ebenfalls die innerhalb eines Belastungsniveaus nahezu gleichbleibenden (schädigungsunabhängigen) reversiblen elastischen und verzögert elastischen Deformationsenergien W_e und W_{ve} .

Das Versagen des Verbunddübels durch Herausziehen trat schließlich in der Belastungsphase des folgenden Lastwechsels bei einer Verbundspannung von $\tau_{ef} = 68\%$ auf.

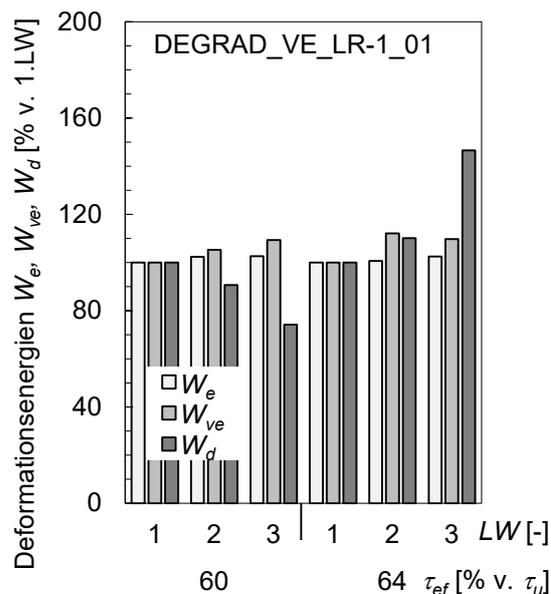


Bild 6-58: Entwicklung der elastischen W_e und der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} sowie der Strukturveränderungsenergie W_d eines Verbunddübels VE bei mehrfach wiederholten Lastwechseln kurz vor ($\tau_{ef} = 60\%$) und auf ($\tau_{ef} = 64\%$) dem Versagenslastniveau (exemplarisch)

Bild 6-59 zeigt das Verhalten des bereits im Bild 6-57 dargestellten Verbunddübels EP auf hohem Belastungsniveau. Er besaß im Versagenslastbereich ein zum Verbunddübel VE analoges Verhalten. So kam es bei einer effektiven Verbundspannung von $\tau_{ef} = 66\%$, direkt vor dem Versagenslastniveau, ebenfalls noch zu einem Rückgang der Strukturveränderungsenergie W_d mit zunehmender Anzahl der Lastwechsel, ohne jedoch einen abgeschlossenen Strukturveränderungszustand zu erreichen. Auf dem Versagenslastniveau von $\tau_{ef} = 72\%$ führte die Lastwechselwiederholung anschließend zu einem überproportionalen Anstieg der Strukturveränderungsenergie. Der Verbunddübel EP versagte durch Herausziehen während der Belastungsphase des dritten Lastwechsels.

Auch beim Verbunddübel EP blieben die reversiblen elastischen und verzögert elastischen Deformationsenergien W_e und W_{ve} , bei Lastwiederholung auf einem Belastungsniveau nahezu konstant, Bild 6-59.

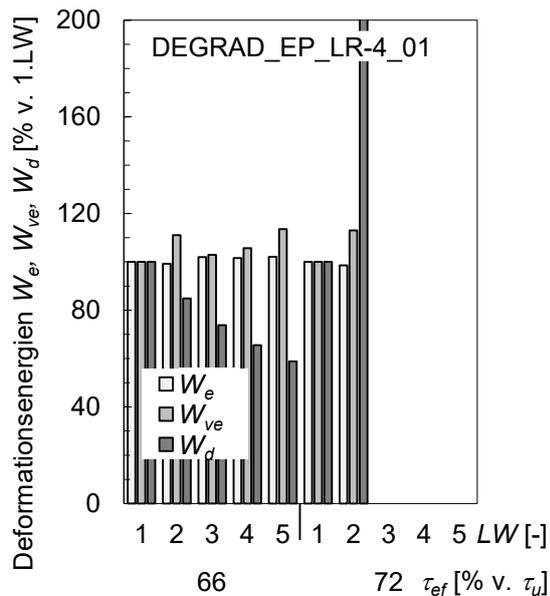


Bild 6-59: Entwicklung der elastischen W_e und der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} sowie der Strukturveränderungsenergie W_d eines Verbunddübels EP bei mehrfach wiederholten Lastwechseln kurz vor ($\tau_{ef}=66\%$) und auf ($\tau_{ef}=72\%$) Versagenslastniveau (exemplarisch)

6.2.4.5 Verschiebungsvariante Entwicklung der Deformationsenergieanteile innerhalb des gesamten Degradationsversuchs

Zur Bewertung des Tragverhaltens der Verbunddübel und insbesondere deren schädigungsrelevanter Strukturveränderung ist es notwendig, die Entwicklung der einzelnen Deformationsenergieanteile innerhalb des gesamten Degradationsversuchs zu analysieren.

Grundlegend erhöht sich, wie bereits beschrieben, mit steigendem Belastungsniveau der Betrag des Flächenintegrals unter der Arbeitslinie und damit der Betrag der aller Deformationsenergieanteile. Bild 6-60 stellt dies für den Verbunddübel VE, Bild 6-61 für den Verbunddübel EP exemplarisch dar. Zu sehen sind die gesamte Deformationsenergie W_{tot} sowie deren einzelne Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} und W_d in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung.

Für beide Verbunddübel ist zu erkennen, dass der Betrag der gesamten Deformationsenergie W_{tot} mit steigender Belastung progressiv zunimmt. Dabei entsteht ein parabelförmiger Verlauf. τ_{ef} .

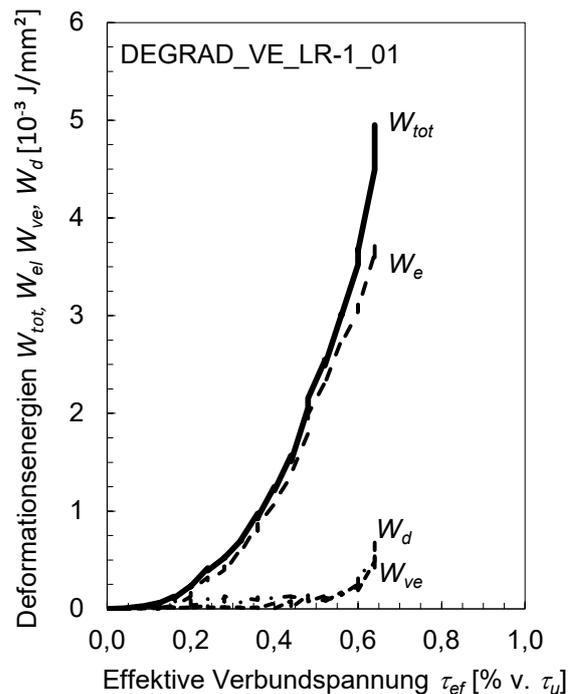


Bild 6-60: Entwicklung der totalen Deformationsenergie W_{tot} sowie deren Anteile W_e , W_{ve} und W_d eines Verbunddübels VE in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef} im gesamten Degradationsversuch (exemplarisch)

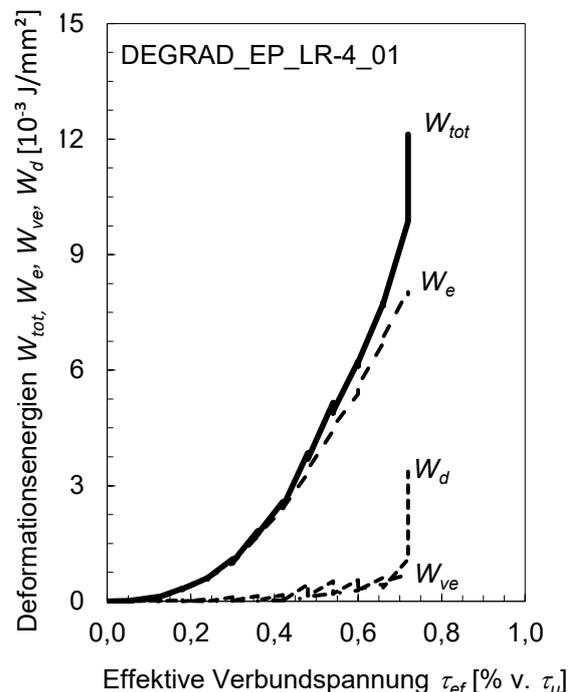


Bild 6-61: Entwicklung der totalen Deformationsenergie W_{tot} sowie deren Anteile W_e , W_{ve} und W_d eines Verbunddübels EP in Abhängigkeit der effektiven Verbundspannung τ_{ef} im gesamten Degradationsversuch (exemplarisch)

Bild 6-60 und Bild 6-61 verdeutlichen zudem, dass die elastisch gespeicherte Deformationsenergie W_e , unabhängig von der Belastung, den Großteil der gesamten Deformationsenergie

ausmacht. Mit steigender Belastung treten jedoch neben der elastischen Deformationsenergie W_e zunehmend auch signifikante strukturverändernde W_d und verzögert elastische Energieanteile W_{ve} auf. Das heißt, mit zunehmender Belastung kommt es einerseits vermehrt zum reversiblen Kriechen der Verbunddübel (W_{ve}) und andererseits zu schädigungsrelevanten Verbunddübelverschiebungen in Form der plastischen Verschiebungsanteile während der Belastung auf die jeweilige Oberspannung sowie des irreversiblen Anteils am Kriechen während der Lasthaltephase bei Oberspannung (W_d).

Das Ziel der Degradationsversuche ist es, einen Degradationsindikator für das rheologische Modell zu entwickeln, welcher das Maß der Degradation (Strukturveränderung) der Verbunddübel und damit der Schädigung angibt. Der zur Auswertung der Degradationsversuche gewählte Energieansatz basiert auf der Annahme, dass sowohl die aufgebrachte Verbundspannung τ als auch die resultierende Verschiebung des Verbunddübels Δh die Strukturveränderung und damit Materialdegradation bewirken. Das rheologische Modell soll zur Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung τ dienen. Mit fortschreitender Dauer der konstanten Lasteinwirkung τ kommt es dabei zu einem Zuwachs der Verbunddübelverschiebungen Δh . Das heißt, ein mit dem Energieansatz ermittelter Parameter kann für das rheologische Modell zur Prognose des Dauerstandverhaltens nur anwendbar sein, wenn dieser einen Bezug zur Verschiebung der Verbunddübel Δh und nicht zur aufgebrachten Verbundspannung τ aufweist.

In den folgenden Untersuchungen wird daher der Bezug der berechneten Deformationsenergien zu den aus der aufgebrachten Verbundspannung τ resultierenden Verschiebungen der Verbunddübel Δh dargestellt. Um die Verschiebung zwischen einzelnen Lastwechseln und Laststufen (Belastungsniveaus) vergleichend betrachten zu können, wurde in der weiteren Auswertung stets der Verschiebungswert am Ende der Lasthaltephase bei Oberspannung Δh_3 (Abschnitt 6.2.4.3, Bild 6-52, Punkt 3) ausgewählt.

Bild 6-62 stellt für den Verbunddübel VE exemplarisch die ermittelten Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} und W_d in Abhängigkeit

der Verbunddübelverschiebung Δh dar. Bild 6-63 zeigt selbiges für den Verbunddübel EP.

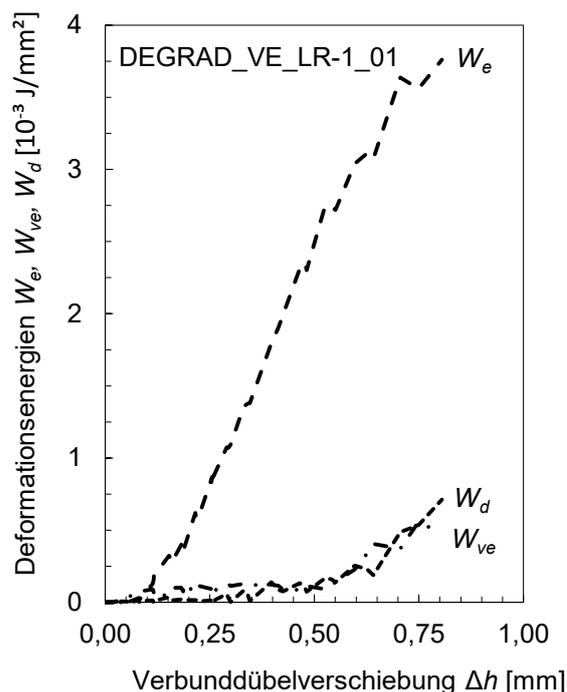


Bild 6-62: Entwicklung der Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} und W_d eines Verbunddübels VE in Abhängigkeit der Verbunddübelverschiebung Δh im gesamten Degradationsversuch (exemplarisch)

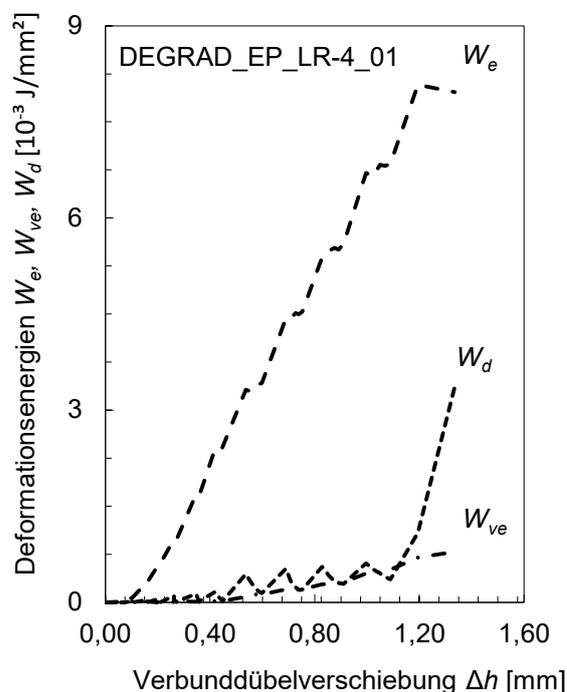


Bild 6-63: Entwicklung der Deformationsenergieanteile W_e , W_{ve} und W_d eines Verbunddübels EP in Abhängigkeit der Verbunddübelverschiebung Δh im gesamten Degradationsversuch (exemplarisch)

Die Verbunddübelverschiebung Δh ist ein Resultat der aufgebrachten Verbundspannung τ . Somit gelten die hinsichtlich des Zusammenhangs zwischen den Deformationsenergien und

der Verbundspannung gemachten Abgaben grundlegend auch für den Bezug zur Verbunddübelverschiebung. So steigt mit zunehmender Verschiebung Δh der Betrag der elastisch gespeicherte Deformationsenergie W_e . Bild 6-62 und Bild 6-63 verdeutlichen auch, dass die elastisch gespeicherte Deformationsenergie W_e den hauptsächlichen Anteil an der gesamten Deformationsenergie W_{tot} ausmacht. Mit zunehmender Verbunddübelverschiebung steigt die elastische Deformationsenergie W_e stetig an. Dabei ist zu beachten, dass bei wiederholten Lastwechseln auf einem Belastungsniveau die elastische Deformationsenergie annähernd konstant bleibt⁵⁴¹, die Verbunddübelverschiebung Δh mit jedem zusätzlichen Lastwechsel jedoch ansteigt, sodass der Verlauf der elastischen Deformationsenergie in Abhängigkeit der Verschiebung stufenartig ausfällt. Bild 6-62 und Bild 6-63 verdeutlichen dies für die beiden Verbunddübel VE und EP.

Die verzögert elastische Deformationsenergie W_{ve} weist einen zur elastischen Deformationsenergie W_e ähnlichen Verlauf auf, Bild 6-62 und Bild 6-63. Allerdings besitzt W_{ve} deutlich geringere Energiebeträge. Während bei geringer Verschiebung der Verbunddübel lediglich ein marginales Kriechen und damit nur sehr geringe verzögert elastische Energiebeträge zu verzeichnen sind, tritt mit zunehmender Verbunddübelverschiebung zusehends auch reversibles Kriechen auf, W_{ve} steigt. Auch bei der verzögert elastischen Deformationsenergie W_{ve} ist ein stufenförmiger Verlauf zu erkennen, Bild 6-62 und Bild 6-63. Dieser begründet sich wiederum in dem annähernd konstanten Energiebetrag W_{ve} bei steigender Verschiebung während der Lastwechselwiederholungen auf einem Belastungsniveau⁵⁴².

Die Strukturveränderungsenergie W_d weist jedoch einen etwas andersartigen Verlauf auf. Zwar steigt, wie bei den anderen Energieanteilen W_e und W_{ve} mit zunehmender Verbunddübelverschiebung grundlegend auch der Betrag der Strukturveränderungsenergie W_d , allerdings gilt dies nur für den jeweils ersten Lastwechsel eines jeden Belastungsniveaus. Im Unterschied zu den beiden anderen Energieanteilen reduziert sich mit fortschreitenden Lastwechselwiederholungen auf einem Belastungsniveau der Betrag der Strukturveränderungsenergie. Er strebt gegen Null

($W_d \rightarrow 0$)⁵⁴³. Die Erstbelastung auf einem höheren Belastungsniveau führt anschließend zu erneuten Strukturveränderungen des Verbunddübels. Diese können komplett den aus der aufgebrachten Verbundspannungsdifferenz resultierenden irreversiblen Prozessen zugeordnet werden, insofern auf dem davorliegenden geringeren Belastungsniveau ein abgeschlossener Strukturveränderungszustand ($W_d \approx 0$ im letzten Lastwechsel) erreicht wurde. Folglich führt die Belastung auf ein nächst höheres Belastungsniveau stets zu einem neuerlichen Anstieg der Strukturveränderungsenergie W_d , was den sprunghaften Anstieg der Strukturveränderungsenergie mit steigender Verbunddübelverschiebung Δh erklärt, Bild 6-62 und Bild 6-63.

Bild 6-62 und Bild 6-63 verdeutlichen weiterhin dass für große Verbunddübelverschiebungen kein abgeschlossener Strukturveränderungszustand mehr erreicht wird, die Strukturveränderungsenergie W_d also nicht mehr temporär auf null abfällt. Hier zeichnen sich die progressive Schädigung des Verbunddübels und damit das nahende Versagen ab.

6.2.4.6 Berechnung des Degradationsindikators D zur Bewertung der verschiebungsvarianten Strukturveränderung der Verbunddübel

Aufbauend auf die in den vorangegangenen Abschnitten 6.2.4.3 – 6.2.4.5 beschriebenen Energiebetrachtungen kann nun der Degradationsindikator D , als Eingangsparameter zur Berücksichtigung der Strukturveränderung der Verbunddübel im modifizierten Burgers-Modell, berechnet werden. Der Degradationsindikator setzt die irreversible, für die Degradation und damit Schädigung der Verbunddübel stehende Strukturveränderungsenergie W_d zur reversiblen, nicht schädigungsrelevanten elastischen Deformationsenergie W_e ins Verhältnis, Formel (6-40).

$$D = \frac{\sum_{i=1}^n W_d}{\max W_e |_{i=1}^n} \quad (6-40)$$

Dabei werden alle Strukturveränderungsenergien bis zum betrachteten Lastwechsel i kumuliert ($\sum_{i=1}^n W_d$). Die zur Berechnung eingesetzte elastische Deformationsenergie entspricht der maximalen elastischen Deformationsenergie aller n Lastwechsel bis zum Versagen des

⁵⁴¹ Vgl. Abschnitt 6.2.4.4

⁵⁴² Vgl. Abschnitt 6.2.4.4

⁵⁴³ Vgl. Abschnitt 6.2.4.4

Verbunddübeln im Degradationsversuch ($\max W_{el} |_{i=1}^n$).

Erreicht das Maß der kumulierten Strukturveränderungsenergie den Betrag der maximalen elastischen Deformationsenergie, kommt es zum Versagen des Verbunddübeln. Der Degradationsindikator D bewegt sich also zwischen 0,0 für den Verbunddübel ohne Strukturveränderung (0 % Schädigung), und 1,0 bei vollständigem Versagen (100 % Schädigung). Rechnerisch können auch Beträge geringfügig über 1,0 vorkommen, wenn im letzten Lastwechsel vor bzw. während des Verbunddübelversagens ein sehr hoher Anteil an Strukturveränderungsenergie W_d ermittelt wird. Auch dieser Wert beschreibt das vollständige Versagen (100 % Schädigung) des Verbunddübeln. Der Degradationsindikator D kann somit als Werkzeug zur Vorhersage des Versagens der Verbunddübel herangezogen werden.

Der Quantifizierung der Strukturveränderung und somit Schädigung der Verbunddübel als Verhältniswert zwischen kumulierter Strukturveränderungsenergie W_d und maximaler elastischer Deformationsenergie W_e liegt die folgende Annahme zu Grunde. Verbunddübel besitzen eine bestimmte Deformationskapazität, entsprechend einer kritischen Deformationsenergie $kritW$. Das heißt, die Verbunddübel sind in der Lage, Deformationsenergien unterhalb der Deformationskapazität $kritW$ mechanisch zu leisten, ohne zu versagen. Wird jedoch die Deformationskapazität erreicht, kommt es zum Versagen der Verbunddübel.

Die elastische Deformationsenergie W_e ist reversibel und besitzt somit keinen Anteil an der bleibenden Schädigung der Verbunddübel. Die im Degradationsversuch kurz vor dem Versagen des Verbunddübeln ermittelte maximale elastische Deformationsenergie W_e stellt somit das Maß für die Deformationskapazität, also die kritische Deformationsenergie $kritW$ dar. Die Strukturveränderungsenergie W_d hingegen ist irreversibel und bestimmt den Grad der Schädigung. Wird von dem Verbunddübel gerade so viel Strukturveränderungsenergie geleistet, wie dessen Deformationskapazität $kritW$ ist, kommt es zum Verlust der Tragfähigkeit.

Die Berechnung eines Degradationsindikators D zur Quantifizierung der Strukturveränderung und damit Schädigung stellt für den Bereich der Verbunddübel eine neuartige Vorgehensweise dar. Die Berechnung erfolgte in Anleh-

nung an die aus der Fachliteratur⁵⁴⁴ bekannten Untersuchungen zur Strukturveränderung von Betonen und Stahlbetonen unter mehrfach wiederholter Beanspruchung. Das Nutzen von Analogien zwischen dem viskoelastischen Material Beton und den ebenfalls viskoelastischen Verbunddübeln ermöglicht es, das durch umfassende Untersuchungen gewonnene Wissen über das Degradationsverhalten der Betone auf den Bereich der Verbunddübel zu übertragen. Zu beachten ist dabei, dass Analogien zwischen dem Degradationsverhalten der Betone und dem der Verbunddübel lediglich aus makroskopischer Sichtweise bestehen. Das heißt, dass für diese Art der Betrachtung sowohl der Beton als auch die Verbunddübel als homogener viskoelastischer Stoff betrachtet werden. Eine Unterscheidung in die einzelnen Bestandteile des Betons bzw. Verbunddübeln findet nicht statt. Zur Nutzung der Analogien zwischen beiden Werkstoffen kann folglich lediglich das grundlegende Last/Verformungsverhalten berücksichtigt werden. Auf eine vergleichende Betrachtung der deformationserzeugenden Prozesse im jeweiligen Material wird verzichtet, da sich diese zwischen dem Beton und den Verbunddübeln signifikant unterscheiden. So weisen die Betone zum Teil erheblich andere, in der Materialdegradation resultierende Schädigungsmechanismen (vor allem Mikrorissbildung) auf, als die Verbunddübel (vor allem Verlust des Adhäsions- und/oder Kohäsionsvermögens im polymeren Verbundmörtel und den anliegenden Grenzschichten).

Im Folgenden werden nun die Berechnungen der Degradationsindikatoren D für die Verbunddübel VE und EP dargestellt. Exemplarisch wurden dazu wiederum die beiden Versuche DEGRAD_VE_LR-1_01 sowie DEGRAD_EP_LR-4_01 ausgewählt, welche ein für den jeweiligen Verbunddübel charakteristisches Verhalten aufweisen.

Zu beachten ist, dass bei den Betrachtungen stets der Bezug zur zum betrachteten Zeitpunkt $t(x)$ vorhandenen Verschiebung der Verbunddübel $\Delta h_{t(x)}$ gewahrt wird⁵⁴⁵, um die Prognose der Strukturveränderung der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung τ

⁵⁴⁴ Auf die Fachliteratur zu diesem Thema wird im Anhang E eingegangen.

⁵⁴⁵ Der Bezug zur Verschiebung wird hergestellt, weil sich diese im Dauerstandverhalten, für dessen Prognose das Modell erschaffen wurde, zeitvariant ändert, wohingegen die Verbundspannung konstant bleibt, siehe auch Abschnitt 6.2.4.5.

für den darauffolgenden Zeitpunkt $t(x+1)$ quantifizieren zu können, Formel (6-41).

$$D_{t(x+1)} = f(\Delta h_{t(x)}) \quad (6-41)$$

Im Folgenden wird der besseren Übersicht halber der Degradationsindikator weiterhin lediglich mit einem D bezeichnet, wenn dessen gesamter verschiebungsvarianter Verlauf dargestellt wird. Für den Fall der Berechnung des Degradationsindikators auf der Basis einer bestimmten, zum Zeitpunkt $t(x)$ auftretenden Verschiebung $\Delta h_{t(x)}$, erfolgt die ausführliche Bezeichnung in der korrekten Art mit $D_{t(x+1)}$.

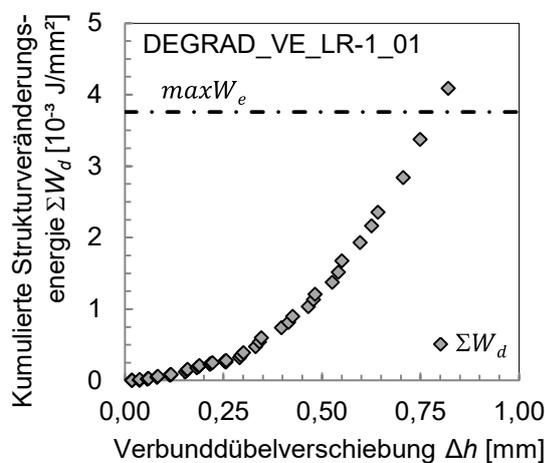


Bild 6-64: Maximale elastische Deformationsenergie $maxW_e$ sowie Entwicklung der kumulierten Strukturveränderungsenergie ΣW_d eines Verbunddübels VE in Abhängigkeit dessen Verschiebung Δh im Degradationsversuch (exemplarisch)

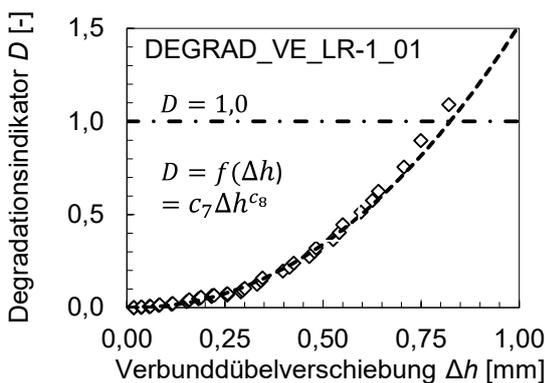


Bild 6-65: Entwicklung des Degradationsindikators D eines Verbunddübels VE in Abhängigkeit dessen Verschiebung Δh im Degradationsversuch (exemplarisch)

Aufgrund der zunehmenden kumulierten Strukturveränderungsenergie W_d mit steigender Verschiebung Δh im Degradationsversuch erhöht sich erwartungsgemäß auch der Degra-

Bild 6-64 zeigt zunächst die für die Berechnung des Degradationsindikators D des Verbunddübels VE zu Grunde liegenden Werte der maximalen elastischen Deformationsenergie des Degradationsversuchs $maxW_{el}|_{i=1}^n$ (Strichpunktlinie) sowie die Entwicklung der kumulierten Strukturveränderungsenergie $\Sigma_{i=1}^n W_d$. Bild 6-65 stellt den resultierenden Degradationsindikator D als Verhältniswert dieser beiden Energien dar. Der Übersicht halber wurde zusätzlich eine Strichpunktlinie bei einem Degradationsindikator von 1,0 gezogen. Bild 6-66 sowie Bild 6-67 zeigen Gleiches für den Verbunddübel EP.

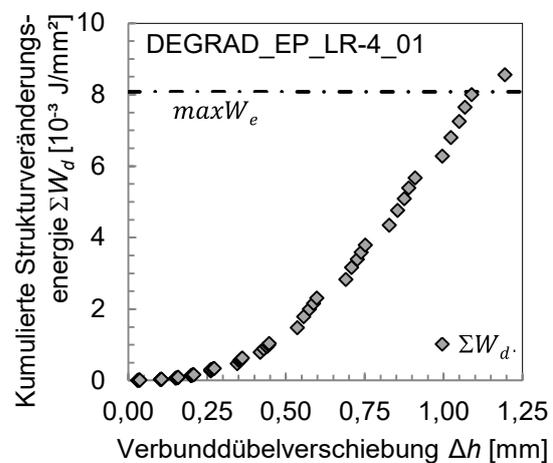


Bild 6-66: Maximale elastische Deformationsenergie $maxW_e$ sowie Entwicklung der kumulierten Strukturveränderungsenergie ΣW_d eines Verbunddübels EP in Abhängigkeit dessen Verschiebung Δh im Degradationsversuch (exemplarisch)

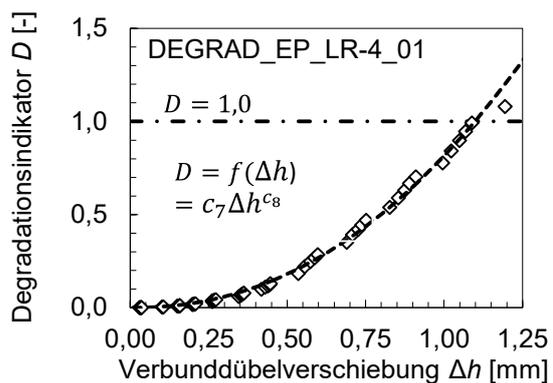


Bild 6-67: Entwicklung des Degradationsindikators D eines Verbunddübels EP in Abhängigkeit dessen Verschiebung Δh im Degradationsversuch (exemplarisch)

degradationsindikator D in gleichem Maße. Für beide Verbunddübel besteht zwischen der zum Zeitpunkt $t(x)$ auftretenden Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x)}$ und dem Degradationsindika-

tor $D_{t(x+1)}$ zum darauf folgenden Zeitpunkt $t(x+1)$ ein Zusammenhang auf der Basis einer Potenzfunktion, Formel (6-42).

$$D_{t(x+1)} = c_7 \Delta h_{t(x)}^{c_8} \quad (6-42)$$

Das bedeutet, für kleine Verbunddübelverschiebungen Δh weist der Degradationsindikator D zunächst noch geringe Beträge nahe Null auf. Für den Verbunddübel VE gilt dies bis zu einer Verschiebung von $\Delta h \approx 0,2$ mm (Bild 6-65), für den Verbunddübel EP aufgrund seiner generell größeren Verformungskapazität⁵⁴⁶ bis etwa $\Delta h \approx 0,3$ mm (Bild 6-67). Die Strukturveränderung und damit die Materialschädigung sind in diesem Bereich lediglich gering ausgeprägt. Für die Anwendung des Degradationsindikators D auf den Fall einer dauerhaft konstanten Lasteinwirkung der Verbunddübel (Kriechen) heißt dies wiederum, dass bei einer lediglich geringen Beanspruchung und damit einer resultierenden geringen Verbunddübelverschiebung auch nur mit einer unwesentlichen Strukturveränderung der Verbunddübel zu rechnen ist. Ein Versagen aufgrund der Lasteinwirkung ist in diesem Bereich nicht zu erwarten.

Mit steigender Verschiebung Δh kommt es zu einem progressiven Anstieg der kumulierten Strukturveränderungsenergie W_d und damit des Degradationsindikators D . Hier zeigt sich der nichtlineare Zusammenhang zwischen der Beanspruchung der Verbunddübel, in Bild 6-65 sowie Bild 6-67 dargestellt durch die aus der Lasteinwirkung τ resultierende Verbunddübelverschiebung Δh und der Materialdegradation (Degradationsindikator D).

Erreicht der Degradationsindikator einen Betrag von 1, weist der Verbunddübel eine vollständige Schädigung auf und versagt durch Herausziehen. Rechnerisch ist es dabei möglich, dass der Degradationsindikator einmalig im Versagensbereich geringfügig über 1 liegt, was für die beiden exemplarischen Verbunddübeln VE und EP der Fall ist (Bild 6-65, VE: $\max D = 1,09$; Bild 6-67, EP: $\max D = 1,08$).

Durch den mathematischen Zusammenhang zwischen der Verschiebung der Verbunddübel $\Delta h_{t(x)}$ zum Zeitpunkt $t(x)$ und dem Degradationsindikator $D_{t(x+1)}$ zum darauffolgenden

Zeitpunkt $t(x+1)$ auf der Basis einer Potenzfunktion, Formel (6-42), lässt sich einem Degradationsindikator $D_{t(x+1)} = 1,0$ eine Verschiebung des Verbunddübels VE von $\Delta h_{t(x)} = 0,85$ mm und des Verbunddübels EP von $\Delta h_{t(x)} = 1,10$ mm zuordnen.

Der Degradationsindikator soll als Eingangsparameter für das rheologische Modell zur Quantifizierung der Strukturveränderung der Verbunddübel mit zunehmender Verschiebung unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung dienen. Zur statistischen Absicherung erfolgt die Berechnung des Degradationsindikators als Eingangsparameter für das Modell nicht auf der Basis des bisher für den Verbunddübel VE und EP dargestellten Einzelversuchs, sondern anhand einer Vielzahl solcher Einzelversuche. Für den Verbunddübel VE wurden 5 Einzelversuche mit dem Lastregime LR-1, 6 Einzelversuche mit LR-2 sowie 2 Einzelversuche mit LR-3 durchgeführt.

Unabhängig vom gewählten Lastregime weisen die Verbunddübel VE ein vergleichbares Tragverhalten auf, vgl. Abschnitt 5.1.7. In der Folge gleichen sich auch die nach Formel (6-42) berechneten verschiebungsvarianten Degradationsindikatoren D für die drei untersuchten Lastregimes, Bild 6-68.

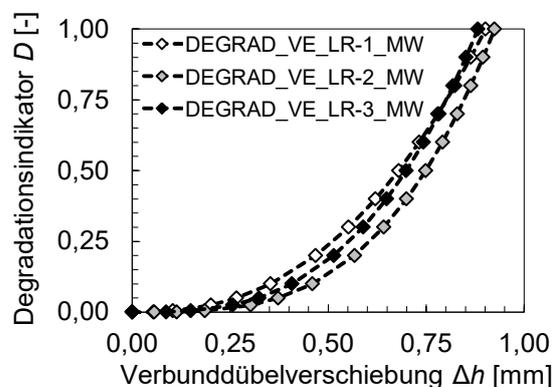


Bild 6-68: Entwicklung des Degradationsindikators D der Verbunddübel VE in Abhängigkeit des gewählten Lastregimes (LR-1 bis LR-3) im Degradationsversuch

Für die Quantifizierung des verschiebungsvarianten Degradationsindikators D als Modelleingangsparameter erfolgt daher die Berechnung der Systemkonstanten c_7 und c_8 durch die Bildung eines Mittelwerts über alle Einzelversuche in den Lastregimes LR-1 bis LR-3, Tabelle 6-5 sowie Bild 6-69.

⁵⁴⁶ Höhere Verformungskapazität des Verbunddübels EP, nachgewiesen durch die im Vergleich zum Verbunddübel VE größeren Versagensdehnungen sowohl unter kurzzeitiger Lasteinwirkung in den Auszugversuchen (Abschnitt 5.1.2.2) als auch unter dauerhafter Lasteinwirkung in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen mit Versagen (Abschnitt 5.1.6.2).

Tabelle 6-5: Eingangsparameter zur Beschreibung des verschiebungsvarianten Degradationsindikators D der Verbunddübel VE und EP

Verbunddübeltyp	Systemkonstante	
	c_7 [-]	c_8 [-]
VE	1,32	2,86
EP	0,70	2,62

Mit dem Verbunddübel EP erfolgten 10 Degradationsversuche mit dem Lastregime LR-4 zur Berechnung der Systemkonstanten c_7 und c_8 des Degradationsindikators D als Mittelwerte, Tabelle 6-5 sowie Bild 6-69.

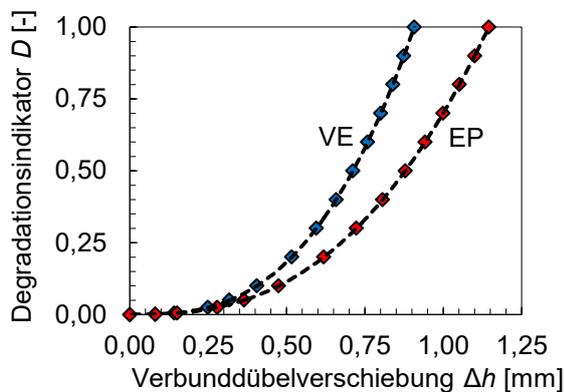


Bild 6-69: Entwicklung des verschiebungsvarianten Degradationsindikators D der Verbunddübel VE (blau) und EP (rot) als mittlerer Verlauf über die 13 Einzelversuche in den Lastregimes LR-1 bis LR-3 (VE) sowie die 10 Einzelversuche im Lastregime LR-4 (EP)

Berücksichtigt man die in Tabelle 6-5 angegebenen Konstanten c_7 und c_8 für das mittlere Degradationsverhalten der Verbunddübel VE und EP kann unter Verwendung von Formel (6-42) das Versagen ($D_{t(x+1)} = 1$) der Verbunddübel VE bei einer mittleren Verschiebung von $\Delta h_{t(x)} = 0,91$ mm sowie der Verbunddübel EP bei einer mittleren Verschiebung von $\Delta h_{t(x)} = 1,15$ mm berechnet werden.

6.2.4.7 Implementierung des Degradationsindikators in das modifizierte Burgers-Modell

Der Degradationsindikator D bietet die Möglichkeit, die Strukturveränderung der Verbunddübel in Abhängigkeit der aktuellen Verbunddübelverschiebung zu bewerten. Er allein liefert jedoch noch keine Aussage darüber, wie sich diese Strukturveränderung auf das Tragverhalten des Verbunddübels auswirkt, da er

mit keiner, das Tragverhalten determinierenden Kenngröße verknüpft ist.

Im Bereich des Beton- und Stahlbetonbaus wird diesem Problem zumeist durch eine Verknüpfung des Degradationsindikators (oder eines vergleichbaren schädigungsanzeigenden Wertes) mit der initialen (anfänglichen, an einer bis dahin unbelasteten Probe ermittelten) Steifigkeit des Betons begegnet. Als Steifigkeit wird dabei in der Regel der statische Elastizitätsmodul eingesetzt. Durch die Verknüpfung beider Größen wird erreicht, dass sich die aktuelle Steifigkeit des Betons bzw. Stahlbetons unter Beanspruchung in Abhängigkeit von dessen, durch die Beanspruchung hervorgerufenen, Strukturveränderungszustand ändert⁵⁴⁷. So kommt es mit zunehmender Degradation (Strukturveränderung) des Betons oder Stahlbetons zu einer Minderung dessen initialer Steifigkeit (statischen Elastizitätsmoduls).

Aufbauend auf die vorhandenen Untersuchungen aus dem Bereich des Beton- und Stahlbetonbaus erfolgt in der vorliegenden Arbeit ebenfalls eine Verknüpfung des in den Degradationsversuchen ermittelten verschiebungsvarianten Degradationsindikators D mit der Steifigkeit der Verbunddübel. Als Steifigkeit wird dazu die Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel gewählt, deren Berechnung in Abschnitt 6.2.2 detailliert geschildert ist. Im Gegensatz zu den im Anhang E beschriebenen Untersuchungen aus dem Bereich des Beton- und Stahlbetonbaus, in welchen in der Regel eine Verknüpfung mit dem statischen Elastizitätsmodul vorgenommen wurde, stellt die nach Abschnitt 6.2.2 berechnete Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel keine Konstante, sondern eine verbundspannungsvariante Veränderliche dar $G^P = f(\tau)$. Das heißt, die Verbundsteifigkeit erfasst bereits den Einfluss des aktuellen Belastungszustandes der Verbunddübel. Durch die Verknüpfung mit dem nach Abschnitt 6.2.4.6 berechneten verschiebungsvarianten Degradationsindikator $D_{t(x+1)} = f(\Delta h_{t(x)})$ wird diese verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P noch um den strukturveränderungsrelevanten Einfluss der zum Zeitpunkt $t(x)$ vorhandenen Verschiebung der Verbunddübel $\Delta h_{t(x)}$ erweitert. Zusammenfassend ergibt sich also eine degradierende Verbundsteifigkeit G^D der Verbunddübel, welche einerseits den Einfluss einer sich ändernden Belastung τ erfasst

⁵⁴⁷ Vgl. z.B. Häußler-Combe et al. (2005), Häußler-Combe (2006) oder Heidolf (2007)

sowie andererseits den Einfluss sich ändernder Verbunddübelverschiebungen Δh bei konstanter Lasteinwirkung berücksichtigt und das Tragverhalten der Verbunddübel dementsprechend variiert, $D^P = f(\tau, \Delta h)$.

So ist es zum einen möglich, das nichtlinear viskoelastische Deformationsverhalten der Verbunddübel unter Laststeigerung und zunehmender Verschiebung, z.B. im Auszugversuch, exakt darzustellen. Zum anderen ermöglicht es insbesondere die Darstellung bzw. Prognose des Langzeittragverhaltens unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung, jedoch zunehmender Verbunddübelverschiebung, also des Dauerstandverhaltens.

Die Berechnung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D der Verbunddübel zum Zeitpunkt $t(x+1)$ erfolgt durch die Verknüpfung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P mit dem verschiebungsvarianten Degradationsindikator $D_{t(x+1)}$ in der in Formel (6-43) dargestellten Form.

$$G^D = G^P [1 - D_{t(x+1)}] \quad (6-43)$$

Für einen unbelasteten Verbunddübel ($\Delta h_{t(x)} = 0$ mm) beträgt der Degradationsindikator $D_{t(x+1)} = 0$ (keine Schädigung), die degradierende Verbundsteifigkeit G^D entspricht also exakt der (initialen) verschiebungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel. Mit zunehmender Verschiebung Δh kommt es zu einem Anstieg des Degradationsindikators D , was wiederum zu einer Minderung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D führt. Erreicht der Degradationsindikator einen Wert von $D_{t(x+1)} = 1$ (vollständige Schädigung), wird die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel komplett reduziert, die resultierende degradierende Verbundsteifigkeit beträgt $G^D = 0$. An diesem Punkt kommt es also zum totalen Steifigkeitsverlust der Verbunddübel und folglich zum Versagen durch Herausziehen.

Bild 6-70 verdeutlicht die Entwicklung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D im Ver-

gleich zur nach Abschnitt 6.2.2.4 berechneten verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P im Kurzzeitversuch. Exemplarisch wurden die schon in Abschnitt 6.2.2.4 zur Veranschaulichung der Berechnung der Verbundsteifigkeit G^P eingesetzten Auszugversuche AZV_VE_54mm-STW_01 (links) sowie AZV_EP_72mm-h_{ef}_01 (rechts) verwendet. Ausgehend von einer identischen (initialen) Verbundsteifigkeit, verringert sich die degradierende Verbundsteifigkeit G^D , im Vergleich zur Verbundsteifigkeit G^P (ohne Degradation), als Folge der mit zunehmender Verbundspannung τ steigenden Verbunddübelverschiebung Δh , überproportional.

Bild 6-71 stellt die Entwicklung der Verbundsteifigkeiten G^P und G^D im Dauerstandversuch vergleichend dar. Exemplarisch wurde für den Verbunddübel VE der Dauerstandversuch mit einer Verbundspannung von $\tau = 11.6$ MPa (links) sowie für den Verbunddübel EP mit einer Verbundspannung von $\tau = 19.0$ MPa (rechts) ausgewählt. Während sich die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P aufgrund der über die Versuchsdauer konstanten Lasteinwirkung nicht ändert, reduziert sich die degradierende Verbundsteifigkeit G^D stetig. Dies ist die Folge der durch Kriechen verursachten zeitvariant zunehmenden Verbunddübelverschiebungen Δh .

Im modifizierten Burgers-Modell ersetzt die degradierende Verbundsteifigkeit G^D die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P . Die degradierende Verbundsteifigkeit G^D stellt also den Kennwert für die Deformationselemente des rheologischen Modells dar. In der Folge besitzen die Deformationselemente des rheologischen Modells zur Beschreibung der instantanen nichtlinear elastisch-plastischen Verbunddübeldeformation sowie der elastisch-plastischen Komponente der zeitvarianten nichtlinear verzögert-elastischen Verbunddübeldeformation also eine Abhängigkeit von der aktuell wirkenden Verbundspannung τ sowie der Verbunddübelverschiebung Δh .

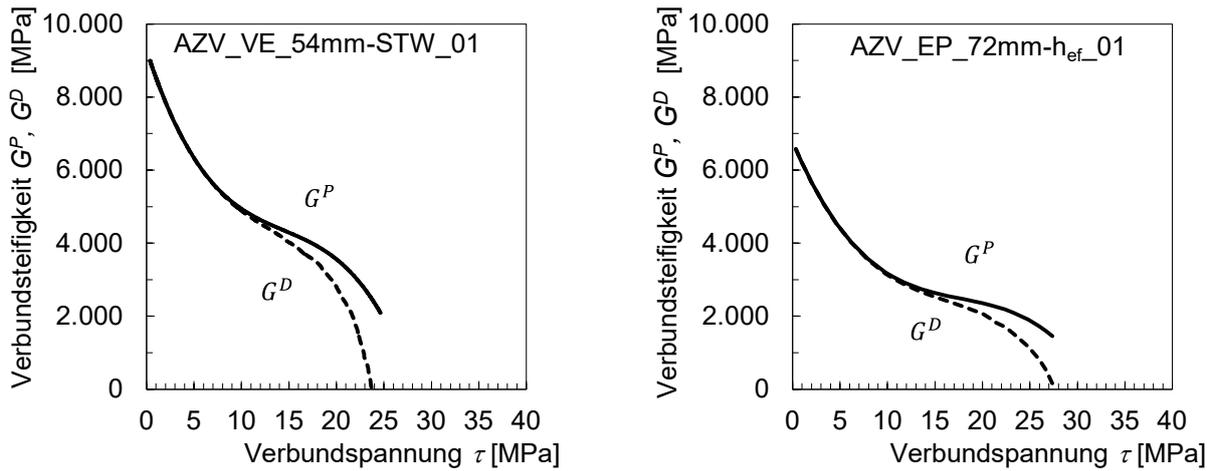


Bild 6-70: Exemplarische Entwicklung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D im Vergleich zur verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel VE (links) und EP (rechts) in Abhängigkeit der Verbundspannung τ im Auszugversuch

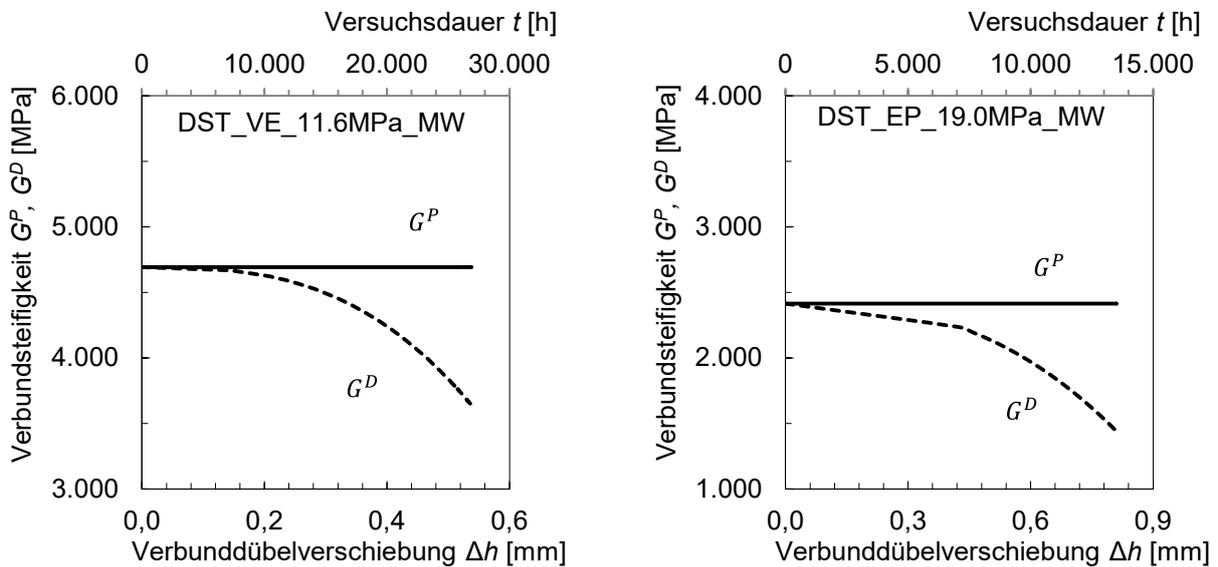


Bild 6-71: Exemplarische Entwicklung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D im Vergleich zur verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel VE (links) und EP (rechts) in Abhängigkeit der Versuchsdauer t bzw. der Verbunddübelverschiebung Δh im Dauerstandversuch

6.3 Zusammenfassende Darstellung des modifizierten Burgers-Modells zur Prognose nichtlinearer Viskoelastizität

Bild 6-72 stellt zusammenfassend das modifizierte Burgers-Modell samt seiner nach Kapitel 6.2 (S. 96 ff) berechneten Eingangsparameter und der dazu notwendigen Experimente dar.

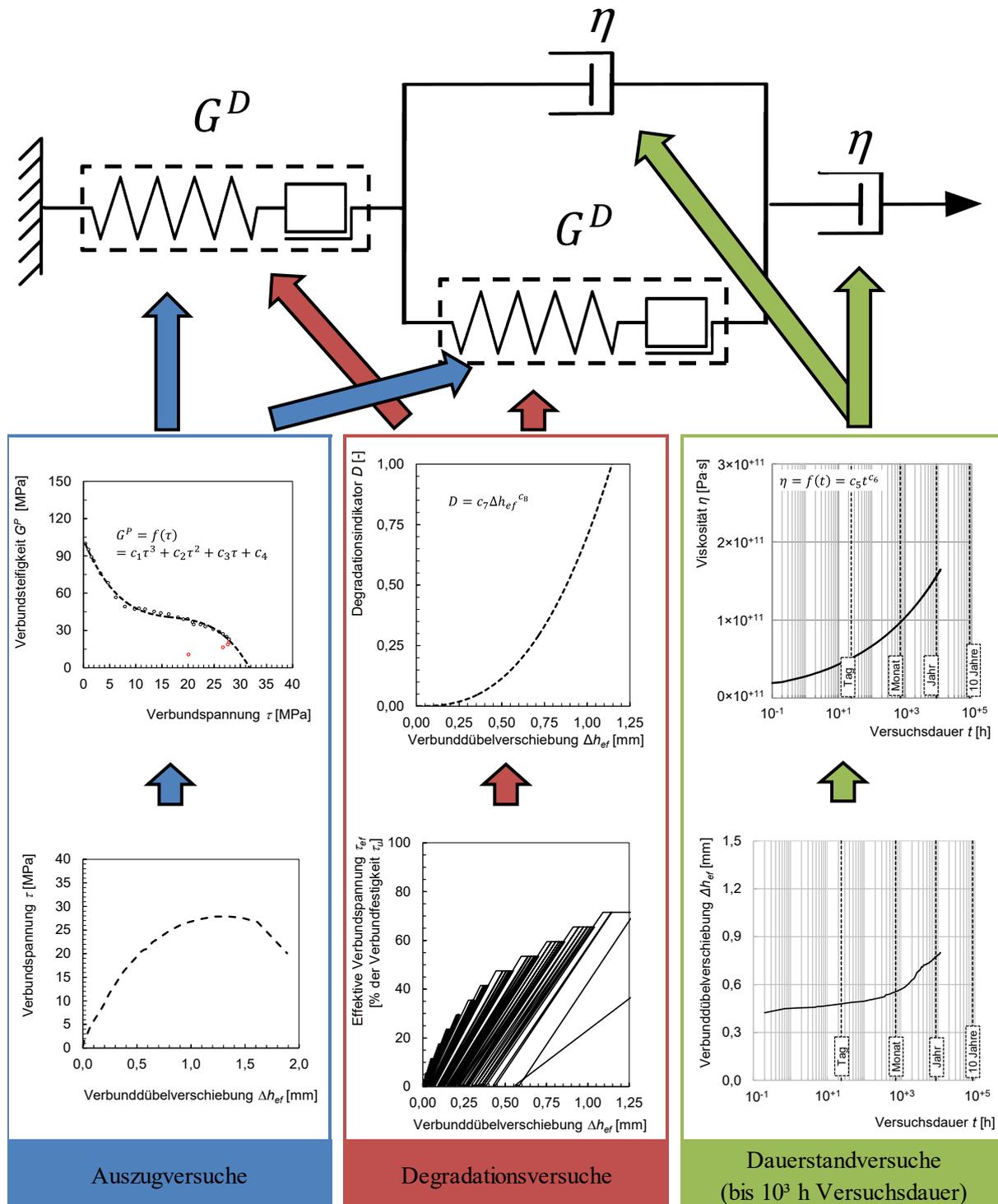


Bild 6-72: Modifiziertes Burgers-Modell zur Prognose des nichtlinear viskoelastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel samt Experimenten zur Bestimmung der Modelleingangsparameter und der Modelleingangsparameter selbst

Das Modell enthält zunächst ein Deformationselement mit der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D , Bild 6-72. Dieses dient zur Prognose des nichtlinear elastisch-plastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel ε_{e-p} . Das Deformationselement weist einerseits eine nichtlineare Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung τ auf, $\varepsilon_{e-p}(\tau)$. Um dies zu erreichen, reduziert sich mit zunehmender Verbundspannung τ die Verbundsteifigkeit G^P ⁵⁴⁸. Dabei sind die Verbundspannung τ und die Verbundsteifigkeit G^P durch eine Polynomfunktion dritten Grades miteinander verknüpft, Formel (6-44).

$$G^P = c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4 \quad (6-44)$$

Im modifizierten Burgers-Modell kann so der überproportionale Anstieg der Verbunddübelverschiebungen Δh bei steigender Beanspruchung τ prognostiziert werden. Eine ausführliche Darstellung der Zusammenhänge zwischen der wirkenden Verbundspannung τ und der daraus resultierenden Verbundsteifigkeit G^P befindet sich in Abschnitt 6.2.2.4 (S.103 ff).

Des Weiteren berücksichtigt das Deformationselement die Langzeit-Materialdegradation. Dies erfolgt durch eine funktionelle Verknüpfung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit G^P mit einem Degradationsindikator D , Formel (6-45).

$$G^D = G^P [1 - D_{t(x+1)}] \quad (6-45)$$

Der Degradationsindikator D stellt ein Maß für die Materialdegradation der Verbunddübel unter Lasteinwirkung dar. Er bewegt sich in den Grenzen zwischen Null und Eins. Mit zunehmender Verbunddübelverschiebung Δh steigt er. Dabei entspricht $D = 0$ einen ungeschädigten Material, vollständige Materialschädigung und damit Materialversagen tritt bei $D = 1$ ein. Für einen Zeitpunkt $t(x+1)$ erfolgt die Berechnung des Degradationsindikators $D_{t(x+1)}$ gemäß Abschnitt 6.2.4.6 (S.140 ff) durch eine Potenzfunktion auf Basis der zum vorherigen Zeitpunkt $t(x)$ vorherrschenden Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x)}$, Formel (6-46).

$$D_{t(x+1)} = c_7 \Delta h_{t(x)}^{c_8} \quad (6-46)$$

Das Deformationselement weist also eine nichtlineare Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung τ sowie von der Materialdegradation und damit von der zum betrachteten Zeitpunkt vorhanden Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x)}$ auf, $\varepsilon_{el-p}(\tau, \Delta h)$.

Dies ermöglicht es, die unter dauerhafter Lasteinwirkung durch Kriechen der Verbunddübel verursachte steigende Materialdegradation und somit Schädigung der Verbunddübel im rheologischen Modell zu berücksichtigen. Der Degradationsindikator D mindert die verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^P ab. Daraus ergibt sich eine mit zunehmendem Degradationsindikator sinkende degradierende Verbundsteifigkeit G^D . Erreicht der Degradationsindikator den Wert von $D = 1$, beträgt die degradierende Verbundsteifigkeit $G^D = 0$. So kann mit dem modifizierten Burgers-Modell ein Versagen der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung prognostiziert werden.

An das einzelne Deformationselement schließt sich im modifizierten Burgers-Modell eine Parallelschaltung aus einem Deformationselement mit der bereits bekannten degradierenden Verbundsteifigkeit G^D und einem nichtlinear viskosen Dämpfer mit der Viskosität η an, Bild 6-72. Die Viskosität η des Dämpfers weist eine nichtlineare Abhängigkeit von der Belastungsdauer t in der Form einer Potenzfunktion auf, Formel (6-47).

$$\eta = c_5 t^{c_6} \quad (6-47)$$

Mit fortschreitender Belastungsdauer steigt die Viskosität η nichtlinear. Eine ausführliche Darstellung der Zusammenhänge zwischen der Belastungsdauer t und der zeitvarianten Viskosität η der Verbunddübel befindet sich in Abschnitt 6.2.3.3 (S. 121 ff).

Die Parallelschaltung des Deformationselements und des viskosen Dämpfers entspricht dem Kelvin-Element im klassischen Burgers-Modell. Das hinsichtlich des nichtlinearen Deformationsverhaltens der Verbunddübel angepasste Kelvin-Element im modifizierten Burgers-Modell dient zur Prognose des nichtlinear verzögert elastisch-plastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter andauernder Beanspruchung in Abhängigkeit der Höhe der wirkenden Verbundspannung τ , der Materialdegradation D und damit der zum

⁵⁴⁸ Es ist zu beachten, dass die Verbundsteifigkeit an diesem Punkt lediglich eine Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung τ aufweist, $G^P = f(\tau)$. Die Einflüsse der Materialdegradation aus Langzeitbeanspruchung D und die sich daraus ergebende degradierende Verbundsteifigkeit G^D werden erst nachfolgend erfasst.

betrachteten Zeitpunkt vorhanden Verschiebung der Verbunddübel Δh sowie der Belastungsdauer t , $\varepsilon_{ve-p}(\tau, \Delta h, t)$.

So kann die für die Verbunddübel charakteristische, sich mit zunehmender Belastungsdauer reduzierende zeitliche Verschiebungszunahme $\Delta h/\delta t$ dargestellt werden⁵⁴⁹.

Das modifizierte Burgers-Modell abschließend, findet sich ein weiterer nichtlinear viskoser Dämpfer, ebenfalls mit der nach Abschnitt 6.2.3.3 berechneten zeitvarianten Viskosität η als Eingangsparameter, Bild 6-72. Der Anschluss an das zuvor dargestellte modifizierte Kelvin-Element erfolgt über eine Reihenschaltung. Der einzelne Dämpfer dient zur Prognose des nichtlinear zeitvarianten viskosen Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter andauernder Beanspruchung, $\varepsilon_v(t)$. Er stellt sicher, dass es auch bei sehr langen Belastungszeiten zu einer Zunahme der Verbunddübelverschiebungen Δh (Kriechen) kommt, auch wenn die verzögert elastisch-plastische Deformation des modifizierten Kelvin-Elements bereits abgeschlossen ist.

Unter Berücksichtigung der zur Berechnung der Modelleingangsparameter eingesetzten Formeln (6-44) bis (6-47) kann nun mit dem modifizierten Burgers-Modell die Analyse des zeitlichen Deformationsverhaltens der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung erfolgen. Für eine Belastungsdauer $t(x+1)$ können die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verbunddübelverschiebungen $\Delta h_{t(x+1)}$ mithilfe Formel (6-48) berechnet werden. Formel (6-48) integriert dabei, wie beschrieben, die Abhängigkeit der Verbunddübelverschiebungen von der Höhe der aufgetragenen Verbundspannung τ sowie von der Materialdegradation D und damit von der zum Zeitpunkt $t(x)$ vorhanden Verschiebung $\Delta h_{t(x)}$.

⁵⁴⁹ Die sich mit zunehmender Belastungsdauer reduzierende zeitliche Verschiebungszunahme der Verbunddübel wird nur ersichtlich, wenn Effekte der Materialdegradation ausgeschlossen werden können. Für geringe dauerhafte Beanspruchungen ist dies näherungsweise der Fall, sodass sich dort eine sinkende Kriechrate mit zunehmender Belastungsdauer zeigt. Mit zunehmender Belastung kommt es auch zunehmend zur Materialdegradation (Reduktion der Verbundsteifigkeit $E_p(D)$), was den Effekt der mit fortschreitender Versuchsdauer nichtlinear steigenden Viskosität der Verbunddübel überlagert.

$$\Delta h_{t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \varepsilon_{t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) h_{ef} \quad (6-48)$$

Die Gesamtdeformation $\varepsilon_{t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1))$ des modifizierten Burgers-Modells entspricht dabei der Summe aus der elastisch-plastischen $\varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)})$, der verzögert elastisch-plastischen $\varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1))$ und der viskosen Deformation $\varepsilon_{v,t(x+1)}(t(x+1))$, Formel (6-49).

$$\varepsilon_{t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}) + \varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) + \varepsilon_{v,t(x+1)}(t(x+1)) \quad (6-49)$$

Die elastisch-plastische Deformation $\varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)})$ entspricht dem Quotienten aus der wirkenden Verbundspannung τ und dem Deformationsmodul G^D , Formel (6-50)

$$\varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}) = \frac{\tau}{G^D} \quad (6-50)$$

Mit Formel (6-45) ergibt sich:

$$\varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}) = \frac{\tau}{G^P[1-D_{t(x+1)}]} \quad (6-51)$$

Sowie unter Verwendung von Formel (6-44) und (6-46):

$$\varepsilon_{e-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}) = \frac{\tau}{c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4[1 - c_7\Delta h_{t(x)}^{c_8}]} \quad (6-52)$$

Die verzögert elastisch-plastische Deformation $\varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1))$ berechnet sich nach Formel (6-53).

$$\varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \frac{\tau}{G^D} \left(1 - e^{-\frac{G^D}{\eta} t(x+1)} \right) \quad (6-53)$$

Durch Einsetzen der Formeln (6-44) bis (6-46) in Formel (6-53) erhält man:

$$\varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \frac{\tau}{c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4[1 - c_7\Delta h_{t(x)}^{c_8}]} \left(1 - e^{-\frac{c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4[1 - c_7\Delta h_{t(x)}^{c_8}]}{\eta} t(x+1)} \right) \quad (6-54)$$

Berücksichtigt man ferner die nach Formel (6-47) ermittelte Viskosität zum Zeitpunkt $t(x+1)$ ergibt sich Formel (6-55).

$$\varepsilon_{ve-p,t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \frac{\tau}{c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4[1 - c_7\Delta h_{t(x)}^{c_8}]} \left(1 - e^{-\frac{c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4[1 - c_7\Delta h_{t(x)}^{c_8}]}{c_5 t(x+1)^{c_6}} t(x+1)} \right) \quad (6-55)$$

Die Berechnung der viskosen Deformation $\varepsilon_{v,t(x+1)}(t(x+1))$ erfolgt nach Formel (6-56).

$$\varepsilon_{v,t(x+1)}(t(x+1)) = \frac{\tau}{\eta} t(x+1) \quad (6-56)$$

Mit der nach Formel (6-47) zum Zeitpunkt $t(x+1)$ ermittelten Viskosität η ergibt sich Formel (6-57).

$$\varepsilon_{v,t(x+1)}(t(x+1)) = \frac{\tau}{c_5 t(x+1)^{c_6}} t(x+1) \quad (6-57)$$

Die mit dem modifizierten Burgers-Modells für eine Belastungsdauer $t(x+1)$ prognostizierte Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x+1)}$ ergibt sich folglich durch Einsetzen der Formeln (6-52), (6-55) sowie (6-57) in Formel (6-48)

$$\Delta h_{t(x+1)}(\tau, \Delta h_{t(x)}, t(x+1)) = \left[\frac{\tau}{c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4 [1 - c_7 \Delta h_{t(x)}]^{c_8}} + \frac{\tau}{c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4 [1 - c_7 \Delta h_{t(x)}]^{c_8}} \left(1 - e^{-\frac{c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4 [1 - c_7 \Delta h_{t(x)}]^{c_8}}{c_5 t(x+1)^{c_6}} t(x+1)} \right) + \frac{\tau}{c_5 t(x+1)^{c_6}} t(x+1) \right] h_{ef} \quad (6-58)$$

Mithilfe von Formel (6-58) kann somit für jede beliebige Belastungsdauer $t(x+1)$ die resultierende Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x+1)}$ ermittelt werden. Dies erlaubt es, das Kriechverhalten der Verbunddübel bis zu deren Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung zu prognostizieren. Im folgenden Kapitel (6.4) soll nun dargestellt werden, wie präzise die Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel mit dem modifizierten Burgers-Modell ist. Dazu erfolgt ein Vergleich des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverhaltens mit dem in Dauerstandversuchen ermittelten realen Kriechverhalten der Verbunddübel VE und EP.

6.4 Vergleich des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverhaltens mit dem Ergebnis der Dauerstandversuche

Das Ziel des modifizierten Burgers-Modells ist es, das Kriechen der Verbunddübel für deren gesamte Nutzungsphase sowie deren Versagenszeitpunkt unter Dauerlast, also die Lebensdauer der Verbunddübel, möglichst präzise vorausszusagen. Durch vergleichende Untersuchungen zwischen den mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten und dem versuchstechnisch in Dauerstandversuchen ermittelten Kriechverhalten der Verbunddübel VE und EP soll die Präzision der Modellprognosen ermittelt werden. Eine versuchstechnische Ermittlung des Deformations- bzw. Tragverhaltens der Verbunddübel während deren gesamter Nutzungsphase (i.d.R. 50 a) ist aus ökonomischer Sicht nicht durchführbar.

Um dennoch belastbare Aussagen zum Langzeittragverhalten der Verbunddübel treffen zu können, dienten in dieser Arbeit Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen mit einer Dauer von bis zu $t = 30.000$ h (ca. 3,5 a). Um den Einfluss des Belastungsgrades zu erfassen, wurden Versuche zum Langzeitkriechen mit unterschiedlichen Verbundspannungen τ berücksichtigt⁵⁵⁰. Die Versuche zum Langzeitkriechen wurden, bis auf wenige Ausnahmen,

ohne Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung ausgeführt.

Um neben dem Bereich der Dauerstandfestigkeit auch das Tragverhalten der Verbunddübel im Versagensbereich unter dauerhafter Lasteinwirkung zu untersuchen, dienten Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen bei sehr hohen Verbundspannungen τ^{551} . Durch eine Variation der Höhe der Verbundspannung konnten die Versagenszeitpunkte der Verbunddübel gezielt variiert werden. Dies ermöglicht es, die Genauigkeit des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeitpunktes zu quantifizieren.

6.4.1 System VE

Bild 6-73 stellt die mittlere zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen Δh der Verbunddübel VE in den Versuchen zum Langzeitkriechen bei konstanten Verbundspannungen von $\tau = 6,8$ MPa; 9,4 MPa sowie 10,0 MPa den für die jeweiligen Verbundspannungen mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verschiebungsverläufen gegenüber. Bild 6-74 zeigt Gleiches für Verbundspannungen von $\tau = 11,6$ MPa; 14,5 MPa sowie 16,5 MPa. Dargestellt sind jeweils die aus mehreren Einzelversuchen zum Langzeitkriechen ermittelten mittleren Verschiebungsverläufe (blaue Linien), im Vergleich zu den Modellprognosen (gestrichelte grüne Linien). Gezeigt wird der Zeitbereich ab einer Ver-

⁵⁵⁰ Eine umfassende Darstellung der Versuchsdatenbasis zum Langzeitkriechen kann Abschnitt 5.1.5 entnommen werden.

⁵⁵¹ Eine umfassende Darstellung der Versuchsdatenbasis zum Kurzzeitkriechen kann Abschnitt 5.1.6 entnommen werden.

suchsdauer von 100 h. Das Weglassen des Versuchsbeginns (< 100 h) ermöglicht es, den für die Prognose des Tragverhaltens der Verbunddübel für deren gesamte Nutzungsphase interessanten Zeitbereich langer Versuchszeiten genauer darzustellen.

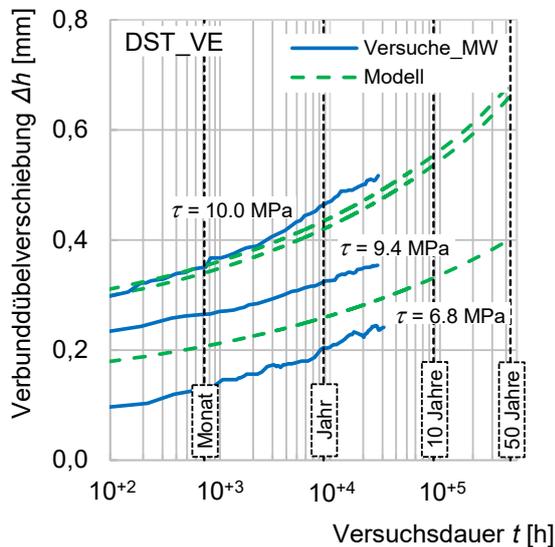


Bild 6-73: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 6,8$ MPa; 9,4 MPa bzw. 10,0 MPa (blaue Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die jeweiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

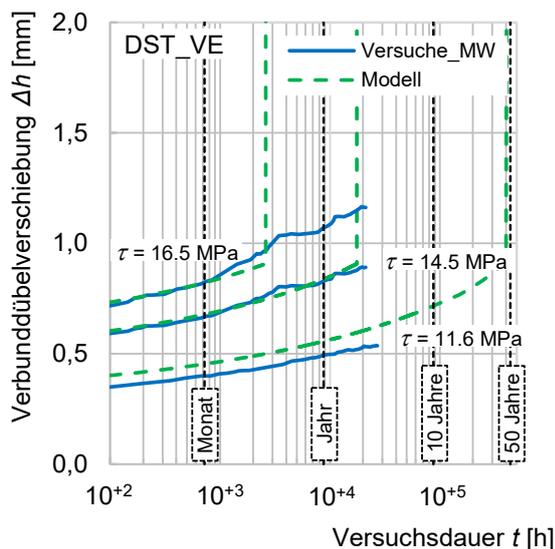


Bild 6-74: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 11,6$ MPa; 14,5 MPa bzw. 16,5 MPa (blaue Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die jeweiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

6.4.1.1 Prognose des Kriechverhaltens im Zeitbereich bis 100 h

Die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verschiebungsverläufe im Zeitbereich bis $t = 100$ h beschreiben das versuchstechnisch nachgewiesene Tragverhalten der Verbunddübel lediglich unzureichend genau, siehe exemplarisch Bild 6-75 für den Verbunddübel VE mit einer konstanten Verbundspannung von $\tau = 14,5$ MPa. Diese Ungenauigkeit für kleine Belastungsdauern stellt einen Kompromiss dar, um eine möglichst hohe Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modells für sehr lange Belastungsdauern zu erreichen.

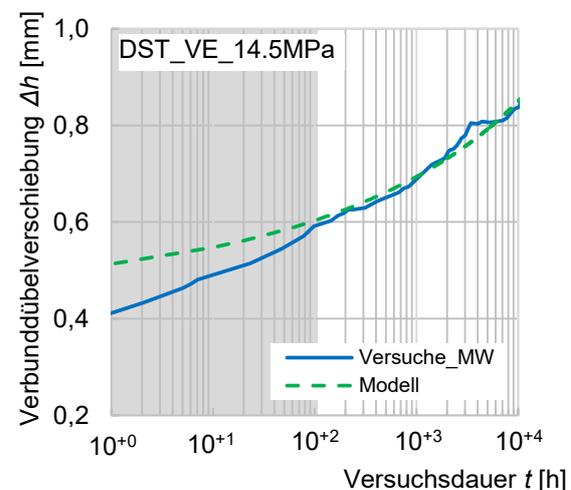


Bild 6-75: Geringe Genauigkeit der Modellprognose (gestrichelte grüne Linie) im Vergleich zum versuchstechnisch ermittelten Dauerstandverhalten der Verbunddübel (blaue Linie) bis zu einer Belastungsdauer von $t = 100$ h (grauer Bereich), exemplarisch dargestellt am Verbunddübel VE mit einer konstanten Verbundspannung $\tau = 14,5$ MPa

Der Grund für die mangelnde Genauigkeit der Modellprognose im Vergleich zum versuchstechnisch ermittelten Verschiebungsverhalten für Belastungsdauern bis $t = 100$ h liegt in der Art, wie die zeitvariante Viskosität η als Eingangsparameter für das rheologische Modell bestimmt wird. So erfolgt deren Berechnung auf der Basis der Verschiebungsverläufe der Verbunddübel in Dauerstandversuchen innerhalb eines Zeitbereichs zwischen 100 h und 1.000 h. Der Zeitbereich kleiner 100 h fand bewusst keine Berücksichtigung, um die verzögert elastischen Deformationsanteile aus der Berechnung der zeitvarianten Viskosität η sicher auszuschließen. Dies wirkt sich positiv auf die Prognose des Langzeitkriechens der Verbunddübel aus. Im Umkehrschluss ist das modifizierte Burgers-Modell somit nicht für die Prognose des Kriechens der Verbunddübel

innerhalb der ersten 10^2 h anwendbar. Da das Modell darauf abzielt, das Tragverhalten der Verbunddübel für deren gesamte Nutzungsphase, also für sehr lange Zeiten, vorausszusagen, stellt sich dies jedoch nicht als signifikanter Nachteil dar.

6.4.1.2 Prognose des Kriechverhaltens unter Variation der Verbundspannung

Bild 6-73 und Bild 6-74 verdeutlichen, dass das mit dem modifizierten Burgers-Modell vorausgesagte zeitliche Verschiebungsverhalten der Verbunddübel VE vergleichbar zu dem in den Versuchen zum Langzeitkriechen bestimmten Verhalten ist. So steigen die Verbunddübelverschiebungen mit zunehmender Belastungsdauer kontinuierlich an. Mit zunehmender aufgebrachter Verbundspannung kommt es dabei sowohl bei den Versuchen, als auch bei der Modellprognose einerseits zu einem überproportionalen Anstieg der Verschiebung der Verbunddübel zu Versuchsbeginn (nicht dargestellt) und andererseits zu einer immer stärker ausgeprägten zeitlichen Verschiebungszunahme (also einer steigenden Verschiebungsrate).

Die in Bild 6-73 dargestellten Abweichungen der Modellprognosen von den mittleren Kriechkurven der Dauerstandversuche bei Verbundspannungen von $\tau = 6,8$ MPa und $\tau = 9,4$ MPa liegen noch innerhalb der für die Verbunddübel üblichen Versuchsstreuung der Einzelversuche und ist somit nicht signifikant. Bild 6-76 stellt dies exemplarisch für den Verbunddübel VE bei einer Verbundspannung von $\tau = 9,4$ MPa dar.

Für die Versuche zum Langzeitkriechen der Verbunddübel VE bei Verbundspannungen von $\tau = 10,0$ MPa (Bild 6-73) und $\tau = 11,6$ MPa bis $\tau = 16,5$ MPa (Bild 6-74) liefert das modifizierte Burgers-Modell eine exakte Prognose des zeitlichen Verschiebungsverhaltens. Sowohl die Höhe der Verschiebung nach der Lastaufbringung (nicht dargestellt) als auch die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen unter der dauerhaften Lasteinwirkung werden dabei mit dem Modell richtig prognostiziert.

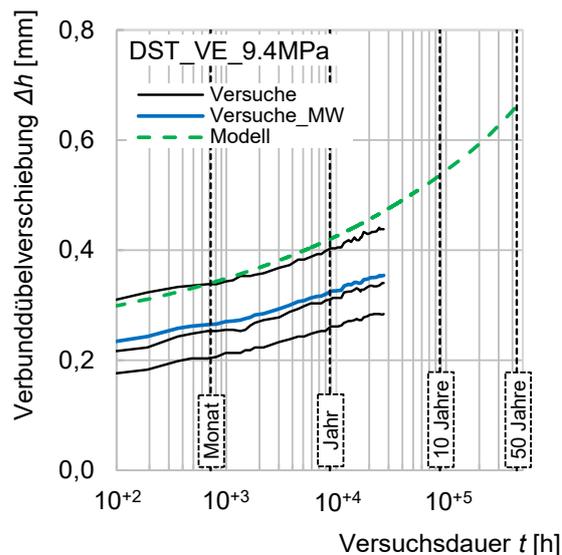


Bild 6-76: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 9,4$ MPa (schwarze Linien = Einzelversuche; blaue Linie = aus den Einzelversuchen bestimmter mittlerer Verschiebungsverlauf) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter Verschiebungsverlauf

Für die übliche geplante Lebensdauer der Verbunddübel von 50 Jahren prognostiziert das modifizierte Burgers-Modell bis zu einer Verbundspannung von $\tau = 10,0$ MPa Funktionalität. Das heißt, bis zu dieser Verbundspannung tritt laut der Modellprognose innerhalb von 50 Jahren kein Versagen auf. Auch die Versuche zum Langzeitkriechen weisen für diesen Verbundspannungsbereich weder Versagen auf, noch lässt sich ein nahendes Versagen, z.B. durch das Auftreten einer mit fortschreitender Versuchsdauer zunehmenden Verschiebungsrate (beginnendes tertiäres Kriechen) erkennen.

Für eine dauerhafte Verbundspannung von $\tau = 11,6$ MPa prognostiziert das modifizierte Burgers-Modell ein Versagen unmittelbar vor dem Erreichen der geplanten Lebensdauer von 50 Jahren, Bild 6-74. Mit weiterhin steigender dauerhafter Verbundspannung reduziert sich die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel kontinuierlich. So wird ein Versagen unter der Wirkung einer dauerhaften Verbundspannung von $\tau = 14,5$ MPa bereits nach $t_{fail} \approx 17.500$ h (rd. 2,00 a) vorausgesagt Bild 6-74. Tatsächlich wiesen die Verbunddübel VE im Versuch bei dieser Verbundspannung jedoch bis zu einer Belastungsdauer von 21.170 h (rd. 2,42 a) noch kein Versagen auf, Bild 6-74. Unter der Wirkung einer dauerhaf-

ten Verbundspannung von $\tau = 16,5$ MPa prognostiziert das Modell einen Versagenszeitpunkt von $t_{fail} \approx 2.600$ h (0,30 a), Bild 6-74. Bei den Versuchen zum Langzeitkriechen unter dieser Verbundspannung trat das Versagen eines ersten Einzelversuchs in einem vergleichbaren Zeitraum ($t_{fail} \approx 2.500$ h) auf, Bild 5-15, Seite 76. Die übrigen Versuche unter dieser Verbundspannung liefen jedoch bis zu einer Belastungsdauer von 21.170 h (rd. 2,42 a) ohne Versagen, Bild 6-74⁵⁵².

Das modifizierte Burgers-Modell liefert demnach für den Verbunddübel VE bis zu einer Verbundspannung von $\tau = 16,5$ MPa eine konservative Versagens- und damit Lebensdauerprognose.

6.4.1.3 Prognose des Kriechverhaltens bis zum Kriechversagen sowie des Versagenszeitpunktes

Zur Quantifizierung der Präzision des modifizierten Burgers-Modells hinsichtlich der Prognose eines Kriechens der Verbunddübel bis zu deren Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung sowie insbesondere der Prognose des Versagenszeitpunktes t_{fail} erfolgt anschließend der Vergleich der Modellprognosen mit den Versuchen zum Kurzzeitkriechen unter hohen Dauerlasten.

Da die Versuche zum Kurzzeitkriechen, in Abhängigkeit von der Höhe der aufgebracht dauerhaften Verbundspannung τ teilweise bereits nach wenigen Stunden versagten, ist in den folgenden Bildern auch der Zeitbereich $t < 100$ h dargestellt. Außerdem sind in den Bildern statt der mittleren Verschiebungsverläufe die durchgeführten Einzelversuche (schwarze Linien) angegeben, um den Zeitpunkt des Versagens unter dauerhafter Lasteinwirkung exakt darstellen zu können.

Bild 6-77 bis Bild 6-81 stellen die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen Δh der Verbunddübel VE in den Einzelversuchen zum Kurzzeitkriechen bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 18,4 MPa und 23,8 MPa den mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verschiebungsverläufen gegenüber. Es wird deutlich, dass das modifizierte Burgers-Modell in der Lage ist, das

zeitliche Verschiebungsverhalten der Verbunddübel VE unter der Einwirkung hoher Verbundspannungen τ zu prognostizieren. Dabei liegen die mit dem Modell prognostizierten Verschiebungsverläufe entweder im Streubereich der Einzelversuche auf dem betrachteten Verbundspannungsniveau (Bild 6-78) oder das Modell prognostiziert im Vergleich zur Versuchsdatenbasis leicht erhöhte Verschiebungen (z.B. Bild 6-77), es liefert demnach eine konservative Prognose.

Auch hinsichtlich der Prognose des Versagenszeitpunktes erweist sich das modifizierte Burgers-Modell für den Verbunddübel VE als leicht konservativ. So liegen die prognostizierten Versagenszeitpunkte entweder genau im versuchstechnisch ermittelten Versagenszeitraum (Bild 6-78) oder es werden kleinere Versagenszeitpunkte vorausgesagt (z.B. Bild 6-77). Dies ist für den gesamten untersuchten Verbundspannungsbereich zutreffend.

Das Modell ist demnach in der Lage, das Versagen der Verbunddübel VE bei vergleichsweise geringen Verbundspannungen und demzufolge nach langen Versuchsdauern (Versuche zum Langzeitkriechen, Bild 6-74, $\tau = 14,5$ MPa bzw. $\tau = 16,5$ MPa) auf der sicheren Seite liegend vorauszusagen.

Zugleich liefert es aber auch eine zufriedenstellende Prognose des Versagenszeitpunktes für hohe bis sehr hohe Verbundspannungen und das damit einhergehende Versagen nach wenigen Tagen (Bild 6-77, Bild 6-78) bzw. Stunden (Bild 6-79, Bild 6-80). Für die Versuche mit einer Verbundspannung τ zwischen 21,8 MPa und 23,8 MPa prognostiziert das modifizierte Burgers-Modell sofortiges Versagen während auch die Versuche ein Versagen nach wenigen Minuten bis Stunden aufwiesen, Bild 6-81.

⁵⁵² Für den im Bild 6-74 dargestellten mittleren Verschiebungsverlauf bei einer Verbundspannung von $\tau = 16,5$ MPa wurden lediglich die zwei Einzelversuche ohne Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung berücksichtigt.

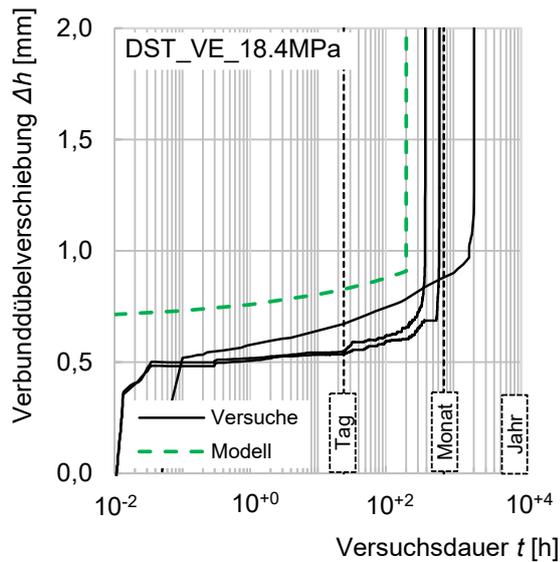


Bild 6-77: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 18,4$ MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)

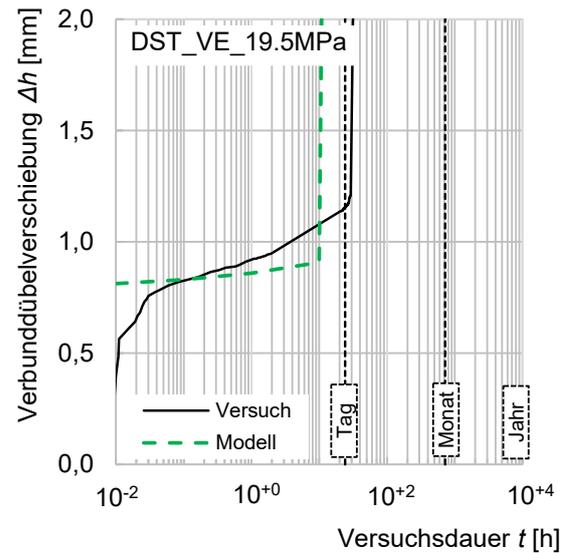


Bild 6-79: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 19,5$ MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)

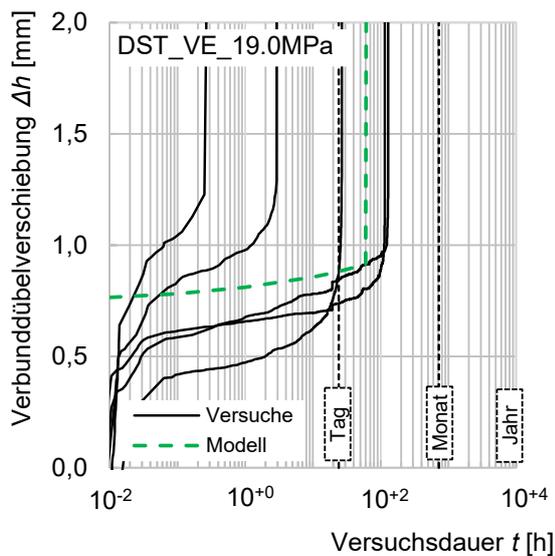


Bild 6-78: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 19,0$ MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)

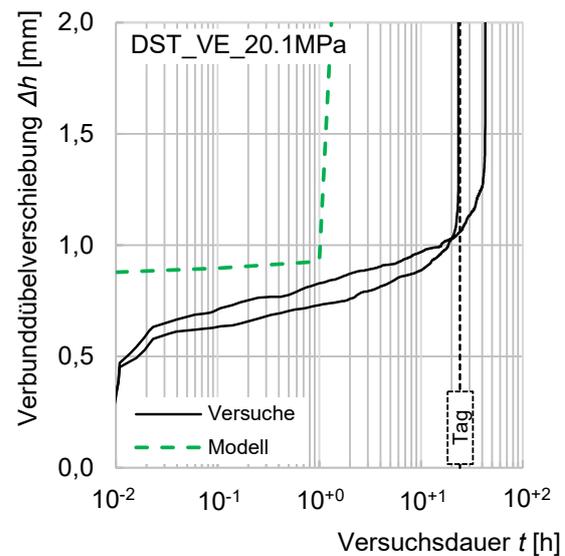


Bild 6-80: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 20,1$ MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)

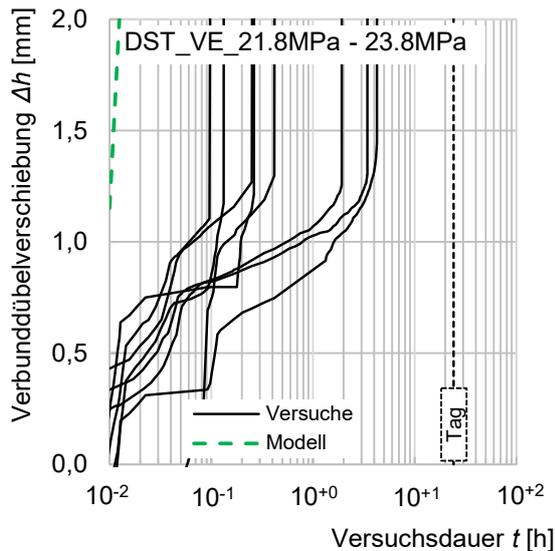


Bild 6-81: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels VE im Dauerstandversuch bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 21,8 MPa und 23,8 MPa (schwarze Linien) sowie der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverlauf bei $\tau = 21,8$ MPa (gestrichelte grüne Linie)

Eine grafische Gegenüberstellung der messtechnisch erfassten sowie der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeitpunkte findet sich in Bild 6-82. Zu sehen sind die bereits in Bild 5-38 (S. 86) dargestellten messtechnisch erfassten mittleren verbundspannungsvarianten Versagenszeitpunkte (blaue Rauten) sowie die zu den jeweiligen Verbundspannungen zugehörigen Modellprognosen (grüne Punkte).

Bild 6-82 verdeutlicht, dass das modifizierte Burgers-Modell die zu erwartenden Zeitdauern bis zum Versagen der Verbunddübel VE t_{fail} in Abhängigkeit der aufgetragenen Verbundspannung τ leicht konservativ (auf der sicheren Seite liegend) prognostiziert. Insbesondere im Bereich sehr hoher Verbundspannungen und folglich kurzer Zeiten bis zum Versagen der Verbunddübel sagt das modifizierte Burgers-Modell geringere Versagenszeitpunkte voraus, als in den Versuchen ermittelt wurden. Der Grund für diese Abweichung liegt in der bereits beschriebenen Art und Weise der Bestimmung der zeitvarianten Viskosität η als Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell⁵⁵³.

⁵⁵³ Berechnung auf der Basis der Verschiebungsverläufe der Verbunddübel in Dauerstandversuchen innerhalb eines Zeitbereichs zwischen 100 h und 1.000 h.

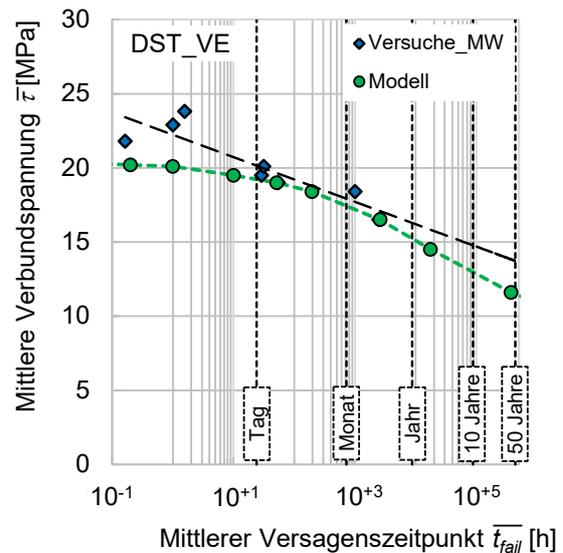


Bild 6-82: Mittlere Zeitdauer bis zum Versagen des Verbunddübels VE in Abhängigkeit von der mittleren aufgetragenen dauerhaften Verbundspannung; blaue rautenförmige Symbole stellen die aus den Dauerstandversuchen ermittelten Versagenszeitpunkte dar, grüne runde Symbole stehen für die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeiten

Für die versuchstechnisch ermittelten Versagenszeitpunkte mit $t_{fail} > 100$ h erreicht das modifizierte Burgers-Modell eine zufriedenstellende Prognosegenauigkeit, Bild 6-82.

Für sehr lange Zeiten bis zum Versagen der Verbunddübel VE unter dauerhafter Lasteinwirkung stellt Bild 6-82 die auf der Basis der versuchstechnisch ermittelten Versagenszeitpunkte mittels Extrapolation (natürliche Logarithmusfunktion) ermittelte voraussichtliche Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung dar (gestrichelte schwarze Linie). Diese Art der Extrapolation wird in der Fachliteratur⁵⁵⁴ häufig eingesetzt, um die residuale Verbundfestigkeit der Verbunddübel beim Erreichen ihrer geplanten Lebensdauer (hier 50 Jahre) abzuschätzen.

Die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung (gestrichelte grüne Linie) liegt für diesen baupraktisch relevanten Bereich wiederum auf der sicheren Seite, die Versagenszeitpunkte liegen für vergleichbare Verbundspannungen stets leicht vor den in den Dauerstandversuchen tatsächlich gemessenen Belastungsdauern bis zum Kriechversagen der Verbunddübel VE. Verglichen mit der auf den in den Dauerstandversuchen ermittelten Versa-

⁵⁵⁴ Cook et al. (2009), S.62 f; El Menoufy (2010), S23; Davis (2012), S.103 und Cook et al. (2013), S27

genszeitpunkten basierenden Extrapolation findet also eine konservative Prognose der zu erwartenden Lebensdauer der Verbunddübel VE für eine gegebene Verbundspannung statt. Beispielhaft wurden dafür in Bild 6-82 die zu den Dauerstandversuchen zum Langzeitkriechen zugehörigen Modellprognosen bei Verbundspannungen von $\tau = 16,5$ MPa, $14,5$ MPa sowie $11,6$ MPa (vgl. Bild 6-74) angegeben.

6.4.2 System EP

6.4.2.1 Prognose des Kriechverhaltens unter Variation der Verbundspannung

Bild 6-83 stellt die mittlere zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh der Verbunddübel EP in den Versuchen zum Langzeitkriechen bei konstanten Verbundspannungen von $\tau = 11,4$ MPa; $19,0$ MPa sowie $22,0$ MPa den für die jeweiligen Verbundspannungen mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verschiebungsverläufen gegenüber. Dargestellt sind jeweils die aus mehreren Einzelversuchen zum Langzeitkriechen ermittelten mittleren Verschiebungsverläufe (rote Linien) im Vergleich zu den Modellprognosen (gestrichelte grüne Linien). Wie schon bei der Darstellung der Ergebnisse des Verbunddübels VE ist der Zeitbereich ab einer Versuchsdauer von $t = 100$ h dargestellt, um den Bereich langer Versuchszeiten genauer darzustellen.

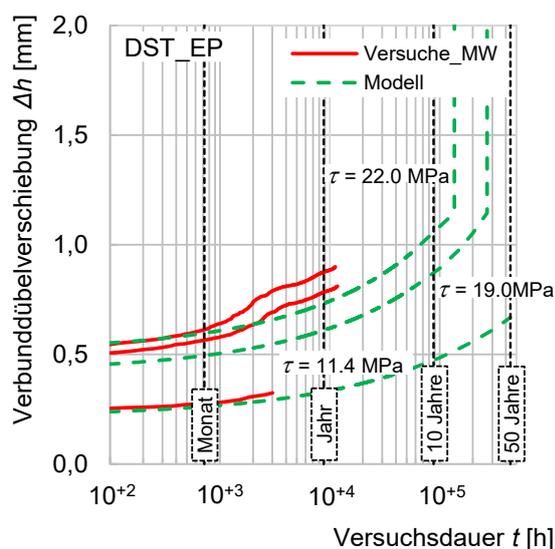


Bild 6-83: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 11,4$ MPa; $19,0$ MPa bzw. $22,0$ MPa (rote Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die je-

weiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

Bild 6-84 zeigt die vergleichende Darstellung der Versuche zum Langzeitkriechen bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa mit der zugehörigen Modellprognose. Da es bei einem Teil der Versuche bereits zu einem Versagen unter der dauerhaften Beanspruchung kam, sind die Einzelversuche (Bild 6-84, schwarze Linien) dargestellt. Der berechnete mittlere Verschiebungsverlauf wurde auf der Basis der beiden Versuche ohne Versagen berechnet.

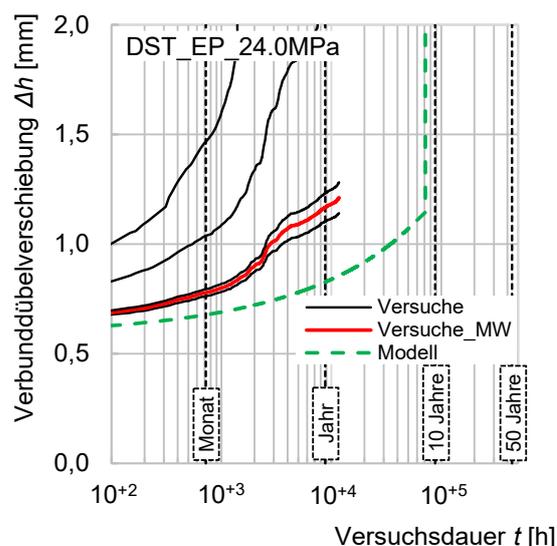


Bild 6-84: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 24,0$ MPa (Einzelversuche: schwarze Linien; mittlerer Verlauf: rote Linie) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)⁵⁵⁵

Wie schon beim Verbunddübel VE ist das mit dem modifizierten Burgers-Modell vorausgesagte zeitliche Verschiebungsverhalten der Verbunddübel EP mit dem in den Versuchen zum Langzeitkriechen bestimmten Verhalten vergleichbar, Bild 6-83, Bild 6-84. Mit steigender Belastungsdauer t steigen die Verbunddübelverschiebungen Δh stetig an. Mit zunehmender Verbundspannung τ steigen die initialen Verschiebungen der Verbunddübel ($t = 0$ h) sowie die zeitliche Verschiebungsrate überproportional.

Für die in Bild 6-83 dargestellten Versuche zum Langzeitkriechen bei einer Verbundspannung von $\tau = 11,4$ MPa liefert das modifizierte

⁵⁵⁵ Für die Darstellung des mittleren Verschiebungsverlaufs wurden lediglich die zwei Einzelversuche ohne Versagen unter dauerhafter Lasteinwirkung berücksichtigt.

Burgers-Modell eine exakte Prognose des zeitlichen Verschiebungsverlaufes. Für die Versuche bei Verbundspannungen von $\tau = 19,0$ MPa bis 24,0 MPa ist das modifizierte Burgers-Modell in der Lage, die initiale Verbunddübelverschiebung nach der Lastaufbringung exakt zu prognostizieren (nicht dargestellt). Mit fortschreitender Versuchsdauer weichen die mit dem Modell prognostizierten Verschiebungsverläufe jedoch von den versuchstechnisch ermittelten Kurven ab, Bild 6-83 und Bild 6-84.

Auffällig ist dabei, dass es im Zeitbereich zwischen rd. 1.000 h und 4.000 h zu einer progressiven Verschiebungszunahme in den Versuchen zum Langzeitkriechen kam, welche von dem modifizierten Burgers-Modell nicht abgebildet wird. Die Ursache für dieses temporäre progressive Kriechen konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht abschließend geklärt werden⁵⁵⁶. Denkbar ist jedoch z.B. ein temporärer Ausfall der Klimatisierung mit der Folge steigender Temperaturen in der Prüfkammer, welche ihrerseits ein progressives Kriechen bedingen. Dafür spricht bspw., dass das Kriechen aller Proben (Proben bei Verbundspannungen von $\tau = 19,0$ MPa als auch bei 22,0 MPa und 24,0 MPa), welche in derselben Klimakammer lagerten, in dem Zeitbereich zwischen rd. 1.000 h und 4.000 h progressiv anstieg. Demgegenüber zeigten Proben, welche zu einem anderen Zeitpunkt in einer anderen Klimakammer geprüft wurden (Versuche bei einer Verbundspannung von $\tau = 11,4$ MPa (Bild 6-83), oder auch die Versuche zum Kurzzeitkriechen), kein solches temporäres Kriechen.

Nach rd. 4.000 h kommt es bei den Versuchen zum Langzeitkriechen zu einer Stabilisierung, das progressive Kriechen endet, Bild 6-83 und Bild 6-84. Der nun folgende Verschiebungsverlauf der Verbunddübel EP entspricht, abgesehen vom durch das temporäre progressive Kriechen verursachten höheren Betrag der Verschiebungen in den Versuchen, wiederum dem mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verhalten. So weisen sowohl die Versuche als auch das modifizierte Burgers-Modell in Abhängigkeit der aufgetragenen Verbundspannung τ für Belastungszeiten

$t > 4.000$ h eine vergleichbare Kriechrate (Verschiebungszunahme pro Zeiteinheit) auf.

Für die übliche geplante Lebensdauer der Verbunddübel von 50 Jahren prognostiziert das modifizierte Burgers-Modell bei einer Verbundspannung von $\tau = 11,4$ MPa Funktionalität. Auch die Versuche weisen für diese Verbundspannung keine Anzeichen für ein nahendes Versagen auf, Bild 6-83. Wie schon beim Verbunddübel VE reduziert sich mit weiterhin steigender dauerhafter Verbundspannung erwartungsgemäß die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel kontinuierlich. So prognostiziert das modifizierte Burgers-Modell für eine dauerhafte Verbundspannung von $\tau = 19,0$ MPa ein Versagen nach $t_{fail} \approx 268.000$ h (rd. 30,5 a) und für eine Verbundspannung von $\tau = 22,0$ MPa ein Versagen nach $t_{fail} \approx 136.000$ h (rd. 15,5 a), Bild 6-74. In den Versuchen zum Langzeitkriechen bei diesen beiden Verbundspannungen trat bis zu einer Belastungsdauer von rd. 12.000 h⁵⁵⁷ ebenfalls kein Versagen auf. Die mit dem Modell prognostizierte Zeitdauer bis zum Versagen unter dauerhafter Beanspruchung bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa beträgt $t_{fail} \approx 72.000$ h (rd. 8,2 a). In den Versuchen versagte dagegen ein Teil der Verbunddübel bereits zu einem früheren Zeitpunkt. So kam es zum Versagen eines Verbunddübels EP nach 1.390 h sowie eines weiteren nach 7.460 h⁵⁵⁸. Die verbleibenden Verbunddübel EP wiesen dagegen bis zu einer Belastungsdauer von rd. 12.000 h⁵⁵⁹ kein Versagen auf.

Hinsichtlich des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeitpunktes unter dauerhafter Lasteinwirkung t_{fail} kann mit den Dauerstandversuchen zum Langzeitkriechen lediglich eine erste Abschätzung erfolgen, da bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa lediglich ein Teil der Verbunddübel versagte, während ein anderer Teil kein

⁵⁵⁶ Die Versuche zum Langzeitkriechen wurden bei externen Firmen durchgeführt, sodass die Analyse des temporären progressiven Kriechverhaltens dieser Versuche nicht möglich war. Tiefergehende Untersuchungen zu dieser Thematik sind jedoch in weiterführenden Arbeiten angedacht, siehe Kapitel 8 „Ausblick und weiterführende Untersuchungen“.

⁵⁵⁷ Die 12.000 h entsprechen dem in dieser Arbeit dargestellten maximalen Messzeitraum. Die Versuche wurden jedoch während / nach der Verfassung dieser Arbeit weitergeführt. Auch in diesem Zeitraum ($t > 12.000$ h) trat kein Versagen unter der dauerhaften Beanspruchung auf.

⁵⁵⁸ Ein weiterer Verbunddübel EP versagte bereits nach 0,5 h. Es ist jedoch anzunehmen dass dies keinen charakteristischen Versuch zur Beschreibung des Kriechens der Verbunddübel EP darstellt. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass der Verbunddübel fehlerhaft (z.B. Luftpfeifechluss) war, was das plötzliche Versagen unmittelbar nach der Lastaufbringung erklärt. Der Einzelversuch wird deshalb nicht in die weitere Auswertung (z.B. die Berechnung eines mittleren Versagenszeitpunktes bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa) einbezogen.

⁵⁵⁹ Siehe Fußnote Nr. 557, S.152

Versagen aufwies. Auch ist unklar, ob das in den Versuchen aufgetretene progressive Kriechen der Verbunddübel zu einem vorzeitigen Versagen des Teils der Verbunddübel führte.

6.4.2.2 Prognose des Kriechverhaltens bis zum Kriechversagen sowie des Versagenszeitpunktes

Um die Güte des modifizierten Burgers-Modells hinsichtlich der Prognose des Versagenszeitpunktes t_{fail} abschließend bewerten zu können, sollen die Versuche zum Kurzzeitkriechen bis zum Versagen unter hohen Verbundspannungen τ herangezogen werden.

Die Versuche zum Kurzzeitkriechen wurden mit Verbundspannungen τ zwischen 28,0 MPa und 31,7 MPa durchgeführt, um gezielt ein Kriechversagen nach unterschiedlichen Belastungsdauern zu erwirken.

In den Versuchen zum Kurzzeitkriechen traten, trotz den im Vergleich zu den Versuchen zum Langzeitkriechen gesteigerten Verbundspannungen τ , signifikant geringere Verschiebungen Δh auf. Bild 6-85 verdeutlicht dies exemplarisch für die Versuche zum Langzeitkriechen bei einer Verbundspannung von $\tau = 24,0$ MPa (rote Linie, vgl. auch Bild 6-84) im Vergleich zu einem Versuch zum Kurzzeitkriechen bei einer Verbundspannung von $\tau = 28,0$ MPa. Die weiteren Versuche zum Kurzzeitkriechen verhielten sich vergleichbar, sie sind in Anhang F dieser Arbeit dargestellt.

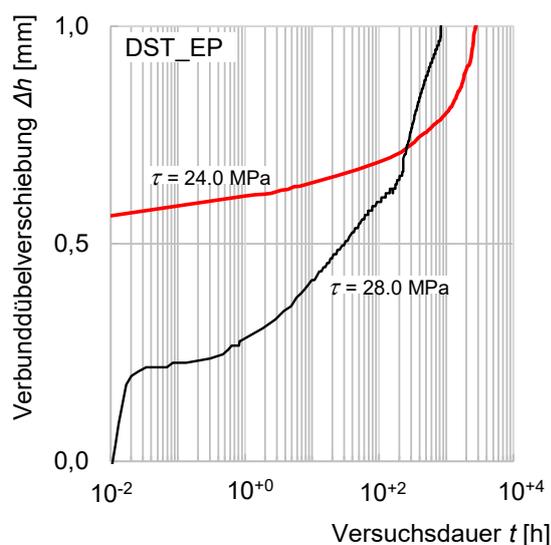


Bild 6-85: Zu geringe Verschiebungen der Verbunddübel EP in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen (exemplarisch $\tau = 28,0$ MPa) im Vergleich zu den Dauerstandversuchen zum Langzeitkriechen (exemplarisch $\tau = 24,0$ MPa)

Die Ursache für dieses Verhalten konnte im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht abschließend geklärt werden⁵⁶⁰. Allerdings ergaben die zu den Versuchen zum Kurzzeitkriechen begleitend durchgeführten Auszugversuche (AZV), vgl. Abschnitt 5.1.2.2 (S. 67f), eine zu den Versuchen zum Langzeitkriechen vergleichbare verbundspannungsvariante Verbundsteifigkeit G^p der Verbunddübel EP. Folglich sollten die Verbunddübelverschiebungen unter den in den Versuchen zum Kurzzeitkriechen wirkenden hohen Verbundspannungen signifikant höher ausfallen, als ermittelt wurde. Es ist demnach davon auszugehen, dass die trotz steigender Verbundspannung reduzierten Verbunddübelverschiebungen nicht materialcharakteristisch sind, sondern lediglich die Messung der initialen Verschiebung während der Lastaufbringung bei den Versuchen zum Kurzzeitkriechen fehlerbehaftet war.

Dafür spricht auch, dass die sonstigen zeitlichen Verschiebungsverläufe der Versuche zum Kurzzeitkriechen ein zu den Versuchen zum Langzeitkriechen vergleichbares Verhalten aufweisen, jedoch auf einem konstant um diese verringerte initiale Verschiebung reduzierten Niveau. So kommt es direkt nach der Lastaufbringung stets zu steigenden Verschiebungswerten mit rückläufiger Verschiebungsrate (primäres Kriechen), anschließend zu einer stetigen Verschiebungszunahme mit annähernd konstanter Rate (sekundäres Kriechen), danach zu einer progressiven Verschiebungszunahme (tertiäres Kriechen), welche letztlich zum Versagen der Verbunddübel führt.

Zusammenfassend kann konstatiert werden, dass die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen durchaus eingesetzt werden können, um die Güte des modifizierten Burgers-Modells hinsichtlich der Prognose des Versagenszeitpunktes t_{fail} der Verbunddübel EP bei einer gegebenen Verbundspannung τ zu bewerten.

Mit steigender Verbundspannung reduziert sich sowohl die in den Versuchen ermittelte als auch die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel EP erwartungsgemäß, Tabelle 6-6. Hinsichtlich des Versagenszeitpunktes t_{fail} bei einer Verbundspannung von $\tau = 28,0$ MPa liefert das modifizierte Burgers-Modell mit $t_{fail} = 3.670$ h einen höheren Wert,

⁵⁶⁰ Die Versuche zum Lang- und Kurzzeitkriechen wurden nicht im eigenen, sondern in externen Labors durchgeführt.

als versuchstechnisch nachgewiesen wurde ($t_{fail} = 1.521$ h), Bild F-. Dabei ist jedoch zu beachten, dass bei dem Versuch zum Kurzzeitkriechen ab einer Versuchsdauer von $t \approx 1.450$ h das Versagen des Verbunddübels EP durch ein schrittweises Erhöhen der Verbundspannung bis auf $\tau \approx 31,0$ MPa erzwungen wurde⁵⁶¹. Der versuchstechnisch ermittelte Versagenszeitpunkt stellt somit eine konservative Annahme des realen Materialverhaltens dar. Das tatsächliche Versagen des Verbunddübels EP bei einer Verbundspannung von $\tau = 28,0$ MPa würde erst zu einem späteren Zeitpunkt t auftreten. Der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Versagenszeitpunkt bezieht sich demgegenüber auf eine konstante Verbundspannung von $\tau = 28,0$ MPa, was den späteren Versagenszeitpunkt nach $t_{fail} = 3.670$ h erklärt.

Tabelle 6-6: Messtechnisch erfasste und mit Modell prognostizierte Versagenszeitpunkte t_{fail} des Verbunddübels EP in Abhängigkeit der dauerhaft wirkenden Verbundspannung τ

Verbundspannung τ [MPa]	eff. Verbundspannung τ_{ef} [%]	Versagenszeitpunkt t_{fail} [h]	
		Versuch	Modell
28,0*	85	1.521*	3.670
29,3*	89	1.461*	1.830
29,4*	89	1.598*	1.690
29,8	90	58	630
29,9	90	0,5	390
30,2	91	2,3	190
30,4	92	0,5	100
30,8	93	2,0	0,5
31,7	96	2,5	0,01

* Versagen durch schrittweises Erhöhen der Verbundspannung (bis ≈ 31 MPa) erzwirkt. Erfasster Versagenszeitpunkt sowie Versagensverschiebung stellen daher konservative Annahmen dar.

Die Versuche bei Verbundspannungen von $\tau = 29,3$ MPa bzw. $\tau = 29,4$ MPa ergaben Versagenszeitpunkte von $t_{fail} \approx 1.550$ h, Tabelle 6-6. Auch bei diesen Versuchen wurde das Versagen der Verbunddübel EP ab einer Ver-

suchsdauer von $t \approx 1.350$ h durch eine schrittweise Steigerung der dauerhaften Verbundspannung bis auf $\tau \approx 31,0$ MPa erzwungen. Die ermittelten Versagenszeitpunkte stellen demnach wiederum eine konservative Annahme des realen Versagensverhaltens des Verbunddübels EP unter dauerhafter Lasteinwirkung dar. Das modifizierte Burgers-Modell prognostiziert für die in Bild F- dargestellten Verbundspannungen von $\tau = 29,3$ MPa bzw. $\tau = 29,4$ MPa ein Versagen nach $t_{fail} = 1.830$ h bzw. $t_{fail} = 1.690$ und entspricht somit dem messtechnisch ermittelten Verhalten. Unter der Berücksichtigung, dass das Versagen in den Dauerstandversuchen durch eine Laststeigerung erreicht wurde, stellt diese Prognose eine konservative Annahme dar.

Mit weiter steigender Verbundspannung reduziert sich sowohl die in den Versuchen ermittelte als auch die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Zeitdauer bis zum Versagen der Verbunddübel EP zusehends. Bild 6-86 stellt vergleichend die in den Versuchen ermittelten sowie die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeitpunkte dar. Dargestellt sind die bereits in Bild 5-39 (S. 86) gezeigten, messtechnisch erfassten mittleren verbundspannungsvarianten Versagenszeitpunkte (rote Rauten) sowie die zu den jeweiligen Verbundspannungen zugehörigen Modellprognosen (grüne Punkte).

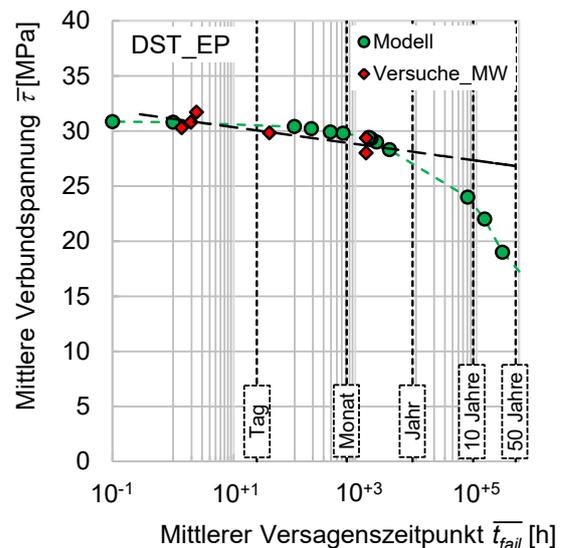


Bild 6-86: Mittlere Zeitdauer bis zum Versagen des Verbunddübels EP in Abhängigkeit von der mittleren aufgebracht dauerhaften Verbundspannung; rote rautenförmige Symbole stellen die aus den Dauerstandversuchen ermittelten Versagenszeitpunkte dar, grüne runde Symbole stehen für die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeiten

⁵⁶¹ Dies geschah aus ökonomischen Gründen. Es war geplant, die Höhe der Verbundspannung in den Dauerstandversuchen so zu wählen, dass ein Versagen innerhalb der ersten 1.000 h erzwirkt wird. Bei den Versuchen die über diesen Zeitraum hinaus kein Versagen aufwiesen wurde das Versagen durch schrittweise Laststeigerung erzwirkt.

Deutlich wird, dass sich für sehr hohe Verbundspannungen und damit kurze Versagenszeiten sowohl bei den Versuchen als auch in der Modellprognose eine lediglich geringe Änderung der Verbundspannung sehr stark auf den Versagenszeitpunkt auswirkt, Bild 6-86.

So führte bspw. eine Änderung der Verbundspannung in den Dauerstandversuchen um $\Delta\tau=1,0$ MPa von 29,4 MPa auf 30,4 MPa zu einer Verkürzung der Lebensdauer (Verlagerung des Versagenszeitpunktes) um rd. 1600 h, Bild 6-86, rote Rauten.

Die Prognose des Versagenszeitpunktes mit dem modifizierten Burgers-Modells stellt dieses hinsichtlich der wirkenden Verbundspannungen sensitive Materialverhalten der Verbunddübel EP ebenfalls dar. Auch hier bewirkt eine lediglich geringe Änderung der wirkenden Verbundspannung eine signifikante Änderung des prognostizierten Versagenszeitpunktes, zu erkennen an der nahezu horizontalen Verbundspannungs/Versagenzeit-Beziehung des Modells in Bild 6-86 (gestrichelte grüne Linie). Während bei einer Verbundspannung von $\tau = 29,8$ MPa noch ein Versagenszeitpunkt von $t_{fail} = 630$ h prognostiziert wird, liegt dieser bei einer Verbundspannung von $\tau = 30,8$ MPa bereits innerhalb der ersten Stunde nach Lastaufbringung, Tabelle 6-6.

Im Bereich sehr hoher Verbundspannungen und folglich kurzer Zeiten bis zum Versagen der Verbunddübel EP entspricht das mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verhalten somit dem versuchstechnisch ermittelten Verhalten.

Für den Bereich sehr großer Versagenszeiten, der für die Bewertung der Verbunddübel hinsichtlich deren Leistungsfähigkeit unter dauerhafter Lasteinwirkung auf einem baupraktisch relevanten Belastungsniveau von Interesse ist, zeigt Bild 6-86 die auf der Basis der versuchstechnisch ermittelten Versagenszeitpunkte mittels Extrapolation (nat. Logarithmusfunktion) bestimmte voraussichtliche Verbundspannungs/Versagenzeit-Beziehung (gestrichelte schwarze Linie). Die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verbundspannungs/Versagenzeit-Beziehung (gestrichelte grüne Linie) liegt für diesen baupraktisch relevanten Bereich auf der sicheren Seite. Beispielhaft wurden dafür in Bild 6-86 die zu den Dauerstandversuchen zum Langzeitkriechen zugehörigen Modellprognosen bei Verbundspannungen von $\tau = 22,0$ MPa, 19,0 MPa so-

wie 11,4 MPa⁵⁶² (vgl. auch Bild 6-83) angegeben. Die Abgabe einer konservativen Prognose des Versagenszeitpunktes im baupraktisch relevanten Belastungsbereich ist von zentraler Bedeutung, um das modifizierte Burgers-Modell als Grundlage zur Lebensdauerprognose der Verbunddübel einsetzen zu können.

6.4.3 Zusammenfassende Beurteilung des Vergleichs des mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverhaltens mit dem Ergebnis der Dauerstandversuche für beide Verbunddübel VE und EP

Die beiden Verbunddübel VE und EP zusammenfassend betrachtet, bietet das modifizierte Burgers-Modell eine Möglichkeit, die Funktionalität der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung zu bewerten. Neben den Verschiebungsverläufen können insbesondere die Zeitpunkte des Versagens unter einer vorgegebenen Dauerlast prognostiziert werden. Im Vergleich zu den in den Versuchen ermittelten Versagenszeitpunkten für die beiden Verbunddübel VE und EP liefert das modifizierte Burgers-Modell dabei im Wesentlichen eine konservative Prognose.

Dies gilt insbesondere für den Lastbereich der Verbunddübel der für den baupraktischen Einsatz (und respektive sehr langer Versagenszeiten) relevant ist. So liegen die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verbundspannungen, die ein Versagen nach einer Belastungsdauer von genau 50 Jahren bewirken, für beide Verbunddübel VE und EP unter den mittels Extrapolation bestimmten Verbundspannungen. Dies ist von Vorteil, wenn das modifizierte Burgers-Modell als Basis für eine neue Art der Lebensdauerprognose der Verbunddübel eingesetzt werden soll.

Wie ein solches, auf dem Modell basierendes Konzept zur Lebensdauerprognose im Einzelnen aussehen könnte, muss Gegenstand weiterer Arbeiten sein⁵⁶³.

⁵⁶² Bei $\tau = 11,4$ MPa war $t_{fail} > 50$ a. Er ist deshalb in Bild 6-86 nicht dargestellt, wurde jedoch in die Berechnung einbezogen, um den Verlauf der Verbundspannungs/Versagenzeit-Beziehung bis zu einer Zeitdauer von 50 a bestimmen zu können.

⁵⁶³ Vgl. Kapitel 8: „Ausblick“

7 Zusammenfassung

Verbunddübel dienen als Anschlusskonstruktion zur nachträglichen Verbindung von Beton- oder Stahlbetonbauteilen bzw. -tragwerken. In diesen Konstruktionen sind sie einer dauerhaften Lasteinwirkung ausgesetzt. Aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften der Verbunddübel weicht deren Tragverhalten unter einer solchen Dauerlast vom Kurzzeittragverhalten ab. Um sicherzustellen, dass die Verbunddübel für den Zeitraum ihrer geplanten Lebensdauer eine ausreichende Dauerhaftigkeit aufweisen, muss dies berücksichtigt werden.

Während das Kurzzeittragverhalten von Verbunddübeln bereits Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten war, ist die Anzahl der Untersuchungen zu deren Langzeittragverhalten stark limitiert. Die vorliegende Arbeit befasst sich daher vornehmlich mit dem Langzeittragverhalten der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung, dem Kriechen.

Die Arbeit beginnt mit einem Überblick über die in der Baupraxis eingesetzten Arten der Verbunddübel sowie deren Herstellungsverfahren. Anschließend erfolgt, im Rahmen einer Literaturrecherche, die Darstellung des grundlegenden Tragverhaltens der Verbunddübel unter kurzzeitiger sowie dauerhafter Lasteinwirkung. Neben Erläuterungen zum Prinzip der Lastweiterleitung von der Ankerstange des Verbunddübels über den Verbundmörtel in den umliegenden Beton befindet sich in diesem Teil der Arbeit eine umfassende Beschreibung der maßgeblichen Einflussfaktoren auf das Kurz- und Langzeittragverhalten.

Ferner gibt die Arbeit einen Überblick über die grundlegenden Möglichkeiten zur rheologischen Beschreibung des Kriechens der Verbunddübel. Diese phänomenologische Beschreibung des Kriechens wird im weiteren Verlauf der Arbeit mit den ursächlichen materialwissenschaftlichen Deformationsprozessen verknüpft. Dazu beinhaltet die Arbeit ein Kapitel, in welchem die intermolekularen deformationserzeugenden Prozesse im Verbundmörtel als Hauptursache für die Viskoelastizität und damit das Kriechen der Verbunddübel erläutert werden.

Anschließend folgt eine Beschreibung der in dieser Arbeit untersuchten Verbunddübel hinsichtlich deren Art und Geometrie, der verwendeten Verbundmörtelprodukte sowie der Herstellungsschritte. Hierbei ist anzumerken,

dass sich die vorliegende Arbeit ausschließlich mit dem Kriechen reaktionsharzgebundener Verbunddübel befasst. Es kamen zwei kommerziell erhältliche Verbundmörtelprodukte zum Einsatz, welche als klassische Vertreter für die derzeit in der Praxis eingesetzten Verbundmörtel gewertet werden können. Verwendet wurden ein mit mineralischen Füllstoffen versetzter Mörtel auf der Basis eines Epoxidharzes sowie ein mit mineralischen Füllstoffen und Portlandzement versetzter Vinylestermörtel, ein sogenanntes Hybridsystem. Der Durchmesser der Ankerstange der Verbunddübel betrug bei beiden Systemen $d = 12 \text{ mm}$, die Verankerungslänge entsprach den Vorgaben der jeweiligen europäische Produktzulassung und bewegte sich im Bereich von $h_{ef} = 4 - 8 d$. Alle Verbunddübel wurden nach Herstellerangaben erstellt.

Das Hauptaugenmerk der vorliegenden Arbeit lag auf der Entwicklung eines rheologischen Modells zur Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel. Das Ziel war es, das rheologische Modell derart zu gestalten, dass es auch in der Praxis, z.B. für die Tragfähigkeitsbemessung oder im Bereich der Lebensdauerbemessung angewendet werden kann. Es sollte also nicht nur einen „ideellen Charakter“ zum Abbilden des Kriechverhaltens der Verbunddübel besitzen, sondern als praktisches Werkzeug dienen können, mit dem deren Kriechverhalten prognostiziert werden kann. Um diese praktische Anwendbarkeit zu erreichen, musste das Modell die im Folgenden zusammenfassend beschriebenen Grundanforderungen (GA) erfüllen.

✧ *GA 1*: Es musste möglich sein, die Eingangsparameter für das rheologische Modell direkt durch Versuche am Verbunddübel ermitteln zu können. Diese Versuche sollten mit einer in Versuchslabors üblichen technischen Ausstattung, innerhalb einer ökonomisch vertretbaren Zeitdauer, reproduzierbar durchführbar sein. So kann eine breite Anwendbarkeit des rheologischen Modells gewährleistet werden. Für das in dieser Arbeit entwickelte rheologische Modell ist dies der Fall. So werden zur Determinierung der Modelleingangsparameter ausschließlich Versuche direkt am Verbunddübel durchgeführt. Das notwendige Versuchsprogramm beschränkt sich auf Auszugversuche, Dauerstandversuche mit konstanter Belastung für eine Zeitdauer von wenigstens

1.000 h sowie Degradationsversuche. Während die Auszug- und die Dauerstandversuche (jedoch mit einer Belastungsdauer von min. rd. 2.000 h) zur Erwirkung einer Produktzulassung unerlässlich sind und daher in üblichen Versuchslabors standardisiert durchgeführt werden, stellen die Degradationsversuche eine für den Bereich der Verbunddübel neue Versuchsart dar. Die Degradationsversuche dienen der Bestimmung der Strukturveränderungen (Materialdegradation) der Verbunddübel bzw. der Verbundmörtel unter einer gegebenen Beanspruchung. Sie sind ebenfalls mit der üblicherweise in Versuchslabors vorhandenen Prüftechnik durchführbar. Eine ausführlichere Beschreibung der Degradationsversuche hinsichtlich deren Ablauf und Auswertung sowie dem aus den Degradationsversuchen ermittelten Degradationsindikator D als Modelleingangsparameter befindet sich in einem gesonderten (späteren) Abschnitt dieser Zusammenfassung.

◇ *GA 2:* Um die praktische Anwendbarkeit des entwickelten rheologischen Modells zu gewährleisten, musste dieses ferner in der Lage sein, die geometrischen Randbedingungen (Durchmesser und Verankerungslänge der Ankerstange) als variable Eingangsparameter zu berücksichtigen. Des Weiteren sollte das Modell so flexibel aufgebaut sein, dass ggf. auch zusätzliche „innere“ Einflussfaktoren (z.B. Schichtdicke des Verbundmörtels) auf das Tragverhalten erfasst werden können. Beide Anforderungen werden durch das entwickelte Modell erfüllt. So weist die mit dem Modell ermittelte Verschiebung der Verbunddübel eine Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung auf. Die Verbundspannung entspricht der an der Mantelfläche des Verbunddübels angreifenden Last und ist damit direkt von der Geometrie der Verbunddübel abhängig. Da die Eingangsparameter für das rheologische Modell direkt an Versuchen am Verbunddübel (Auszugversuche, Dauerstandversuche, Degradationsversuche) bestimmt werden, werden auch alle weiteren inneren Einflussfaktoren erfasst, insofern diese zu einem geänderten Tragverhalten in diesen Versuchen führen, was folglich eine Variation der Größe der Modelleingangsparameter bedingt.

◇ *GA 3:* Das Modell muss in der Lage sein, das Deformationsverhalten der Verbunddübel in Abhängigkeit der aufgetragenen Beanspruchung präzise zu erfassen. Wie beschrieben, wird dies durch die Abhängigkeit der Modelleingangsparameter von der wirkenden

Verbundspannung erreicht. Zusätzlich besteht eine Abhängigkeit einiger Modelleingangsparameter von der mit fortschreitender Belastungsdauer in den Dauerstandversuchen zunehmenden Verschiebung der Verbunddübel. So können die Strukturveränderung der Verbunddübel während des Kriechens unter konstanter Dauerlast und deren damit verbundenes geändertes Tragverhalten beschrieben werden.

◇ *GA 4:* Darüber hinaus sollte die Möglichkeit geboten werden, das Modell zur flexiblen Erfassung weiterer äußerer Einflussfaktoren (z.B. Temperatur) erweitern zu können. Wie bei den inneren Einflussfaktoren wird dieser Anforderung Rechnung getragen, indem die Eingangsparameter für das rheologische Modell direkt an Versuchen am Verbunddübel determiniert werden. Äußere Einflüsse, die sich in diesen Versuchen auf das Tragverhalten auswirken, führen dabei zu einer Variation der Größe der Modelleingangsparameter und so zu einer angepassten Modellprognose.

◇ *GA 5:* Um das rheologische Modell für die Tragfähigkeits- oder Lebensdauerbemessung einsetzen zu können, muss es abschließend in der Lage sein, neben dem Bereich der Dauerstandfestigkeit auch das Versagen unter Dauerlast abzubilden bzw. vorauszusagen. Nur so kann die reale Lebensdauer der Verbunddübel unter gegebenen „inneren“ und „äußeren“ Einflussfaktoren determiniert werden. Um dies zu gewährleisten, wurde in Degradationsversuchen ein Degradationsindikator D als Eingangsparameter für das rheologische Modell bestimmt, welcher die Strukturveränderung der Verbunddübel während des Kriechens unter konstanter Dauerlast erfasst. Die mit der Strukturveränderung verbundene Schädigung der Verbundmörtel und damit das geänderte Tragverhalten der Verbunddübel können so durch das rheologische Modell bis hin zum Versagen unter der Dauerlast beschrieben werden.

Das im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte rheologische Modell basiert hinsichtlich seiner grundlegenden Zusammensetzung auf dem Burgers-Modell, Bild 7-1. Das Burgers-Modell stellt das klassische Modell zur Veranschaulichung linearer Viskoelastizität dar. Zur Beschreibung und Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel war es notwendig, das herkömmliche Burgers-Modell zu modifizieren. Diese Notwendigkeit ergab sich, da die untersuchten Verbunddübel kein lineares, sondern ein ausgeprägt nichtline-

ar viskoelastisches Deformationsverhalten aufweisen. Maßgeblich verantwortlich für diese Nichtlinearität sind die reaktionsharzgebundenen Verbundmörtel. Deren polymerer Aufbau bedingt unter anderem einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen der Art, Dauer und Höhe der Beanspruchung sowie der daraus resultierenden Deformation der Verbunddübel. Um eine realitätsnahe Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel zu ermöglichen, wurde das Burgers-Modell dahingehend modifiziert, dass es die Beanspruchung als nichtlineare Einflussgröße auf das Deformationsverhalten der Verbunddübel berücksichtigt. Die Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell stellen demnach keine Konstanten, sondern nichtlineare Funktionen in Abhängigkeit der Beanspruchung (Höhe, Dauer) bzw. der sich daraus ergebenden Deformation der Verbunddübel dar.

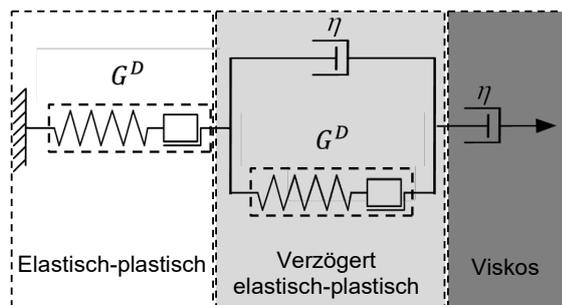


Bild 7-1: Modifiziertes Burgers-Modell zur Prognose des nichtlinear viskoelastischen Deformationsverhaltens der Verbunddübel, bestehend aus einem elastisch-plastischen (links, weiß), einem verzögert elastisch-plastischen (mittig, hellgrau) und einem viskosen (rechts, dunkelgrau) Modellabschnitt

Das in dieser Arbeit entwickelte modifizierte Burgers-Modell setzt sich aus drei Abschnitten zusammen. Diese beschreiben den elastisch-plastischen ε_{el-p} (Bild 7-1, links, weiß), den verzögert elastisch-plastischen ε_{ve-p} (Bild 7-1, mittig, hellgrau) sowie den viskosen Anteil ε_v (Bild 7-1, rechts, dunkelgrau) an der Gesamtdeformation der Verbunddübel unter Lasteinwirkung. Die drei Modellabschnitte sind durch eine Reihenschaltung gekoppelt. Die Gesamtdeformation des modifizierten Burgers-Modells ergibt sich daher als Summe der Teildeformationen der drei Abschnitte, $\varepsilon = \varepsilon_{e-p} + \varepsilon_{ve-p} + \varepsilon_v$.

Der *Modellabschnitt* zur Veranschaulichung des *elastisch-plastischen Deformationsanteils* ε_{e-p} besteht aus einem Deformationselement, Bild 7-1, (linker, weißer Bereich). Dieses De-

formationselement wirkt zeitinvariant auf eine Änderung der Beanspruchung, es dient somit der Prognose des spontanen (also quasi Kurzzeit-) Tragverhaltens der Verbunddübel.

In der vorliegenden Arbeit wird dargestellt, wie mithilfe von kombinierten Zug-/Auszugversuchen an Verbunddübeln eine Separation zwischen den elastischen ε_e und den plastischen Deformationsanteilen ε_p erfolgen kann. Es wird jedoch auch beschrieben, dass diese Separation für den Fall des Kriechens der Verbunddübel unter dauerhaft konstanter Lasteinwirkung nicht notwendig ist. Vielmehr genügt die präzise Erfassung des kombinierten elastisch-plastischen Tragverhaltens der Verbunddübel im Auszugversuch, um einen Eingangsparameter für das erste Deformationselement des modifizierten Burgers-Modells zu generieren. Die *Verbundsteifigkeit* G^P stellt diesen Eingangsparameter dar.

Die Verbundsteifigkeit G^P beschreibt das nichtlineare Verhältnis zwischen der wirkenden Verbundspannung τ und der resultierenden Verbunddübeldehnung $\varepsilon_{e-p}(\tau)$. Sie wird durch Auszugversuche an den Verbunddübeln ermittelt. Mit zunehmender Verbundspannung steigt die Verbunddübeldehnung im Auszugversuch überproportional, was zu einer Reduktion der berechneten Verbundsteifigkeit führt. Dabei entspricht die Verbundsteifigkeit G^P einer Polynomfunktion dritten Grades zur wirkenden Verbundspannung τ , $G^P = c_1\tau^3 + c_2\tau^2 + c_3\tau + c_4$, mit den Systemkennwerten c_1 bis c_4 .

Es ist zu beachten, dass die Verbundsteifigkeit an diesem Punkt lediglich eine Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung τ aufweist, $G^P = f(\tau)$. Die in Bild 7-1 dargestellte degradierende Verbundsteifigkeit $E_p(D)$ erfasst darüber hinaus auch die aus einer Langzeitbeanspruchung resultierende Materialdegradation. Diese wird durch den *Degradationsindikator* D quantifiziert, welcher in einem Degradationsversuch bestimmt wird. Um die Wirkungsweise des Degradationsindikators im modifizierten Burgers-Modell verstehen zu können, wird nachfolgend zunächst der Degradationsversuch beschrieben sowie kurz zusammengefasst, wie daraus der Degradationsindikator berechnet werden kann.

Der Degradationsversuch ist ein spezieller Zugversuch am Verbunddübel, bei welchem dieser zahlreiche Lastwechsel durchlaufen muss. Innerhalb eines Lastwechsels wird der Verbunddübel dabei zunächst bis zu einem

Oberlastniveau (5 ± 1 % der Versagenslast im Auszugversuch) belastet, dieses Oberlastniveau dann für eine fixe Zeitdauer (300 s) konstant gehalten (Kurzzeit-Kriechen), anschließend auf eine minimale Unterlast (0,5 kN) entlastet und auch diese für diese fixe Zeitdauer konstant gehalten (Kurzzeit-Rückkriechen). Anschließend erfolgt der nächste Lastwechsel. Für jedes Oberlastniveau muss der Verbunddübel mehrere Lastwechsel (3-5 Stk.) durchlaufen, um einen abgeschlossenen Degradationszustand zu erreichen. Anschließend erfolgt eine schrittweise Erhöhung des Oberlastniveaus (um weitere 5 ± 1 % der Versagenslast im Auszugversuch). Der Degradationsversuch wird bis zum Versagen des Verbunddübels durchgeführt.

Auf der Basis der Verbundspannungs/Verschiebungs-Beziehung des Verbunddübels im Degradationsversuch werden anschließend für jeden Lastwechsel Deformationsenergiebetrachtungen durchgeführt. Dabei wird der Betrag der reversiblen elastischen W_e und verzögert elastischen W_{ve} Deformationsenergie sowie der irreversiblen Strukturveränderungsenergie W_d quantifiziert. Der Degradationsindikator D setzt die irreversible, für die Degradation und damit Schädigung der Verbunddübel stehende Strukturveränderungsenergie W_d zur reversiblen, nicht schädigungsrelevanten elastischen Deformationsenergie W_e ins Verhältnis. Er besitzt außerdem einen Bezug zur aktuellen Verschiebung des Verbunddübels Δh für eine gegebene Belastung. Mit zunehmender Belastung und damit Verschiebung des Verbunddübels Δh steigen die Strukturveränderungsenergie W_d und folglich auch der Degradationsindikator D überproportional an. Für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Verbunddübel besteht zwischen der zum Zeitpunkt $t(x)$ auftretenden Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x)}$ und dem Degradationsindikator $D_{t(x+1)}$ zum darauffolgenden Zeitpunkt $t(x+1)$ ein Zusammenhang auf der Basis einer Potenzfunktion, $D_{t(x+1)} = c_7 \Delta h_{t(x)}^{c_8}$, mit den Systemkennwerten c_7 und c_8 .

Der Degradationsindikator D bewegt sich in den Grenzen zwischen Null und Eins. Dabei entspricht $D = 0$ einen ungeschädigten Material. Vollständige Materialschädigung tritt bei $D = 1$ ein.

Degradationsversuche dieser Art wurden im Rahmen dieser Arbeit erstmals für Verbund-

dübel angewendet, um deren Materialdegradation zu quantifizieren. Sie werden im Übrigen eher zur Beurteilung der Degradation von Beton und Stahlbeton eingesetzt, dort jedoch vorrangig als Versuch mit Druckbeanspruchung. Beton und Stahlbeton weisen ebenfalls viskoelastische Eigenschaften auf, was eine Adaption der dort etablierten Degradationsversuche auf den Bereich der Verbunddübeltechnik ermöglichte.

Nach diesem Exkurs zu den Degradationsversuchen und der darauf aufbauenden Berechnung des Degradationsindikators D soll nun wieder auf die Beschreibung des modifizierten Burgers-Modell eingegangen werden. Im modifizierten Burgers-Modell wurde der Degradationsindikator D mit der Verbundsteifigkeit G^P des Deformationselements verknüpft. So wird erreicht, dass die in Bild 7-1 dargestellte degradierende Verbundsteifigkeit G^D neben dem Einfluss der wirkenden Verbundspannung τ auch die aus einer Langzeitbeanspruchung resultierende Materialdegradation D berücksichtigt. Funktionell sind die Verbundsteifigkeit G^P und der Degradationsindikator D dazu in der nachfolgenden Weise verbunden: $G^D = G^P [1 - D_{t(x+1)}]$.

Für einen unbelasteten Verbunddübel beträgt der Degradationsindikator somit $D_{t(x+1)} = 0$ (keine Schädigung) und die degradierende Verbundsteifigkeit G^D entspricht exakt der Verbundsteifigkeit G^P . Mit zunehmender Verschiebung Δh kommt es zum Anstieg des Degradationsindikators D , was wiederum zu einer Minderung der degradierenden Verbundsteifigkeit G^D führt. Erreicht der Degradationsindikator einen Wert von $D_{t(x+1)} = 1$ (vollständige Schädigung), wird die Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel komplett reduziert und die resultierende degradierende Verbundsteifigkeit beträgt $G^D = 0$. An diesem Punkt kommt es somit zum totalen Steifigkeitsverlust der Verbunddübel und folglich zum Versagen.

Zusammenfassend kann konstatiert werden, dass das Deformationselement (Bild 7-1, linker, weißer Bereich) eine nichtlineare Abhängigkeit von der wirkenden Verbundspannung τ sowie von der Materialdegradation und damit von der zum betrachteten Zeitpunkt vorhanden Verbunddübelverschiebung $\Delta h_{t(x)}$ aufweist. Dies ermöglicht es, die unter dauerhafter Lasteinwirkung durch Kriechen des Verbunddübels verursachte steigende Materialdegradation und somit Schädigung des Verbunddü-

bel im rheologischen Modell zu berücksichtigen. So kann mit dem modifizierten Burgers-Modell ein Versagen der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung prognostiziert werden.

Der *Modellabschnitt* zur Veranschaulichung des verzögert elastisch-plastischen Deformationsanteils ε_{ve-p} besteht aus einer Parallelschaltung aus einem Deformationselement mit der bereits bekannten degradierenden Verbundsteifigkeit G^D und einem nichtlinear viskosen Dämpfer mit der Viskosität η , Bild 7-1 (mittlerer, hellgrauer Bereich). Die Viskosität η des Dämpfers weist eine nichtlineare Abhängigkeit von der Belastungsdauer t in der Form einer Potenzfunktion $\eta = c_5 t^{c_6}$, mit den Systemkennwerten c_5 und c_6 auf. Mit fortschreitender Belastungsdauer steigt die Viskosität des Verbunddübels, jedoch mit abnehmender Rate. Durch die Parallelschaltung des Deformationselements und des viskosen Dämpfers weist der verzögert elastisch-plastische Deformationsanteil der Verbunddübel einerseits eine Abhängigkeit von der Höhe der wirkenden Verbundspannung τ und der aktuellen Verschiebung Δh auf, $G^D = f(\tau, \Delta h)$. Zusätzlich besteht eine Abhängigkeit von der Belastungsdauer t , $\eta = f(t)$. Die Viskositätsfunktion $\eta = f(t)$ wird mithilfe von Dauerstandversuchen bestimmt. Sie dient gleichermaßen als Eingangsgröße für das in diesem Abschnitt beschriebene verzögert elastisch-plastische Deformationsverhalten und für das nachfolgend beschriebene nichtlinear viskose Deformationsverhalten der Verbunddübel. Eine zusammenfassende Darstellung der Vorgehensweise zur Ermittlung der Viskositätsfunktion erfolgt daher im nachfolgenden Abschnitt.

Der dritte *Modellabschnitt* dient zur Beschreibung des viskosen Deformationsanteils ε_v an der Gesamtdeformation des modifizierten Burgers-Modells, Bild 7-1 (rechter, dunkelgrauer Bereich). Er besteht aus einem weiteren nichtlinear viskosen Dämpfer mit der zeitvarianten Viskosität η . Der viskose Modellabschnitt stellt sicher, dass es auch bei sehr langen Belastungszeiten zu einer Zunahme der Verbunddübelverschiebungen Δh (fortschreitendes Kriechen) kommt, auch wenn die Deformation des verzögert elastisch-plastischen Modellabschnitts bereits abgeschlossen ist.

Zur Berechnung der Viskositätsfunktion der Dämpfer des verzögert elastisch-plastischen und des viskosen Deformationsanteils werden

Dauerstandversuche mit einer Belastung im baupraktisch relevanten Bereich analysiert. Auf diesem Belastungsniveau treten lediglich geringe Materialdegradationen auf. Dies ist eine Grundvoraussetzung für die Berechnung der Viskositätsfunktion, da die Materialdegradation (Degradationsindikator D) als Einflussgröße separat in das modifizierte Burgers-Modell implementiert wird. Die Berechnung der Viskositätsfunktion $\eta(t)$ erfolgt durch eine Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Unter Einbeziehung der in den Auszugversuchen für die gegebene Belastung ermittelten Verbundsteifigkeit G^D wird das mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Dauerstandverhalten an das im Dauerstandversuch erfasste Tragverhalten der Verbunddübel angepasst. Für die beiden im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten Verbunddübel wurde ermittelt, dass die Dauerstandversuche zur Berechnung der Viskositätsfunktion eine Mindestdauer von 1.000 h aufweisen müssen, um eine ausreichend genaue Viskositätsfunktion und damit Prognosegenauigkeit mit dem modifizierten Burgers-Modell zu ermöglichen. Dabei wird zur Viskositätsberechnung lediglich der Zeitraum der Dauerstandversuche größer 100 h berücksichtigt. So bleibt das anfängliche primäre Kriechen der Verbunddübel unberücksichtigt, was die Prognosegenauigkeit des modifizierten Burgers-Modell für lange Belastungsdauern steigert.

Den Hauptteil der Arbeit abschließend, erfolgt der direkte Vergleich zwischen dem mit dem modifizierten Burgers-Modell vorausgesagten und dem versuchstechnisch nachgewiesenen Dauerstandverhalten der beiden Verbunddübel. Die Untersuchungen ergaben, dass das modifizierte Burgers-Modell in der Lage ist, das Dauerstandverhalten der beiden Verbunddübel richtig vorauszusagen. Neben den Verschiebungsverläufen konnten insbesondere die Zeitpunkte des Versagens unter einer vorgegebenen Dauerlast hinreichend genau prognostiziert werden. Dabei lagen die mit dem Modell prognostizierten Versagenszeitpunkte unter einer gegebenen Dauerlast im Wesentlichen geringfügig auf der konservativen Seite. Die Differenz der Modellprognose zu den versuchstechnisch ermittelten mittleren Versagenszeitpunkten lag dabei stets im Bereich der Streubreite der, den mittleren Versagenszeitpunkten zu Grunde liegenden, in Einzelversuchen bestimmten Versagenszeitpunkte. Besonders

hervorzuheben ist in diesem Zusammenhang, dass das modifizierte Burgers-Modell insbesondere für den Bereich sehr langer Belastungsdauern, bis hin zur geplanten Nutzungsdauer von 50 Jahren, stets eine konservative Prognose liefert. Die mit dem Modell ermittelte Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung lag dabei für die beiden untersuchten Verbunddübel unterhalb der mittels Extrapolation der Versuchsdaten (auf der Basis einer nat. Logarithmusfunktion) bestimmten Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung. Für die Anwendung des modifizierten Burgers-Modells als Basis für eine neue Art der Lebensdauerprognose der Verbunddübel ist dies vorteilhaft. Mit der Entwicklung des modifizierten Burgers-Modells wurden im Rahmen dieser Arbeit die Grundlagen für ein solches neuartiges Konzept zur Lebensdauerprognose der Verbunddübel geschaffen. Wie dieses Konzept zur Lebensdauerprognose im Detail aussehen könnte, sollte Gegenstand weiterer Arbeiten sein.

8 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde ein rheologischer Modellansatz entwickelt, welcher die Prognose des Langzeittragverhaltens von Verbunddübeln unter dauerhafter Lasteinwirkung, in Abhängigkeit von der Belastungsdauer und -höhe ermöglicht. Dies wurde durch eine Modifikation (Erweiterung) des rheologischen Burgers-Modells erreicht, sodass dieses die Beanspruchung als nichtlineare Einflussgröße auf das Deformationsverhalten der Verbunddübel berücksichtigt.

Die Untersuchungen ergaben, dass das modifizierte Burgers-Modell in der Lage ist, das Dauerstandverhalten der untersuchten Verbunddübel richtig vorauszusagen. Neben den Kriechverläufen konnten insbesondere die Zeitpunkte des Versagens unter einer vorgegebenen Dauerlast hinreichend genau prognostiziert werden. Dies ermöglicht es, das Modell zur Lebensdauerprognose von Verbunddübeln einzusetzen.

Andersherum kann das Modell auch verwendet werden, um für eine geplante Lebensdauer die maximale Belastbarkeit der Verbunddübel zu berechnen. So kann ein Versagen der Verbunddübel aufgrund der dauerhaften Lasteinwirkung innerhalb der geplanten Lebensdauer sicher ausgeschlossen werden. Dies wiederum bildet die Basis, um das modifizierte Burgers-Modell zur Bemessung der Verbunddübel hinsichtlich ihrer Funktionalität unter dauerhafter Lasteinwirkung einsetzen zu können.

Vor dem praktischen Einsatz des modifizierten Burgers-Modells zur Lebensdauerprognose bzw. für Bemessungszwecke sollten jedoch noch weitere Untersuchungen erfolgen. Diese werden nachfolgend beschrieben.

Vergrößerung der vorhandenen Versuchsdatenbasis für die untersuchten Verbunddübel

❖ *Statistische Analyse der Versuchsarten zur Bestimmung der Modelleingangsgrößen*

Die Eingangsparameter für das modifizierte Burgers-Modell werden durch Versuche am Verbunddübel ermittelt. Drei Versuchsarten kommen dabei zum Einsatz: Auszugversuche (AZV), Dauerstandversuche (DST) sowie Degradationsversuche (DEGRAD) zur Bestimmung der Verbundsteifigkeit G^p , der Viskosität η sowie der Materialdegradation D der Verbunddübel. Die Eignung der drei Versuchsar-

ten zur Bestimmung der Modelleingangsgrößen wurde in der vorliegenden Arbeit grundlegend nachgewiesen.

In weiterführenden Untersuchungen sollte nun eine statistische Analyse der Versuchsarten erfolgen. Das Ziel dieser Analyse sollte es sein, die Wiederholpräzision der drei Versuchsarten samt deren statistischen Verteilungstypen und den zugehörigen Kenngrößen (Mittelwert, Standardabweichung, Variationskoeffizient) zu quantifizieren. Dazu ist es notwendig, die bereits vorhandene Datenbasis der Versuchsserien zur Bestimmung der Modelleingangsgrößen um weitere Wiederholungsprüfungen zu ergänzen.

Dies ermöglicht es einerseits festzulegen, wie groß die Anzahl der Wiederholungsprüfungen der Versuchsserien (AZV, DST, DEGRAD) mindestens sein muss, um einen gesicherten Mittelwert zur Berechnung der Modelleingangsgrößen (G^p , η , D) zu bestimmen. Andererseits dienen die statistischen Kenngrößen (Mittelwert, Standardabweichung) der drei Versuchsserien dazu, die praxisübliche Streuung der daraus berechneten Modelleingangsgrößen (G^p , η , D) zu quantifizieren. Diese praxisübliche Streuung bzw. daraus berechnete Quantilwerte bilden die Grundlage für eine Sensitivitätsanalyse sowie eine Robustheitsbewertung des modifizierten Burgers-Modells.

In der Sensitivitätsanalyse soll dabei ermittelt werden, wie stark sich die praxisübliche Streuung eines jeden der drei Modelleingangsgrößen auf die Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel auswirkt. Sie dient der Bewertung hinsichtlich der Änderung welcher Modelleingangsgröße das modifizierte Burgers-Modell besonders sensitiv reagiert, also welche Eingangsgröße sich besonders stark auf das Prognoseergebnis auswirkt. In der Folge lassen sich Vorgaben ableiten, wie groß die Streuung der einzelnen Versuchsserien zur Bestimmung der Modelleingangsgrößen maximal sein darf, um eine präzise Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel sicherzustellen.

In der anschließenden Robustheitsbewertung ist es erforderlich, zu quantifizieren, ob das Modell auch unter Einbeziehung der Modelleingangsgrößen als (innerhalb den in der Sensitivitätsanalyse definierten Grenzen) streuende Parameter in der Lage ist, das Langzeittragverhaltens der Verbunddübel unter dau-

erhafter Lasteinwirkung bis zum Versagen sowie insbesondere den Zeitpunkt des Versagens präzise zu ermitteln. Nur wenn dies der Fall ist, kann das Modell zur Lebensdauerprognose der Verbunddübel eingesetzt werden.

✧ *Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen*

Das modifizierte Burgers-Modell dient der Prognose des Langzeitkriechens der Verbunddübel bis zum Ende ihrer Nutzungsphase. In der vorliegenden Arbeit wurden die mit dem Modell prognostizierten Kriechverläufe mit Dauerstandversuchen auf variablen Verbundspannungsniveaus bis zu einer Länge von rund 3,5 a (Verbunddübel VE) bzw. 1,3 a (Verbunddübel EP) vergleichend beurteilt. Erstrebenswert ist, diese Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen weiterhin fortzuführen, um die mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverläufe auch für größere Belastungsdauern vergleichend beurteilen zu können.

Darüber hinaus kam es bei dem Verbunddübel EP bei einem Teil der Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen zu einem temporären (Zeitbereich zwischen 1.000 h und 4.000 h) progressiven Kriechen, während ein anderer Teil der Versuche keine solche progressive Verschiebungszunahme aufwies. Es ist davon auszugehen, dass dieses temporäre progressive Kriechen nicht materialspezifisch, sondern auf ungewünschte äußere Einflüsse (temporärer Temperaturanstieg in der Prüfkammer) zurückzuführen ist. Dennoch sollte die Datenbasis zum Langzeittragverhalten des Verbunddübels EP durch ergänzende Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen erweitert werden, um ein materialspezifisches progressives Kriechen (in einem Lastbereich, in dem kein progressives Kriechen aufgrund von Materialdegradation stattfindet) sicher ausschließen zu können.

✧ *Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen*

Die Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen wurden für beide Verbunddübel VE und EP bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung durchgeführt. Die Versuche wurden mit variablen Verbundspannungsniveaus durchgeführt, um gezielt ein Versagen nach unterschiedlichen Belastungsdauern zu erwirken. Das Ziel der Versuche war es, die Präzision der mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Versagenszeitpunkte für diese Verbundspannungsniveaus vergleichend zu bewerten.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen haben gezeigt, dass selbst unter den hervorragenden Herstellungs- und Prüfbedingungen im Labor starke Streuungen der Versagenszeitpunkte von Wiederholungsversuchen auf einem Verbundspannungsniveau unvermeidlich sind. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen der Fachliteratur.

Insbesondere für den Verbunddübel EP war dies der Fall. Bei diesem System führte eine lediglich marginale Änderung der aufgebrachten Verbundspannung zu einer signifikanten Variation des Versagenszeitpunktes (sehr geringer Anstieg der Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung). Dies verstärkte den Effekt der geringen Wiederholungspräzision zusätzlich.

In weiteren Untersuchungen sollte daher die Datenbasis zum Kurzzeitkriechen bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung vergrößert werden. So kann die Eignung des modifizierten Burgers-Modells zur Prognose des Versagenszeitpunktes unter Dauerlast weiter abgesichert werden. Erstrebenswert wären in diesem Zusammenhang insbesondere, Dauerstandversuche, die ein Versagen nach einer möglichst langen Zeitdauer bewirken. So können Aussagen zum baupraktisch relevanten Langzeitkriechen der Verbunddübel bis in den Versagensbereich versuchstechnisch belegt und anschließend mit den Modellprognosen verglichen werden.

Insbesondere für den Verbunddübel EP sollten weitere Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen erfolgen, da bei einem Teil der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche das Versagen nicht unter einer konstanten Dauerlast, sondern durch eine schrittweise Laststeigerung erzwungen wurde. Durch weitere Versuche zum Kurzzeitkriechen könnte so die messtechnisch erfasste Verbundspannungs/Versagenszeit-Beziehung weiter präzisiert werden.

Berücksichtigung weiterer Einflussfaktoren auf das Tragverhalten der Verbunddübel im modifizierten Burgers-Modell

✧ *Geometrische Einflüsse*

Die Entwicklung des modifizierten Burgers-Modells erfolgte bisher auf der Basis zweier Verbunddübel. Diese unterschieden sich hinsichtlich ihrer geometrischen Eigenschaften lediglich in ihrer Verankerungslänge. Es wur-

den Versuche mit Verankerungslängen h_{ef} zwischen $4d$ und $8d$ in die Modellentwicklung einbezogen. Der Durchmesser d der Verbunddübel betrug für alle Untersuchungen konstant 12 mm. Für die untersuchten Verbunddübel konnte die Eignung des modifizierten Burgers-Modells zur Prognose des Langzeittragverhaltens nachgewiesen werden.

Beide geometrischen Parameter werden bereits in den Berechnungen des modifizierten Burgers-Modells berücksichtigt, indem sich dieses auf die wirkende Verbundspannung bezieht, welche ihrerseits in Abhängigkeit der beiden geometrischen Parameter (h_{ef} , d) berechnet wird.

Das Ziel weiterer Untersuchungen sollte es jedoch sein, die Gültigkeit des modifizierten Burgers-Modells auch für andere Verbunddübelgeometrien abzusichern und durch Vergleiche mit dem versuchstechnisch ermittelten Tragverhalten zu bewerten. Dabei sollten die Verankerungslänge sowie der Ankerstangendurchmesser gezielt in den Grenzen der Zulassungen der eingesetzten Verbunddübelprodukte variiert werden.

Zur Gewinnung der Versuchsdatenbasis wären wiederum Auszugversuche (AZV), Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen (DST) sowie Degradationsversuche (DEGRAD) zur Bestimmung der Verbundsteifigkeit G^p , der Viskosität η sowie der Materialdegradation D der Verbunddübel notwendig. Weiterhin müssten auch für diese Verbunddübelgeometrien Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung durchgeführt werden, um die Präzision des modifizierten Burgers-Modells hinsichtlich der Prognose des Versagenszeitpunktes unter Dauerlast beurteilen zu können.

Neben dem Durchmesser und der Verankerungslänge der Ankerstange der Verbunddübel sollte auch die Dicke des Mörtelringspalts (Spaltbreite h_s) in weiteren Untersuchungen Berücksichtigung finden. Zwar ist auch diese bereits im modifizierten Burgers-Modell integriert. So entspricht die Verbundsteifigkeit der Verbunddübel als Eingangsgröße im Modell dem Schubmodul als Verhältnis von aufgebrachtener Verbundspannung zum Schubwinkel γ . Der Schubwinkel wiederum entspricht dem Verhältnis von der Verbunddübelverschiebung Δh zur Spaltbreite h_s . Allerdings ist es gerade der Verbundmörtel im Mörtelringspalt, der das Tragverhalten der Verbunddübel maßgeblich

beeinflusst, sodass weitere Untersuchungen mit variablen Dicken des Mörtelringspalts ratsam sind, um die Gültigkeit des modifizierten Burgers-Modells auch anhand von Versuchsdaten bestätigen zu können.

◇ *Materialspezifische Einflüsse des Verbundmörtels*

Das Deformationsverhalten der Verbunddübel ist anhängig vom verwendeten Verbundmörtelprodukt und dessen materialspezifischen Deformationsverhalten unter Lasteinwirkung. Bei der Entwicklung des modifizierten Burgers-Modells wurden bisher zwei bauaufsichtlich zugelassene, kommerziell erhältliche Verbundmörtel berücksichtigt. Es kam ein Hybrid-System, bestehend aus einem Vinylesterharz, kombiniert mit einem Portlandzement (VE) sowie ein Epoxidharzsystem (EP) zum Einsatz. Diese beiden Verbundmörtel stellen repräsentative Vertreter für die derzeit hauptsächlich in der Baupraxis eingesetzten Produkte dar.

Allerdings werden auch andere Verbundmörtelprodukte in der Praxis eingesetzt, wenn diese eine Produktzulassung für die Anwendung im Bereich dauerhafter Lasteinwirkung erhalten haben. Diese Produkte können sich durch ein von den bereits untersuchten Systemen abweichendes Deformationsverhalten unter Lasteinwirkung auszeichnen. In weiteren Untersuchungen sollten daher Versuche mit solchen alternativen Systemen erfolgen. Gezielt sollten dabei die Verbundsteifigkeit und die Viskosität der ausgehärteten Verbundmörtel variiert werden, da sich diese direkt auf das Kurz- und Langzeittragverhalten auswirken. Das modifizierte Burgers-Modell sollte in der Lage sein, auch das Tragverhalten solcher alternativer Verbunddübel präzise zu prognostizieren.

◇ *Betontechnologische Einflüsse*

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Experimente am Verbunddübel wurden stets mit enger Abstützung (Stützweite max. 54 mm) durchgeführt. So konnten die unter Lasteinwirkung auftretenden Deformationen der Verbunddübel direkt dem Verbundmörtel (maßgeblich) und der Ankerstange (sehr geringe Deformation aufgrund der hohen Steifigkeit) zugeordnet werden.

Verschiebungen des Betons wurden bisher bewusst außer Acht gelassen, um zunächst das Tragverhalten des „reinen“ Verbunddübels ohne Randeinflüsse analysieren zu können. In

der baupraktischen Anwendung der Verbunddübel tritt jedoch i.d.R. eine weite Abstützung auf. Diese bedingt, dass neben dem Kriechen des Verbundmörtels auch Kriechdeformationen des Betons auftreten. Des Weiteren kommt es zu einer gesteigerten Interaktion der Deformationsprozesse beider Materialien (Beton, Verbundmörtel) in den Grenzschichten.

In weiteren Untersuchungen sollte daher überprüft werden, ob das Kriechen des Betons, für dessen Prognose in der Fachliteratur zahlreiche Modelle bestehen, in das modifizierte Burgers-Modell integriert werden kann. Denkbar wäre, das modifizierte Burgers-Modell um einen rheologischen Term zur Prognose des Kriechens des Betons zu ergänzen. Anhand von noch zu generierenden Versuchsdaten müsste dabei vergleichend analysiert werden, ob bzw. welche Anpassung dieses ganzheitlichen Modells notwendig sind, um auch die Interaktion beider Materialien (Beton, Verbundmörtel) exakt zu erfassen.

◇ *Temperatureinfluss*

Polymere Verbundmörtel besitzen ein temperaturabhängiges Deformationsverhalten. Steigende Temperaturen führen dabei i.d.R. zu einer reduzierten Verbundsteifigkeit sowie zu erhöhten Kriechdeformationen (Kriechrate) der Verbunddübel.

Um das modifizierte Burgers-Modell in der Baupraxis neben der Raumtemperatur auch in Bereichen erhöhter Temperaturen einsetzen zu können, muss dessen Gültigkeit auch für diesen erhöhten Temperaturbereich nachgewiesen werden.

Dazu ist es erforderlich, wiederum Auszugversuche (AZV), Dauerstandversuche zum Langzeitkriechen (DST) sowie Degradationsversuche (DEGRAD) unter erhöhten Temperaturen (max. Temperaturanwendungsbereich lt. Produktzulassung) zur Bestimmung der Verbundsteifigkeit G^p , der Viskosität η sowie der Materialdegradation D der Verbunddübel durchzuführen. Weiterhin müssten auch für diesen max. Temperaturanwendungsbereich Dauerstandversuche zum Kurzzeitkriechen bis zum Versagen unter der dauerhaften Lasteinwirkung durchgeführt werden, um die Präzision des modifizierten Burgers-Modells hinsichtlich der Prognose des Versagenszeitpunktes unter Dauerlast bei diesen erhöhten Temperaturen beurteilen zu können.

Vom Autor wurden bereits erste Untersuchungen hinsichtlich der Anwendbarkeit des modifizierten Burgers-Modells zur Prognose des Langzeittragverhaltens der Verbunddübel unter erhöhter Temperaturbeanspruchung durchgeführt. Die Untersuchungen umfassten Auszugversuche, Dauerstandversuche zum Lang- und Kurzzeitkriechen sowie Degradationsversuche im max. Temperaturanwendungsbereich der beiden Verbunddübel VE und EP. Der Temperatureinfluss ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Zusammenfassend kann jedoch konstatiert werden, dass das modifizierte Burgers-Modell in der Lage ist, das Kriechen der Verbunddübel unter erhöhter Temperaturbeanspruchung bis zum Versagen unter Dauerlast sowie den Zeitpunkt des Versagens vorauszusagen. Dabei müssen keine Änderungen des Modells selbst erfolgen. Einzig hinsichtlich des Ablaufs der Degradationsversuche müssen Anpassungen durchgeführt werden, um die unter der erhöhten Temperatureinwirkung gesteigerte Materialdegradation und damit die erhöhte Verschiebung der Verbunddübel präzise voraussagen zu können.

Ausarbeitung eines Bemessungskonzepts hinsichtlich der Funktionalität der Verbunddübel bei Einwirkung einer Dauerlast auf der Basis des modifizierten Burgers-Modells

In der vorliegenden Arbeit konnte gezeigt werden, dass das modifizierte Burgers-Modell in der Lage ist, das Langzeittragverhalten der Verbunddübel bis zu deren Versagen unter Dauerlast sowie des Zeitpunkts des Versagens zu prognostizieren. Das Modell kann somit die Basis für ein neuartiges Bemessungskonzept hinsichtlich der Funktionalität der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung bilden.

Um in der baupraktischen Anwendung der Verbunddübel eine ausreichende Bauteilsicherheit zu gewährleisten ist es dabei notwendig, das modifizierte Burgers-Modell mit Teilsicherheitsbeiwerten zur Minderung der maximalen Beanspruchbarkeit der Verbunddübel zu versehen. In der Regel stellen solche Teilsicherheitsbeiwerte fixe Faktoren dar.

Das modifizierte Burgers-Modell bezieht seine Modelleingangsgrößen direkt aus Versuchen am Verbunddübel. In der vorliegenden Arbeit konnte nachgewiesen werden, dass die Präzision der Prognose des Kriechverhaltens der Verbunddübel sowie deren Versagenszeitpunktes unter Dauerlast mit der zu Grunde gelegten Datenbasis steigt. Speziell für die Dauerstandversuche zur Bestimmung der Viskosität des modifizierten Burgers-Modells gilt dies. Es wurde herausgefunden, dass Dauerstandversuche mit einer Versuchsdauer von 1.000 h ein notwendiges Minimum darstellen, um das Kriechverhalten der Verbunddübel ausreichend genau mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizieren zu können. Es wurde jedoch auch dargestellt, dass die Steigerung der Versuchsdauer der Dauerstandversuche zu einer noch exakteren Prognose führt. Dieser Zusammenhang könnte sich in einem neuartigen Bemessungskonzept hinsichtlich der Funktionalität der Verbunddübel unter dauerhafter Lasteinwirkung zu Nutze gemacht werden.

So wäre es denkbar, Beträge der Teilsicherheitsbeiwerte zur Minderung der max. Beanspruchbarkeit der Verbunddübel an die vorhandene Datenbasis zu knüpfen.

Steht nur ein Mindestmaß an Versuchsdaten (nur Dauerstandversuche mit kurzer Versuchsdauer) zur Verfügung, besteht eine höhere Unsicherheit hinsichtlich der Prognosesicherheit mit dem modifizierten Burgers-Modell

und damit der Funktionalität der Verbunddübel bei Einwirkung einer Dauerlast. In diesem Fall müsste die max. Beanspruchbarkeit der Verbunddübel durch hohe Teilsicherheitsbeiwerte stark gemindert werden. Mit zunehmender Datenbasis (zunehmende Versuchsdauer der Dauerstandversuche) steigt die Prognosesicherheit mit dem modifizierten Burgers-Modell, was zu einer Reduktion der Teilsicherheitsbeiwerte führen könnte. Dieses Konzept könnte z.B. für neue Produkte angewendet werden, um sie schneller in der Praxis einsetzen zu können.

Denkbar ist auch, dieses Konzept zur Lebensdauerprognose bereits installierter Verbunddübel einzusetzen. Dabei könnte die erforderliche Datenbasis nicht, wie üblich, im Labor, sondern direkt am Bauwerk generiert werden. Bei einer Bauwerksüberwachung (Monitoring) könnten dabei unter Dauerlast stehende Verbunddübel hinsichtlich ihres Verschiebungsverhaltens analysiert werden und dieses als Eingangsparameter für die Prognose des Dauerstandverhaltens dienen. So kann eine sehr genaue Vorhersage des weiteren Dauerstandverhaltens und folglich eine sich stetig aktualisierende Lebensdauerprognose ermöglicht werden. Dies kann zum Beispiel für Anwendungen im sicherheitsrelevanten Bereich größerer Bauwerke sinnvoll und wirtschaftlich sein.

9 Literaturverzeichnis

Ackermann et al. (1992): Ackermann, G.; Rauer, E.; Ebel, L.; Setzpfandt, G.: Spannungumlagerungen in Verbundquerschnitten aus Fertigteilen und Ort beton statisch bestimmter Träger infolge Kriechen und Schwinden unter Berücksichtigung der Rißbildung. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 431. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1992, ISBN 978-3-410-65631-6

Alda (1978): Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Dissertation am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Braunschweig, 1978

Ammann (1991): Ammann, W.: Static and Dynamic Long-Term Behaviour of Anchors. In: Senkiw, G. A.; Lancelot III, H. B.: Anchors in Concrete – Design and Behavior. ACI Publication, SP 130, S205-220, American Concrete Institute, Farmington Hills, 1991

Appl (2003): Appl, J.-J.; Eligehausen R.: Gruppenbefestigungen mit Verbunddübeln – Bemessungskonzept - Bericht Nr. 03/10-2/48 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2003

Appl (2009): Appl, J.-J.: Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung. Dissertation: Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2009

AC58 (2013): ICC-ES AC 58: Acceptance criteria for adhesive anchors in masonry elements. International Code Council (Hrsg.), 2013

AC308 (2013): ICC-ES AC 308: Acceptance Criteria for Post-installed Adhesive Anchors in Concrete Elements, International Code Council (Hrsg.), 2013

ASTM D2990-1 (2001): Standard Test Methods for Tensile, Compressive, and Flexural Creep and Creep-Rupture of Plastics. ASTM International, West Conshohocken, USA, 2001

ASTM E1512 (1993): Standard Test Methods for Testing Bond Performance of Adhesive-Bonded Anchors. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International

Banon et al. (1981): Banon, H.; Biggs, J.M.; Irvine, H.M.: Seismic Damage in Reinforced Concrete Frames. In: Journal of the Structural Division, Vol. 107, Nr. 9, S. 1713-1729, 1981

Bergmeister (1988): Bergmeister, K.: Stochastik in der Befestigungstechnik mit realistischen Einflussgrößen. Dissertation: Universität Innsbruck. Innsbruck, 1988

Bertilsson et al. (1975): Bertilsson, H.; Jansson, J.F.: The limits of linear viscoelasticity in poly(methyl methacrylate) and poly(ethyl methacrylate). In: Journal of Applied Polymer Science, Vol. 19, S. 1971-1978, 1975

Bezecny (2000): Einfluss Untergrundeigenschaften - Einfluss auf das Tragverhalten von Verbunddübeln (Zwischenbericht, nicht veröffentlicht), Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2000

Bhatnagar (1964): Bhatnagar, N.S.: Kriechen von Holz bei Zugbeanspruchung in Faserrichtung. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Vol. 22, Nr. 8, S.296-299, 1964

Bierwirth et al. (1994): Bierwirth, H.; Stöckl, S.; Kupfer, H.: S Versuche zum Kriechen von Beton bei Mehrachsiger Beanspruchung . Auswertung auf der Basis von errechneten elastischen Anfangsverformungen In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 442. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1994, ISBN 978-3-410-65642-5

Bockhold (2005): Bockhold, J.: Modellbildung und numerische Analyse nichtlinearer Kriechprozesse in Stahlbetonkonstruktionen unter Schädigungsaspekten. Dissertation am Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Lehrstuhl für Stahlbeton- und Spannbetonbau, Fakultät für Bauingenieurwesen der Ruhr Universität Bochum. Bochum, 2005

Bowditch (1996): Bowditch, M.R.: The durability of adhesive joints in the presence of water. In: International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 16, Nr. 2, S. 73-79, ISSN 0143-7496, [http://dx.doi.org/10.1016/0143-7496\(96\)00001-2](http://dx.doi.org/10.1016/0143-7496(96)00001-2), 1996

Brecht et al. (1999): Brecht, T.; Meszaros, J.: Untersuchungen zum Einfluss des Durchmessers der Ankerstange auf das Tragverhalten von zugbeanspruchten Einzelbefestigungen mit Injektionsdübeln M8, M12, M16 und M24. Bericht Nr. 99/11-2/17 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1999

Bolle(1999): Bolle, G.: Zur Bewertung des Belastungsgrades biegebeanspruchter Stahlbetonkonstruktionen anhand von Last-Verformungs-Informationen. Dissertation: Fakultät für Bauingenieurwesen der Bauhaus-Universität Weimar. Weimar, 1999

Chin et al. (2008): Thermo-viscoelastic Analysis of Ambient Cure Epoxy Adhesives Used in Construction Applications. In: NISTIR 7429. National Institute of Standards and Technology, Washington, DC

Cognard (2005): Cognard, P.: Technical Characteristics and Testing Methods for Adhesives and Sealants. Chapter 2. In: Handbook of Adhesives and Sealants: Vol. 1. Elsevier, S.21–99, 2005

Çolak (2001): Çolak, A.: Parametric study of factors affecting the pull-out strength of steel rods bonded into precast concrete panels. In: International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 21, Nr. 6, S.487-493, 2001, ISSN: 0143-7496

Çolak (2007): Çolak, A.: Estimation of ultimate tension load of methylmethacrylate bonded steel bars into concrete. In: International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 27, Nr. 8, S. 653–660, 2007, ISSN: 0143-7496

Cook et al. (1991): Cook, R.A.; Klingner R. E.: Behavior of Ductile Multiple-Anchor Steel-to-Concrete Connections with Surface-Mounted Baseplates. In: Seniw. G. A.; Lancelot III, H. B.: Anchors in Concrete – Design and Behavior. ACI Publication, SP-130, S.61-122, American Concrete Institute, Detroit, 1991

Cook (1993): Cook, R.A.: Behavior of Chemically Bonded Anchors. In: Journal of Structural Engineering, American Society of Civil Engineers, Vol. 119, Nr. 9, S.2744-2762, 1993, ISSN: 0733-9445

Cook et al. (1994): Cook, R.A.; Bishop, M. C.; Hagedoorn, H. S.; Sikes, D.; Richardson, D. S.; Adams, T. L.; De Zee, C. T.: Adhesive Bonded Anchors: Bond Properties and Effects In-Service and Installation Conditions. Bericht Nr. 94-2A; University of Florida; Departement of Civil Engineering. College of Engineering. 1994

Cook et al. (1998): Cook, R. A.; Kunz J.; Fuchs, W; Konz, R. C.: Behavior and design of single adhesive anchors under tensile load in uncracked concrete. In: ACI Structural Journal, Vol. 95, Nr. 1, S.9-26, 1998

Cook et al. (2001): Cook, R.A.; Konz, R.C.: Anchoring with bonded fasteners. In: Eligehausen R. (Hrsg.): International Symposium on Connection between Steel and Concrete. RILEM Publications s.a.r.l., S.361-370, Stuttgart, 2001, ISBN: 2-912143-25-X

Cook et al. (2009): Cook, R.A.; Douglas, E.P.; Davis, T.M: Adhesive Anchors in Concrete Under Sustained Loading Conditions - NCHRP REPORT 639. TRANSPORTATION RESEARCH BOARD of the National Academies, Washington D.C., 2009, ISBN 978-0-309-11788-3

Cook et al. (2013): Cook, R.A.; Douglas, E.P.; Davis, T.M; Liu C.: Long-Term Performance of Epoxy Adhesive Anchor Systems - NCHRP REPORT 757. TRANSPORTATION RESEARCH BOARD of the National Academies, Washington D.C., 2013, ISBN 978-0-309-28357-1

Darwin et al. (1986): Darwin, D.; Nmai, C.K.: Energy Dissipation in RC Beams under Cyclic Load. In: Journal of Structural Engineering. Vol. 112, Nr. 8, S.1829-1846, 1986

Darwin et al. (1993): Darwin, D.; Zavaregh, S.S.: Bond Strength of Grouted Reinforcing Bars. University of Kansas, Center for Research, Kansas/USA, SM Report 32. 1993

Darwin et al. (1996): Darwin, D.; Zavaregh, S.S.: Bond Strength of Grouted Reinforcing Bars. In: ACI Structural Journal, Vol. 93, Nr. 4, S. 486-495, 1996

Davis (2012): Davis, T.M.: Sustained Load Performance of Adhesive Anchor Systems in Concrete. Dissertation: University of Florida. Florida, 2012

Diener (1998): Diener, J.. Beitrag zur physikalisch und geometrisch nichtlinearen Berechnung langzeitbelasteter Bauteile aus Stahlbeton und Spannbeton unter besonderer Berücksichtigung des nichtlinearen Kriechens und der Rißbildung. Dissertation: Fakultät Bauingenieurwesen der Bauhaus-Universität Weimar. Weimar, 1998

Dieterle et al. (1988a): Dieterle, H.; Opitz, V.: Tragverhalten von nicht generell zugzonentauglichen Dübeln; Teil 1: Verhalten in Parallelrissen, Bericht Nr. 1/34-88/21 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1988

Dieterle et al. (1988b): Dieterle, H.; Opitz, V.: Tragverhalten von nicht generell zugzonentauglichen Dübeln; Teil 2: Verhalten im ungerissenen Beton und im bewegten Parallelriß, Bericht Nr. 1/36-89/1 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1988.

DIN EN 196-1(2005): Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1, 2005

DIN EN 1992-1-1 (2011): Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1992-1-1:2004 + AC:2010, 2011

Domininghaus (1969): Domininghaus, H.: Kunststoffe I; Aufbau und Eigenschaften – Kunststoffsorten – Anwendungen – Düsseldorf: VDI-Verlag, 1969

Ehrenstein (1999): Ehrenstein, G.W.: Polymer-Werkstoffe. Struktur, Eigenschaften, Anwendung, 2., völlig überarb. Aufl. – München, Wien: Hanser, 1999, ISBN 3-446-21161-6

Ehrenstein et al. (2007): Ehrenstein, G.W., Pongratz, S.: Beständigkeit von Kunststoffen. – München: Hanser. 2007, ISBN: 978-3-446-21851-2

Eligehausen et al. (1984): Eligehausen, R.; Mällée, R.; Rehm, G.: Befestigung mit Verbundankern. In: Betonwerk – Fertigerteiltechnik, Nr. 10, S.686-692, Nr. 11, S.781-785, Nr. 12, S.825-829, 1984

Eligehausen (1991): Eligehausen, R.: Behavior, Design and Testing of Anchors in Cracked Concrete. In: Anchors in concrete: design and behavior. ACI Publication, SP-130-5, S.123-175, American Concrete Institute, Detroit, 1991

Eligehausen et al. (1997): Eligehausen, R.; Mällée, R.; Rehm, G.: Befestigungstechnik. Betonkalender 1997, Teil II, Ernst & Sohn, S. 609-753, 1997, ISBN: 3-433-01275-X

Eligehausen et al. (2000): Eligehausen, R.; Mällée, R.: Befestigungstechnik im Beton- und Mauerwerksbau. Ernst & Sohn, 2000, ISBN: 978-3433011348

Eligehausen et al. (2007): Eligehausen, R.;

Eligehausen et al. (2008): Eligehausen, R.; Silva, J.: The assessment and design of adhesive anchors in concrete for sustained loading. Report of Hilti Inc., 2008

El Menoufy (2010): El Menoufy, A.M.: Creep Behaviour of Post-Installed Adhesive Anchors under Various Sustained Load Levels and Environmental Exposures. University of Waterloo. Waterloo, Ontario, Canada, 2010

Ensslen (2005): Ensslen, F.: Zum Tragverhalten von Verbund-Sicherheitsglas unter Berücksichtigung der Alterung der Polyvinylbutyral-Folie. Dissertation: Fakultät für Bauingenieurwesen der Ruhr-Universität Bochum. Bochum, 2005

EOTA (2013): EOTA: Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG). Metalldübel zur Verankerung im Beton. Teil 5: Verbunddübel. Ausgabe 2002, Änderung 2013. Brüssel, 2013

- Fachverband Dübel- und Befestigungstechnik des Bundesverband Bausysteme e.V. (2010):* Bundesverband Bausysteme e.V. (Hrsg.): Technisches Merkblatt – Verankerungen mit Verbunddübelssystemen. 2010
- Feng et al. (2005):* Feng, C.W.; Keong, C.W.; Hsueh, Y.P.; Wang, Y.Y.; Sue, H.J.: Modeling of long-term creep behavior of structural epoxy adhesives. In: International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 25, Nr. 5, S. 427-436, ISSN 0143-7496, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2004.11.009>, 2005
- Findley et al. (1956):* Findley, W.N.; Khosla, G.: An Equation for Tensile Creep of Three Unfilled Thermoplastics. In: Society of Plastics Engineering Journal, Vol. 12, No. 12., 1956
- Findley et al. (1958):* Findley, W.N.; Peterson, D.B.: Prediction of long-time creep with ten-year creep data on four plastic laminates, In: ASTM Proc., 58, S.841-861, 1958
- Findley et al. (1976):* Findley, W.N.; Lai, J.S.; Onaran, K.: Creep and Relaxation of Nonlinear Viscoelastic Materials with an Introduction to Linear Viscoelasticity. Amsterdam, New York, Oxford: North-Holland Publishing Company, 1976, ISBN:0-720-42369-4
- Gibson (1994):* Gibson, R. F.: Principles of composite material mechanics, 3rd ed. – Taylor & Francis, 1994, ISBN: 978-1-4398-5005-3
- Grasser et al. (1985):* Grasser E.; Kraemer U.: Kriechen von Beton unter hoher zentrischer und exzentrischer Druckbeanspruchung. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 358. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1985, ISBN 978-3-410-65558-9
- Grellmann et al. (2011):* Grellmann, W.; Seidler, S.: Kunststoffprüfung. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, DOI: 10.3139/9783446429703, 2011
- Hand et al. (1991):* Hand, H.M.; Arah, C.O.; Mc Namara, D.K.; Mecklenburg, M.F.: Effects of environmental exposure on adhesively bonded joints. In: International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 11,Nr. 1, S. 15-23, ISSN 0143-7496, [http://dx.doi.org/10.1016/0143-7496\(91\)90056-N](http://dx.doi.org/10.1016/0143-7496(91)90056-N), 1991
- Häußler-Combe et al. (2005):* Häußler-Combe, U.; Pröchtel, P.: Ein dreiaxiales Stoffgesetz für Beton mit normaler und hoher Festigkeit. In: Beton- und Stahlbetonbau Vol. 100, Nr. 1, S. 52-62, Berlin, 2005
- Häußler-Combe (2006):* Dreiaxiale Stoffgesetze für Beton – Grundlagen, Formulierungen, Anwendungen. In: Beton- und Stahlbetonbau Vol. 101, Nr. 3, S. 175-186, Berlin, 2006
- Heidolf (2007):* Heidolf, T.: Zeit- und beanspruchungsabhängiges Tragverhalten von polymermodifiziertem Beton unter mehrfach wiederholter Beanspruchung. Dissertation: Fakultät für Bauingenieurwesen der Bauhaus-Universität Weimar. Weimar, 2007
- Hellerich et al. (1992):* Hellerich, W., Harsch G., Haenle, S.: Werkstoff-Führer Kunststoffe. Eigenschaften, Prüfungen, Kennwerte, 6. Aufl. – München, Wien: Hanser, 1992, ISBN 3-446-17245-9
- Hilti AG (1998):* Hilti Aktiengesellschaft: Details of round robin tests with bonded anchors. und: Tension resistance of bonded anchors. Liechtenstein, 1998
- Hofmann (2004):* Hofmann, J. E.: Tragverhalten und Bemessung von Befestigungen unter beliebiger Querbelastung in ungerissenem Beton. Dissertation: Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2002
- Hummel et al. (1962):* Hummel, A., K. Wesehe und W. Brand : Der Einfluß der Zementart, des Wasser-Zement-Verhältnisses und des Belastungsalters auf das Kriechen von Beton. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 146. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin, 1962.
- Hülder (2008):* Hülder, G.: Zur Aushärtung kalthärtender Reaktionsharzsysteme für tragende Anwendungen im Bauwesen. Dissertation: Lehrstuhl für Kunststofftechnik (LKT), Technische Fakultät der Universität Erlangen-Nürnberg. Erlangen, 2008
- Jansson (1974):* Jansson, J.F.: The Appearance of Non-Linear Viscoelasticity in Polyethylmethacrylate. In: Die Angewandte Makromolekulare Chemie, Vol. 37, Nr. 1, S.27-34, 1974

- Kara (2005)*: Kara H.: Untersuchung des viskoelastisch exzentrischen Knickens von Polymeren. Dissertation: Institut für Werkstoffe und Verarbeitung, Fachgebiet für Mechanik und Werkstoffprüfung, Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München. München, 2005
- Kingston et al. (1961)*: Kingston, R., S., T., Clarke, L., X.: Some Aspects of Rheological Behaviour of Wood—Part 1: The Effect of Stress With Particular Reference to Creep; Part 2; Analysis of Creep Data by Reaction-Rate and Thermodynamic Methods. In: *Austr. J. Appl. Science* Vol. 12 Nr. 2., S.211-240, 1961
- Kirtzakis (2004)*: Kirtzakis, V.: Experimentelle Untersuchungen an eingemörtelten Bewehrungsstäben unter monotoner Belastung. Diplomarbeit: Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2004
- Klompfen et al. (2005)*: Klompfen, E. T. J.; Engels, T. A. P.; van Breemen, L. C. A.; Schreurs, P. J. G.; Govaert, L. E.; Meijer, H. E. H.: Quantitative Prediction of Long-Term Failure of Polycarbonate. In: *Macromolecules*. Vol. 38, Nr. 16, 2005
- Klöker (1977)*: Klöker, W.: Auf Reaktionsharzbasis spreizdruckfrei verankern. Teil 1: Zusammensetzung, Montage Eignungsnachweis. In: *Verbindungstechnik*, Nr. 9, S.37-42, 1977 und Teil 2: Praxiserfahrungen und bauaufsichtliche Zulassung. In: *Verbindungstechnik*, Nr. 11, S. 35-40, 1977
- Kordina et al. (2000)*: Kordina, K.; Schubert, L.; Troitzsch, U.: Kriechen von Beton unter Zugbeanspruchung. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton*. Heft 498. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 2000, ISBN 978-3-410-65698-2
- Kraenkel et al. (2009)*: Kraenkel, T.; Lowke, D.; Schießl, P.: Fundamental Investigations of the Durability of Adhesive Anchors. In: *Durability and reliability assessment of adhesive anchors*. Schriftenreihe des Departments Nr. 18 – November 2009, Department für Bautechnik und Naturgefahren der Universität für Bodenkultur Wien. Wien, 2009
- Kraenkel et al. (2012a)*: Kränkel, T.; Lowke, D.; Gehlen, C.: Prediction of the creep behaviour of bonded anchors until failure. In: *Bond in Concrete 2012 – General Aspects of Bond*; J. W. Cairns, G. Metelli and G. A. Plizzari (Eds.), S.545-552, Publisher creations, 2012, ISBN978-88-907078-1-0
- Kraenkel et al. (2012b)*: Kränkel, T.; Lowke, D.; Gehlen, C.: Service life design for bonded anchors - a rheological approach. *Proceedings of IALCCE 2012 (International Association for Life-Cycle Civil Engineering)*, S. 154, Taylor & Francis Group, 2012[
- Krawietz (1986)*: Krawietz, A.: Materialtheorie - Mathematische Beschreibung des phänomenologischen thermomechanischen Verhaltens. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 1986, ISBN: 978-3-642-82512-5:
- Krishnamurthy (1996): Krishnamurthy, K.: Development of a viscoplastic consistent tangent FEM model with applications to adhesive bonded anchors. Dissertation, Florida, 1996
- Kunz et al. (1998)*: Kunz, J.; Cook, R.A.; Fuchs, W.; Spieth, H.: Tragverhalten und Bemessung von chemischen Befestigungen (Load Bearing Behavior and Design of Adhesive Anchors). In: *Beton- und Stahlbetonbau*, Vol. 93, Nr. 1, S. 15-19, Nr. 2, S. 44-49, 1998
- Laeis (1972)*: Laeis, W.: Einführung in die Werkstoffkunde der Kunststoffe – München: Hanser, 1972, ISBN: 3-446-11527-7
- Lang (1979)*: Lang, G.: Festigkeitseigenschaften von Verbundanker-Systemen, In: *Bauingenieur*, Vol. 54, Nr. 1, S.41-46, 1979
- Lanig et al. (1991)*: Lanig, N.; Stöckl, S.; Kupfer, H.; Trost, H.; Paschmann, H.: Versuche zum Kriechen und zur Restfestigkeit von Beton bei mehrachsiger Beanspruchung, Kriechen von Beton nach langer Lasteinwirkung, frühe Kriechverformungen des Betons . In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton*. Heft 420. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1991, ISBN 978-3-410-65820-7
- Lehr et al. (1998a)*: Lehr, B.; Eligehausen, R.: Zusammenfassender Bericht über zentrische Ausziehversuche mit Verbunddübeln M8, M12 und M16 mit weiter und enger Abstützung. Bericht Nr. 20/24-98/4 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998

Lehr et al. (1998b): Lehr, B.; Eligehausen, R.: Vorschlag eines Bemessungskonzeptes für Verbundanker. Bericht Nr. 20/25-98/6 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998

Lehr (2003): Lehr, B.: Tragverhalten von Verbunddübeln unter zentrischer Belastung im ungerissenen Beton – Gruppenbefestigungen und Befestigungen am Bauteilrand. Dissertation: Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2003

Lenk (1971): Lenk R. S.: Rheologie der Kunststoffe – München: Hanser 1971, ISBN 3-446-10314-7

Letsch (1983): Letsch, R.: Über das Verformungsverhalten von Epoxidharzen und Epoxidharzmörteln bei stationären und instationären Temperaturen. Dissertation: Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der Technischen Universität München. München, 1983

Li et al. (1993): Li, J.; Dasgupta, A.: Failure-Mechanism Models for Creep and Creep Rupture. In: IEEE (Institute of Electrical and Electronics Engineers) Transactions on Reliability, Vol. 42, Nr. 3, S.339-353, 1993

Mauthe (1987): Mauthe, P.: Neue Verbundanker-Generation mit Epoxyacrylat. In: Schweizer Ingenieur und Architekt 1987, Vol. 105, Nr. 13, S.338-341, 1987

Mc Vay et al. (1996): Mc Vay, M.; Cook R. A.; Krishnamurthy, K.: Pullout Simulation of Postinstalled Chemically Bonded Anchors. In: Journal of Structural Engineering, American Society of Civil Engineers, Vol. 122, Nr. 9, S.1016-1024, 1996, ISSN: 0733-9445

Meline et al. (2006): Meline, R.J.; Gallaher, M.; Duane, J.: Seismic, Creep, and Tensile Testing of Various Epoxy Bonded rebar Products in Hardened Concrete. In: Technical Report No. 65-680321. California Department of Transportation.

Menges (1990): Menges, G.: Werkstoffkunde Kunststoffe, 3., völlig überarb. und erw. Aufl. – München, Wien: Hanser, 1990, ISBN 3-446-15612-7

Messler (2004): Messler, R.W.: Joining of Materials and Structures. From Pragmatic Process to Enabling Technology. Elsevier Butterworth-Heinemann, 2004, ISBN: 0-7506-7757-0

Mészáros et al. (1994): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12 und Injektionsankern HH M12, die in nicht gereinigte Bohrlöcher gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/60-94/3 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1994

Mészáros et al. (1996a): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12 und Injektionsankern HH M12, die in gereinigte und nicht gereinigte Bohrlöcher gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/81-96/14 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

Mészáros et al. (1996b): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsankern HH M12, die in gereinigte und nicht gereinigte Bohrlöcher gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/82-96/15 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

Mészáros et al. (1996c): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12 und Injektionsankern HH M12, die in nasse Bohrlöcher gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/83-96/16 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

Mészáros et al. (1996d): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12 und Injektionsankern HH M12 und SP M12, die in feuchten Beton gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/84-96/19 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

Mészáros et al. (1996e): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12, Injektionsankern HH M12 und SP M12, die nicht vorschriftsmäßig gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/85-96/22 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

Mészáros et al. (1996f): Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Verbundankern UU M12, Injektionsankern HH M12 und SP M12, die in feuchten Beton gesetzt wurden, Bericht Nr. 1/86-96/23 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1996

- Mészáros et al. (1997a)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH M12, deren Bohrlöcher vertikal nach oben erstellt wurden, Bericht Nr. 1/93-97/12 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1997
- Mészáros et al. (1997b)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH M12. Bohrlöcherstellung mit Hartmetallbohrer mit Innenabsaugung, Bericht Nr. 1/94-97/13 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1997
- Mészáros et al. (1997c)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH M12. Dübelmörtel aus verschiedenen Herstellungschargen in unterschiedlichen Betonplatten etwa gleicher Festigkeit, Bericht Nr. 1/95-97/14 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1997
- Mészáros et al. (1998a)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH M12 bei gleichzeitiger Zweiaxialbelastung des Ankergrundes, Bericht Nr. 1/100-98/3 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998
- Mészáros et al. (1998b)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH, SP und WW. Einfluss der Art der Abstützung, der Betonfestigkeit und der Dübelgröße auf die maximale Auszugslast, Bericht Nr. 98/1-2/1 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998
- Mészáros et al. (1998c)*: Mészáros, J.; Eligehausen, R.: Ausziehversuche mit Injektionsdübeln HH M12, WW M12 und FX M12, die in feuchten Beton gesetzt wurden. Einfluss der Bohrlöcherreinigung, Bericht Nr. 98/2-2/2 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998
- Mészáros (2002)*: Mészáros, J.: Tragverhalten von Einzelverbunddübeln unter zentrischer Kurzzeitbelastung. Dissertation: Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2002
- Meyer (1988): Meyer, I.F.: Ein werkstoffgerechtes Schädigungsmodell und Stababschnittelement für Stahlbeton unter zyklisch nichtlinearer Beanspruchung. Schriftenreihe des Instituts für Konstruktiven Ingenieurbau der Ruhr Universität Bochum, Mitteilungen Nr. 88-4, Bochum, 1988
- Mezger (2006): Mezger, T.: Das Rheologie Handbuch: Für Anwender von Rotations- und Oszillations-Rheometern, 2. Auflage – Hannover: Vincentz Network GmbH, 2006, ISBN: 978-3-878-70175-0
- Michaeli (2006): Michaeli, W.: Einführung in die Kunststoffverarbeitung, 5. Auflage – München, Wien: Hanser, 2006, ISBN: 978-3-446-40580-6
- Michel (1969)*: Michel, M.: Adhäsion und Klebtechnik. Die theoretischen Grundlagen der Klebstoffe auf der Basis von Kunststoffen. Aufbau und Wirkungsweise, Anwendung und Prüfung – München: Hanser, 1969
- Mihala et al. (2008)*: Mihala, R.; Bergmeister K.; Strauss, A.: Beurteilung der Zuverlässigkeit von Verbundmörtelsystemen mittels probabilistischer Methoden. Bericht der Universität für Bodenkultur Wien. Department für Bautechnik und Naturgefahren. Institut für konstruktiven Ingenieurbau. Wien, 2008
- Nechvatal et al. (1994)*: Nechvatal, D.; Stöckl, S.; Kupfer, H.: Kriechen, Rückkriechen und Dauerstandfestigkeit von Beton bei unterschiedlichem Feuchtegehalt und Verwendung von Portlandzement bzw. Portlandkalksteinzement. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 442. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1994, ISBN 978-3-410-65642-5
- Oberbach (1998)*: Oberbach, K.: Kunststoff-Taschenbuch, 27. Aufl. – München, Wien: Hanser, 1998, ISBN 3-446-19054-6
- Ocel et al. (2007)*: Ocel, J.M.; Hartmann, J.; Fuchs, P.: I-90 Seaport Tunnel Partial Ceiling Collapse Investigation: Sustained Load Behavior of Powers Fasteners Power-Fast+ Adhesive Anchors. Federal Highway Administration, U.S. Department of Transportation. Washington DC, 2007
- Pfefferle (1971)*: Pfefferle, R.: Zur Theorie des Betonkriechens. Dissertation an der Technischen Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1971

- Probst et al. (1978)*: Probst, P.; Stöckl, S.: Kriechen und Rückkriechen von Beton nach langer Lasteinwirkung. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 295. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin 1978
- Pukl et al. (1998)*: Pukl, R.; Ozbolt, J.; Eligehausen, R.: Load-Carrying behaviour of bonded Anchors based on FEM Analysis, IWB – Report Nr. 98/3-2/3, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, Stuttgart, 1998
- Rehm (1985)*: Rehm, G.: Zur Frage des Langzeitverhaltens von Hilti Verbundankern (HVU). Gutachterliche Stellungnahme Nr. 22/07.85, 1985
- Reiner (1968)*: Reiner M.: Rheologie in elementarer Darstellung. – München: Hanser, 1968
- Rößle et al. (1998a)*: Rößle, M.; Meszaros, J.: Ausziehversuche an Einzelbefestigungen mit Injektionsdübeln HH M12. Einfluss des Setzens der Ankerstange. Bericht Nr. 98/4-2/4 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998
- Rößle et al. (1998b)*: Rößle, M.; Meszaros, J.: Ausziehversuche an Einzelbefestigungen mit Injektionsdübeln M16. Einfluss von Bohrlochdurchmesser und Lage der Ankerstange im Bohrloch, Bericht Nr. 98/8-2/5 des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 1998
- Rucker-Gramm (2008)*: Rucker-Gramm, P.: Modellierung des Feuchte- und Salztransports unter Berücksichtigung der Selbstabdichtung in zementgebundenen Baustoffen. Dissertation am Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der technischen Universität München. München, 2008
- Rust (2011)*: Rust, W.: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen: Kontakt, Geometrie, Material. Springer-Verlag, 2011, ISBN 3834881481, 978-3834881489
- Rüsch et al. (1968)*: Rüsch, H., A. Hummel und andere: Festigkeit und Verformung von unbewehrtem Beton unter konstanter Dauerlast. . In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 198. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin, Berlin 1968. ISBN 978-3410653981
- Schwabach (2002)*: Schwabach, E.: Schädigung, Energiedissipation und Kurzzeit-Kriechen von zyklisch einachsig auf Druck beanspruchtem Beton im quasi-statischen Versuch. Schriften der Bauhaus-Universität Weimar 113: Massivbau – Beiträge aus Theorie und Praxis, Festschrift anlässlich des 60. Geburtstages von Prof. Dr.-Ing. habil. Erich Raue, Universitätsverlag Weimar, Weimar, 2002
- Schwabach (2005)*: Schwabach E.: Verformungs- und Degradationsverhalten von niederzyklisch uniaxial druckbeanspruchtem Beton. Dissertation: Fakultät für Bauingenieurwesen der Bauhaus-Universität Weimar. Weimar, 2005
- Schwabach et al. (2001)*: Schwabach, E.; Raue, E.; Timmler, H.-G.: Damage and energy dissipation in concrete under cyclic uniaxial compressive loading in quasi-static tests. 7th International Conference: Modern Building Materials, Structures and Techniques. Vilnius, 2001
- Sell (1973)*: Sell, R.: Über Festigkeit und Verformung mit Reaktionsharzmörtelpatronen versetzter Betonanker. In: Verbindungstechnik, Nr. 8, S.11-16, 1973
- Shen (1992)*: Shen, J.-H.: Lineare und nichtlineare Theorie des Kriechens und der Relaxation von Beton unter Druckbeanspruchung. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 432. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Beuth Verlag GmbH. Berlin, 1992, ISBN 978-3410656326
- Simons (2007)*: Simons, N. I.: Verbundverhalten von eingemörtelten Bewehrungsstäben unter zyklischer Beanspruchung. Dissertation: Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2007
- Schmachtenberg (1985)*: Schmachtenberg, E.: Die mechanischen Eigenschaften nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe. Dissertation: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Aachen, 1985
- Spieth (2002)*: Spieth, H.: Tragverhalten und Bemessung von eingemörtelten Bewehrungsstäben. Dissertation: Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2002

- Spooner et al. (1975)*: Spooner, D. C.; Dougill, J. W.: A quantitative assessment of damage sustained in concrete during compressive loading, Magazine of Concrete Research, 27(1975), H. 92, S. 151-160
- Spooner et al. (1976)*: Spooner, D. C.; Pomeroy, C. D.; Dougill, J. W.: Damage and energy dissipation in cement pastes in compression, Mag. of Concr. Research 28(1976), H. 94, S. 21-29
- Stöckl et al. (1976)*: Stöckl, S.; Probst, P.: Kriechen und Rückkriechen von Betonproben nach langer Lasteinwirkung. Forschungsbericht des Lehrstuhls für Massivbau, Technische Universität München. München, 1976
- Stöckl (1981)*: Stöckl, S.: Versuche zum Einfluß der Belastungshöhe auf das Kriechen des Betons. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 324. – Berlin, Verlag Ernst&Sohn, 1981
- Stoekhert (1975)*: Stoekhert, K. (Hrsg.): Kunststoff-Lexikon, 6., neu bearb. Aufl. – München: Hanser, 1975, ISBN 3-446-12045-9
- Trost et al. (1978)*: Trost, H.; Cordes, H.; Abele, G.: Kriech- und Relaxationsversuche an sehr altem Beton. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 295. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin 1978
- Unterweger (1999)*: Unterweger, R.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von chemischen Verankerungen. Dissertation: Studienrichtung Kulturtechnik und Wasserwirtschaft, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien. Wien, 1999
- Urbonas et al. (2013)*: Urbonal, L.; Dressler, A.: Haftung Reaktionsharz – Beton. Untersuchungsbericht Nr. 10-13-0032, Centrum Baustoffe und Materialprüfung, MPA BAU, Abteilung Baustoffe der Technischen Universität München. München, 2013
- Vollmert (1982)*: Vollmert, B.: Vom Rohstoff zum Polymerwerkstoff. In: VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik 1972-1982 – Düsseldorf: 1982
- Wagner (1958)*: Wagner, O.: Das Kriechen unbewehrten Betons. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 131. – Berlin, Verlag Ernst&Sohn Berlin, 1958
- Walter (2003)*: Walter, H.: Morphologie-Zähigkeits-Korrelationen von modifizierten Epoxidharzsystemen mittels bruchmechanischer Prüfmethode an Miniaturprüfkörpern. Dissertation: Mathematisch-Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg. Halle (Saale), 2003
- Wanders (1999)*: Wanders, M.: Beitrag zur Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe unter mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation, Gesamthochschule Essen. Essen, 1999
- Welz (2011)*: Welz, G.: Tragverhalten und Bemessung von Injektionsdübeln unter Quer- und Schrägzugbelastung im Mauerwerk. Dissertation: Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart. Stuttgart, 2011. ISBN: 978-3-9811682-3-5
- Wesche (1973)*: Wesche, K.: Über das Kriechen von Zementstein, Mörtel und Beton. (Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen). VS Verlag für Sozialwissenschaften. 1973, ISBN 978-3531022734
- Wesche et al. (1978)*: Wesche, K.; Schrage, I.; vom Berg, W.: Versuche zum Einfluß des Belastungsalters auf das Kriechen von Beton. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 295. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin 1978
- Wittmann et al. (1971)*: Wittmann, F., Setzer, M.: Vergleich einiger Kriechfunktionen mit Versuchsergebnissen. In: Cement and Concrete Research Vol. 1, Nr. 6, S.679-690, 1971
- Zaytsev et al. (1974)*: Zaytsev, J.: Verformung und Bruchvorgang poröser Baustoffe bei kurzzeitiger Belastung und Dauerlast. In: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 232. Hrsg.: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V., Verlag Ernst & Sohn. Berlin 1974
- Zaviliaris et al. (1996)*: Zaviliaris, K. D.; Kollias, S.; Speare, P. R. S.: An experimental Study of adhesively bonded anchorages in concrete, In: Magazine of Concrete Research, Vol. 48, Nr. 175, S.79-93, 1996

Anhang A Polymere Werkstoffe

A.1 Definition polymerer Werkstoff

Der Begriff polymerer Werkstoff (auch Kunststoff) bezeichnet im Allgemeinen einen Feststoff mit makromolekularem Aufbau. Er kann entweder vollsynthetisch oder halbsynthetisch⁵⁶⁴, durch Umwandlung von Naturprodukten (z.B. von Casein oder Cellulose), hergestellt werden.

Die Makromoleküle polymerer Werkstoffe sind organischen Ursprungs. Sie bestehen aus einer Vielzahl häufig wiederkehrender kovalent gebundener Monomere^{565,566}. Häufig wiederkehrend bedeutet dabei, dass trotz der großen Anzahl an Monomeren in einem Makromolekül eines polymeren Werkstoffs in der Regel lediglich ein oder zwei Monomerarten enthalten sind. Sie werden daher als sog. Homo- bzw. Copolymere bezeichnet^{567,568}. Die Eigenschaften der polymeren Werkstoffe werden entscheidend durch deren makromolekulare Anordnung bestimmt^{569,570,571,572}. Je nach Ausprägung der Makromolekülgestalt und der Art der Bindung (physikalisch, chemisch) zwischen den Makromolekülen ergeben sich so unterschiedliche charakteristische Eigenschaften.

A.2 Einteilung der polymeren Werkstoffe nach ihrer makromolekularen Anordnung

Makromoleküle polymerer Werkstoffe weisen in Abhängigkeit der Art und Funktionalität⁵⁷³ ihrer monomeren Ausgangsstoffe eine bestimmte kovalente Grundstruktur auf⁵⁷⁴. Sie können in linearer, verzweigter vernetzter oder verschlaurter Anordnung vorliegen (Bild A-1).

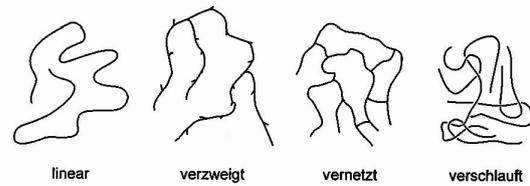


Bild A-1: Schematische Anordnung der Makromoleküle polymerer Werkstoffe, aus Ehrenstein (1999)⁵⁷⁵

Die strukturell einfachste Art ist die lineare Anordnung der Makromoleküle. Sie besteht aus kettenartig aneinandergereihten bifunktionalen Monomeren. Ist der polymere Werkstoff dagegen auch teilweise aus trifunktionalen Monomeren aufgebaut, können sich Verzweigungen bilden⁵⁷⁶. Verzweigte Makromoleküle besitzen somit entlang der Hauptkette in bestimmten Abständen seitlich Substituenten (Atome oder Atomgruppen)⁵⁷⁷. Die Substituenten weisen einen zur Hauptkette identischen chemischen Aufbau auf⁵⁷⁸. Die polymeren Werkstoffe mit *linearer und mit verzweigter* makromolekularer Anordnung werden als *Thermoplaste* bezeichnet⁵⁷⁹. Sie enthalten lediglich physikalische Bindungen zwischen den Makromolekülen. Die physikalischen Bindungen sind reversibel, d.h. sie können durch Einwirkung von Wärme, Lösemittel oder mechanische Kräfte wiederholt gelöst werden⁵⁸⁰. Für den Fall der Einwirkung von Wärmeenergie kommt es dabei zu einer zunehmenden thermischen Bewegung (Brownsche Molekularbewegung) der Kettenglieder der Makromoleküle. Diese führt zu einem Abgleiten der Kettenglieder voneinander und so zum Lösen der Ketten. In der Folge erweichen die Thermoplaste bei Wärmezufuhr stark (siehe Bild A-3 (a) und (b): Verringerung des Schubmoduls mit zunehmender Temperatur), bis sie bei Erreichen der Schmelztemperatur schmelzen^{581,582,583,584}. Die Schmelzbarkeit ermöglicht es auch Thermoplaste zu schweißen⁵⁸⁵. Weiterhin weisen Thermoplaste in Abhängigkeit ihrer Molekülgestalt (u. A. Molekülgröße, Art und Anzahl

⁵⁶⁴ In der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich auf den Teil der vollsynthetisch hergestellten polymeren Werkstoffe eingegangen, da nur diese bei den Verbunddübeln Anwendung finden.

⁵⁶⁵ Ehrenstein (1999), S.12

⁵⁶⁶ Oberbach (1998), S.13

⁵⁶⁷ Ehrenstein (1999), S.12f.

⁵⁶⁸ Oberbach (1998), S.14

⁵⁶⁹ Laeis (1972), S.13

⁵⁷⁰ Oberbach (1998), S.13

⁵⁷¹ Dominghaus (1969), S.4

⁵⁷² Vollmert (1982), S. 45

⁵⁷³ Funktionalität: Reaktionsfähigkeit organischer Verbindungen, bezogen auf die Anzahl der reaktionsfähigen Stellen = funktionellen Gruppen, aus: Stoeckert (1975), S.176

⁵⁷⁴ Oberbach (1998), S.13

⁵⁷⁵ Ehrenstein (1999), S.13, Bild 2.1

⁵⁷⁶ Stoeckert (1975), S.176

⁵⁷⁷ Ehrenstein (1999), S.12

⁵⁷⁸ Ehrenstein (1999), S.12

⁵⁷⁹ Laeis (1972), S.23

⁵⁸⁰ Ehrenstein (1999), S.13

⁵⁸¹ Menges (1990), S.17

⁵⁸² Hellerich et. al (1992), S.4f.

⁵⁸³ Ehrenstein (1999), S.14

⁵⁸⁴ Laeis (1972), S.23

⁵⁸⁵ Hellerich et. al (1992), S.5

der Verzweigungen) eine mehr oder weniger starke irreversible Dehnbarkeit auf.

Bei den Thermoplasten unterscheidet man über die lineare oder verzweigte Molekülanordnung hinaus noch zwischen amorphen und teilkristallinen Thermoplasten. *Teilkristalline Thermoplaste* weisen *geordnete Bereiche in ihrer Molekülstruktur* auf. In diesen Bereichen liegen einzelnen Makromolekülketten dicht aneinander und verlaufen parallel zueinander, vergleichbar mit der regelmäßigen Anordnung der Atome und Moleküle in Kristallen⁵⁸⁶. Neben diesen geordneten (quasi kristallinen) Bereichen treten bei den teilkristallinen Thermoplasten jedoch stets auch Molekülsegmente mit unregelmäßiger, willkürlicher Struktur auf. Die amorphen Thermoplaste besitzen keine geordneten Molekülsegmente, sie sind vollständig unregelmäßig aufgebaut. Auf die Ursachen, die zur Ausbildung geordneter Bereiche der Makromoleküle führen, soll an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden, da sie für die vorliegende Arbeit keine Relevanz besitzen.

Treten neben den physikalischen Bindungen, wie sie bei den Thermoplasten vorliegen, auch chemische Bindungen zwischen den Makromolekülen auf, ergibt sich eine kovalente räumlich vernetzte Molekülstruktur. Voraussetzung dafür ist, dass die eingesetzten Monomere tri- oder tetrafunktionell sind⁵⁸⁷. Idealiert betrachtet bildet sich so ein einziges „Riesenmolekül“^{588, 589}. In der Praxis kommt es jedoch durch molekulare und morphologische Fehlstellen nicht zur Ausbildung eines einzigen, sondern einiger sehr großer Raumnetzwerke im polymeren Werkstoff⁵⁹⁰.

Verglichen mit den physikalischen Bindungskräften sind die chemischen bis zu 3 Zehnerpotenzen höher⁵⁹¹. Chemische Bindungen zwischen den Makromolekülen sind irreversibel, d.h. ein Trennen der chemischen Bindungen kann nur durch Zersetzung von Statten gehen⁵⁹².

Ist die *Anzahl der Vernetzungspunkte* (die Anzahl der chemischen Bindungen) eines polymeren Werkstoffs *gering*, bildet sich ein weitmaschiges Netz aus. Polymere Werkstoffe dieses Typs werden als *Elastomere* bezeichnet.

Elastomere können aufgrund der irreversiblen chemischen Bindungen nach deren Erhärtung nicht wieder geschmolzen oder gelöst werden. Aufgrund der großen Abstände zwischen den Vernetzungspunkten sind die Elastomere jedoch quellbar⁵⁹³. Die Anzahl der Vernetzungspunkte beeinflusst zudem die Beweglichkeit der Elastomere. Ein weitmaschiges Netz mit nur wenigen Verknüpfungspunkten führt zu einer hohen Beweglichkeit der makromolekularen Struktur^{594, 595}, Molekülsegmente lassen sich bei Krafteinwirkung gegeneinander strecken (siehe Bild A-2). Elastomere weisen folglich bei Gebrauchstemperatur einen geringen Elastizitätsmodul sowie Schubmodul und somit ein für sie charakteristisches „reversibel gummielastisches“ Verhalten auf.

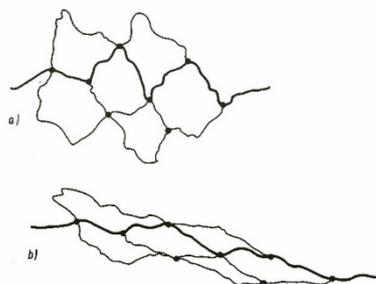


Bild A-2: Schematische Darstellung der Verstreckung von Elastomeren. Das bewegliche weitmaschige Raumnetzwerk in (a) ungestrecktem Zustand und (b) in Kraftrichtung gestrecktem Zustand (die dickere Linie verdeutlicht die Verstreckung), nach Laeis (1972)⁵⁹⁶

Durch die geringe Anzahl chemischer Bindungen der Elastomere wirken sich auch die deutlich schwächeren physikalischen Bindungen auf deren mechanisches Verhalten aus. Dies führt dazu, dass Elastomere bei Temperaturerhöhung, insbesondere über den Bereich der Gebrauchstemperatur hinaus, durch das Auflösen der physikalischen Bindungen signifikant erweichen (wenngleich aufgrund der bestehenden chemischen Bindungen nicht schmelzen) und bei Temperaturerniedrigung unter die Gebrauchstemperatur verfestigen, siehe auch Bild A-3 (c).

⁵⁸⁶ Laeis (1972), S.28

⁵⁸⁷ Stoeckert (1975), S.176

⁵⁸⁸ Menges (1990), S.18

⁵⁸⁹ Laeis (1972), S.138

⁵⁹⁰ Oberbach (1998), S.19

⁵⁹¹ Ehrenstein (1999), S.13

⁵⁹² Ehrenstein (1999), S.13

⁵⁹³ Menges (1990), S.17

⁵⁹⁴ Laeis (1972), S.23

⁵⁹⁵ Hellerich et. al (1992), S.5

⁵⁹⁶ Laeis (1972), S.137, Bild 80

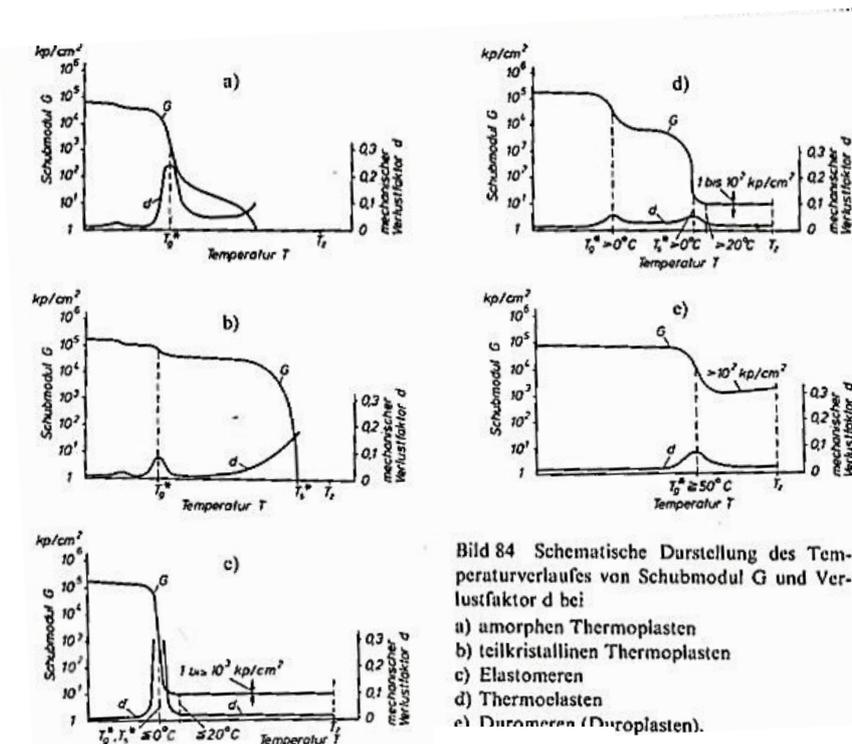


Bild 84 Schematische Darstellung des Temperaturverlaufes von Schubmodul G und Verlustfaktor d bei
 a) amorphen Thermoplasten
 b) teilkristallinen Thermoplasten
 c) Elastomeren
 d) Thermoelasten
 e) Duromeren (Duroplasten).

Bild A-3: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufes des Schubmoduls bei (a) amorphen Thermoplasten, (b) teilkristallinen Thermoplasten, (c) Elastomeren und (e) Duromeren nach Laeis (1972)⁵⁹⁷

Im Gegensatz dazu stehen die Duromere (auch Duroplaste). *Duromere* weisen eine *hohe Vernetzungsdichte* auf. Wie die Elastomere sind auch sie aufgrund der chemischen Bindungen weder schmelz-, noch lösbar. Ein Quellen der Duromere ist jedoch im Gegensatz zu den Elastomeren aufgrund der engmaschigen Netzstruktur ebenfalls kaum möglich⁵⁹⁸. Auch führt die hohe Anzahl der starken chemischen Bindungen zu einer hohen Beständigkeit gegenüber aggressiven Medien (wie z.B. dem alkalischen Milieu des Betons). Duromere besitzen im Gebrauchstemperaturbereich eine, im Vergleich zu den Elastomeren und den Thermoplasten, hohe Steifigkeit (Elastizitätsmodul, Schubmodul) welche wiederum durch die hohe Vernetzungsdichte und die damit einhergehende fehlende Möglichkeit der Streckung der Makromoleküle begründet werden kann. Folglich besitzen Duromere bei Gebrauchstemperatur ein hartes und sprödes (glasartiges) Werkstoffverhalten. Durch die hohe Anzahl der chemischen Bindungen der Duromere wirken sich die vergleichsweise schwachen physikalischen Bindungen nicht signifikant auf deren mechanische Eigenschaften aus. So kommt es im Gegensatz zu den Elastomeren und den Thermoplasten bei einer Temperaturerhöhung

zu keiner solch ausgeprägten Erweichung, bedingt durch das Lösen der physikalischen Bindungen. Auch ohne die physikalischen Bindungen kann durch die hohe Dichte der nicht zerstörungsfrei löslichen chemischen Vernetzungsstellen kein Überwinden der Makromoleküle von Satten gehen. Die Duromere weisen folglich nahezu bis zum Erreichen ihrer spezifischen Zersetzungstemperatur lediglich einen geringen Rückgang der Steifigkeit auf⁵⁹⁹. Bild A-3 (e) verdeutlicht diesen Zusammenhang schematisch am Beispiel des Schubmoduls. Die vierte mögliche Anordnung der Makromoleküle polymerer Werkstoffe ist die verschlaufte Anordnung. Makromoleküle liegen naturgemäß nicht als linear ausgestreckte Gebilde vor, sondern weisen ohne die Einwirkung äußerer Kräfte eine Knäuelstruktur auf. Dies führt im polymeren Werkstoff zu einem Durchdringen der einzelnen Makromoleküle, sogenannten Verhakungen und Verschlaufungen und somit zu einem physikalischen Zusammenhalt der Makromoleküle⁶⁰⁰. Die verschlaufte Makromolekülanordnung tritt bei allen polymeren Werkstoffen zusätzlich zur linearen, verzweigten oder vernetzten Molekülstruktur auf.

⁵⁹⁷ Laeis (1972), S.142, Bild 84

⁵⁹⁸ Oberbach (1998), S.14

⁵⁹⁹ Laeis (1972), S.141

⁶⁰⁰ Ehrenstein (1999), S.13

Anhang B Klotz auf der schiefen Ebene zur praktischen Beschreibung plastischen Deformationsverhaltens

Das Deformationsverhalten des St. Venantschen Reiblements kann mit dem praktischen Beispiel eines Klotzes auf einer schiefen Ebene veranschaulicht werden, Bild B-1.

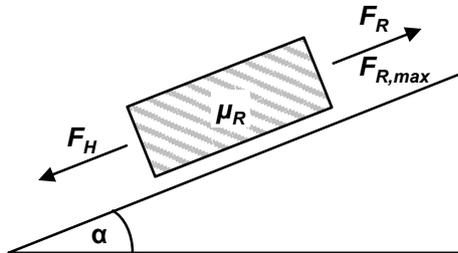


Bild B-1: Klotz auf der schiefen Ebene zur Veranschaulichung plastischen Deformationsverhaltens

Der aktuelle Beanspruchungszustand σ entspricht dabei der Hangabtriebskraft F_H . Der Betrag der Hangabtriebskraft F_H steht in direktem Zusammenhang zum Neigungswinkel α der schiefen Ebene. Mit zunehmender Neigung der schiefen Ebene nimmt die Hangabtriebskraft F_H zu. Die Fließspannung σ_f steht im Zusammenhang mit der maximalen Haftreibungskraft $F_{R,max}$ zwischen dem Klotz und der schiefen Ebene. Der Betrag der maximalen Haftreibungskraft $F_{R,max}$ wird vom Haftreibungskoeffizienten μ_R determiniert und ist unabhängig vom Neigungswinkel der schiefen Ebene.

Solange der Neigungswinkel α der schiefen Ebene so gering ist, dass die Hangabtriebskraft F_H kleiner als die maximale Haftreibungskraft $F_{R,max}$ ist, bleibt der Klotz in Ruhe. Wird der Neigungswinkel α , bei dem $F_H = F_{R,max}$ ist, erreicht oder überschritten, rutscht der Klotz die schiefe Ebene hinab, was der plastischen Deformation des St. Venantschen Reiblements entspricht. Wird nun der Neigungswinkel der schiefen Ebene wieder reduziert, sodass $F_H < F_{R,max}$ ist, kommt die Deformation zum Erliegen, der Klotz bleibt stehen, ohne sich zurückzubewegen.

Anhang C Ergänzende Auszugversuche zur Berechnung der Verbundsteifigkeit

C.1 System VE

Tabelle C-1: Ergebnisse der Auszugversuche am Verbunddübel VE

Bezeichnung [-]	Maximale Last F_u [kN]	Verbundspannung τ_u [MPa]	Verschiebung $\Delta h(\tau_u)$ [mm]	Dehnung $\varepsilon(\tau_u)$
AZV_VE_54mm-STW_01	88,2	24,6	0,88	0,009
AZV_VE_54mm-STW_02	86,6	24,2	0,92	0,010
AZV_VE_54mm-STW_03	84,6	23,6	0,74	0,008
AZV_VE_54mm-STW_04	89,9	25,1	0,94	0,010
AZV_VE_54mm-STW_05	90,4	25,2	0,74	0,008
AZV_VE_54mm-STW_06	91,7	25,6	1,05	0,011
AZV_VE_54mm-STW_07	95,1	26,6	0,89	0,009
AZV_VE_54mm-STW_08	94,9	26,5	0,94	0,010
AZV_VE_54mm-STW_09	87,5	24,4	0,95	0,010
AZV_VE_54mm-STW_10	94,8	26,5	0,88	0,009
AZV_VE_54mm-STW_MW	90,4	25,2	0,89	0,009
AZV_VE_22mm-STW_01	86,7	24,2	0,63	0,007
AZV_VE_22mm-STW_02	84,5	23,6	0,79	0,008
AZV_VE_22mm-STW_03	92,1	25,7	0,65	0,007
AZV_VE_22mm-STW_04	94,0	26,2	0,90	0,009
AZV_VE_22mm-STW_05	90,3	25,2	1,11	0,012
AZV_VE_22mm-STW_06	87,2	24,3	0,82	0,009
AZV_VE_22mm-STW_07	87,9	24,6	0,94	0,010
AZV_VE_22mm-STW_08	83,5	23,3	0,74	0,008
AZV_VE_22mm-STW_09	85,7	23,9	0,90	0,009
AZV_VE_22mm-STW_10	89,0	24,8	0,73	0,008
AZV_VE_22mm-STW_11	93,7	26,2	1,22	0,013
AZV_VE_22mm-STW_12	86,2	24,1	0,90	0,009
AZV_VE_22mm-STW_13	93,6	26,1	1,05	0,011
AZV_VE_22mm-STW_MW	88,8	24,8	0,88	0,009

C.2 System EP

Tabelle C-2: Ergebnisse der Auszugversuche am Verbunddübel EP

Bezeichnung [-]	Maximale Last F_u [kN]	Verbundspannung τ_u [MPa]	Verschiebung $\Delta h(\tau_u)$ [mm]	Dehnung $\varepsilon(\tau_u)$
AZV_EP_72mm-h _{ef} _01	79,4	29,2	0,91	0,013
AZV_EP_72mm-h _{ef} _02	80,0	29,5	0,89	0,012
AZV_EP_72mm-h _{ef} _03	91,9	33,8	1,10	0,015
AZV_EP_72mm-h _{ef} _04	93,5	34,5	1,19	0,017
AZV_EP_72mm-h _{ef} _05	94,4	34,8	1,35	0,019
AZV_EP_72mm-h_{ef}_MW	87,8	32,4	1,09	0,015
AZV_EP_48mm-h _{ef} _01	59,9	33,1	0,53	0,011
AZV_EP_48mm-h _{ef} _02	62,8	34,7	0,63	0,013
AZV_EP_48mm-h _{ef} _03	54,2	30,0	0,67	0,014
AZV_EP_48mm-h _{ef} _04	60,4	33,4	0,62	0,013
AZV_EP_48mm-h _{ef} _05	62,6	34,6	0,61	0,013
AZV_EP_48mm-h_{ef}_MW	60,0	33,1	0,61	0,013

C.3 Berechnung der Verbundsteifigkeit

Die Vorgehensweise zur Berechnung der Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel ist detailliert in Abschnitt 6.2.2 (S. 97 ff.) beschrieben. Die Berechnung erfolgt auf der Basis der in Auszugversuchen am Verbunddübel ermittelten Kraft/Verschiebungs-Beziehungen. Zusammenfassend ist nachfolgend die schrittweise Vorgehensweise zur Berechnung der Verbundsteifigkeit G^P der Verbunddübel nochmals stichpunktartig aufgeführt.

Schritt 1: Bestimmung der Verbundspannungs/Verschiebungs-Kurve

Dabei werden die in den Auszugversuchen ermittelten Kräfte F in Verbundspannungen τ umgerechnet und so anschließend die Kraft/Verschiebungs-Kurve in eine Verbundspannungs/Verschiebungs-Kurve transferiert.

Schritt 2: Überführen in eine Verbundspannungs/Schubwinkel-Kurve

Es werden die in den Auszugversuchen gemessenen Verschiebungen in Schubwinkel γ umgerechnet. Dazu wird die Verschiebung der Verbunddübel Δh ins Verhältnis zur Spaltbreite h_s gesetzt.

Schritt 3: Diskrete Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit

Hierbei werden die berechneten Verbundspannungen mit den korrespondierenden Schub-

winkeln ins Verhältnis gesetzt, es werden also die Sekantenmoduln zwischen der zum Zeitpunkt i wirkenden Verbundspannung τ_i und dem korrespondierenden Schubwinkel γ_i zum Koordinatenursprung ($\tau_i, \gamma_i = 0$) berechnet. Als Ergebnis erhält man für jede ermittelte Verbundspannung eine zugehörige Verbundsteifigkeit G_i^P .

Schritt 4: Kontinuierliche Berechnung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit

In diesem Schritt wird die diskrete Anzahl der ermittelten verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeiten in eine kontinuierliche mathematische Funktion überführt. Für beide Verbunddübelssysteme VE und EP wurde zur mathematischen Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit eine Polynomfunktion dritten Grades ($G^P = c_1 \tau^3 + c_2 \tau^2 + c_3 \tau + c_4$) eingesetzt, siehe Formel (6-8), S. 106. Dabei stellen c_1 , bis c_4 Systemkonstanten dar, die das nichtlinear elastisch-plastische Deformationsverhalten der untersuchten Verbunddübel beschreiben.

In Tabelle C-3 bis Tabelle C-6 sind die aus den Ergebnissen der in Abschnitt 5.1.2 (S. 66 ff.) dargestellten Auszugversuche am Verbunddübel VE und EP berechneten Systemkonstanten c_1 bis c_4 angegeben.

Tabelle C-3: Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel VE der Versuchsserie AZV_VE_54mm-STW mit einer Stützweite von 54 mm

Verbunddübel	Systemkonstante			
	c_1 [MPa ⁻²]	c_2 [MPa ⁻¹]	c_3 [-]	c_4 [MPa]
AZV_VE_54mm-STW_01	-0,0116	0,507	-8,528	97,83
AZV_VE_54mm-STW_02	-0,0133	0,582	-8,794	80,92
AZV_VE_54mm-STW_03	-0,0128	0,617	-10,989	109,39
AZV_VE_54mm-STW_04	-0,0160	0,809	-16,898	188,56
AZV_VE_54mm-STW_05	-0,0134	0,644	-11,219	114,63
AZV_VE_54mm-STW_06	-0,0157	0,671	-11,303	130,83
AZV_VE_54mm-STW_07	-0,0070	0,305	-5,815	94,28
AZV_VE_54mm-STW_08	-0,0042	0,115	-1,197	48,04
AZV_VE_54mm-STW_09	-0,0071	0,246	-2,314	33,56
AZV_VE_54mm-STW_10	-0,0115	0,483	-6,493	62,39

Tabelle C-4: Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel VE der Versuchsserie AZV_VE_22mm-STW mit einer Stützweite von 22 mm

Verbunddübel	Systemkonstante			
	c_1 [MPa ⁻²]	c_2 [MPa ⁻¹]	c_3 [-]	c_4 [MPa]
AZV_VE_22mm-STW_01	-0,0188	0,948	-17,516	128,68
AZV_VE_22mm-STW_02	-0,0085	0,353	-5,766	62,93
AZV_VE_22mm-STW_03	-0,0113	0,436	-6,138	61,21
AZV_VE_22mm-STW_04	-0,0152	0,684	-10,580	103,03
AZV_VE_22mm-STW_05	-0,0108	0,622	-15,215	72,13
AZV_VE_22mm-STW_06	-0,0131	0,577	-9,772	107,92
AZV_VE_22mm-STW_07	-0,0116	0,380	-4,912	83,11
AZV_VE_22mm-STW_08	-0,0091	0,424	-7,943	95,06
AZV_VE_22mm-STW_09	-0,0165	0,743	-11,533	95,98
AZV_VE_22mm-STW_10	-0,0093	0,408	-6,918	89,73
AZV_VE_22mm-STW_11	-0,0129	0,590	-9,218	84,63
AZV_VE_22mm-STW_12	-0,0159	0,717	-11,124	94,59
AZV_VE_22mm-STW_13	-0,0137	0,642	-10,852	107,76

Tabelle C-5: Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel EP der Versuchsserie AZV_EP_72mm-h_{ef} mit einer Verankerungslänge von 72 mm

Verbunddübel	Systemkonstante			
	c_1 [MPa ⁻²]	c_2 [MPa ⁻¹]	c_3 [-]	c_4 [MPa]
AZV_EP_72mm-h _{ef} _01	-0,0101	0,531	-9,253	97,61
AZV_EP_72mm-h _{ef} _02	-0,0092	0,502	-8,980	95,76
AZV_EP_72mm-h _{ef} _03	-0,0100	0,499	-9,354	97,01
AZV_EP_72mm-h _{ef} _04	-0,0097	0,482	-9,087	97,03
AZV_EP_72mm-h _{ef} _05	-0,0101	0,531	-9,253	98,24

Tabelle C-6: Eingangsparameter zur Beschreibung der verbundspannungsvarianten Verbundsteifigkeit der Verbunddübel EP der Versuchsserie AZV_EP_48mm-h_{ef} mit einer Verankerungslänge von 48 mm

Verbunddübel	Systemkonstante			
	c_1 [MPa ⁻²]	c_2 [MPa ⁻¹]	c_3 [-]	c_4 [MPa]
AZV_EP_48mm-h _{ef} _01	-0,0058	0,414	-10,813	161,52
AZV_EP_48mm-h _{ef} _02	-0,0046	0,315	-7,652	120,45
AZV_EP_48mm-h _{ef} _03	-0,0027	0,214	-6,817	121,65
AZV_EP_48mm-h _{ef} _04	-0,0071	0,476	-11,418	158,04
AZV_EP_48mm-h _{ef} _05	-0,0060	0,425	-10,700	153,18

Anhang D Ergänzende Versuche zur Viskositätsberechnung

Ziel der Untersuchungen war es, für die Verbunddübel VE und EP die minimal notwendige Dauer der Dauerstandversuche zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität zu quantifizieren.

D.1 System VE

Bild D-1 bis Bild D-3 zeigen, wie sich die Deformationsprognose des modifizierten Burgers-Modells mit variierender Datenbasis zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität für den Verbunddübel VE verändert.

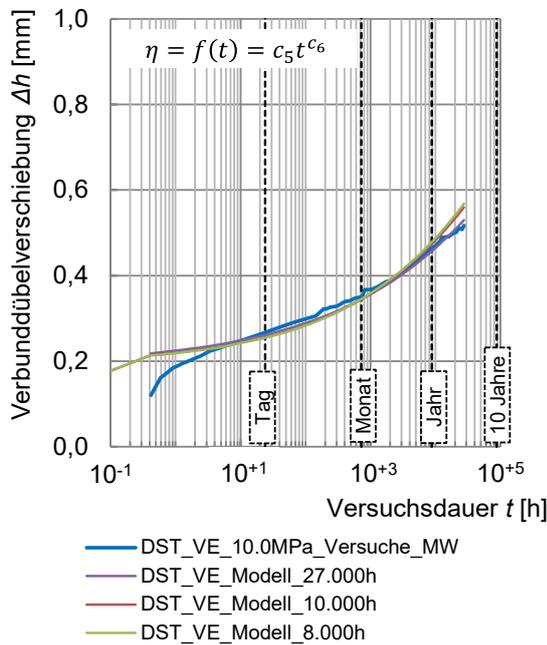


Bild D-1: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel VE; lila: Versuchsdauer bis 27.000 h; braun: Versuchsdauer bis 10.000 h; grün: Versuchsdauer bis 8.000 h

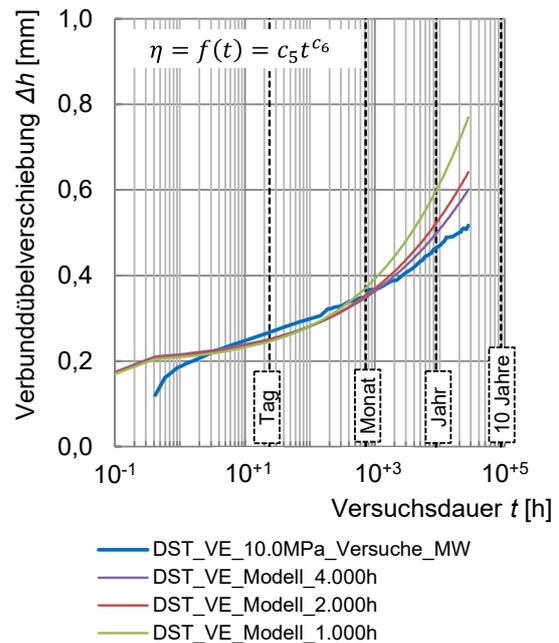


Bild D-2: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel VE; lila: Versuchsdauer bis 4.000 h; braun: Versuchsdauer bis 2.000 h; grün: Versuchsdauer bis 1.000 h

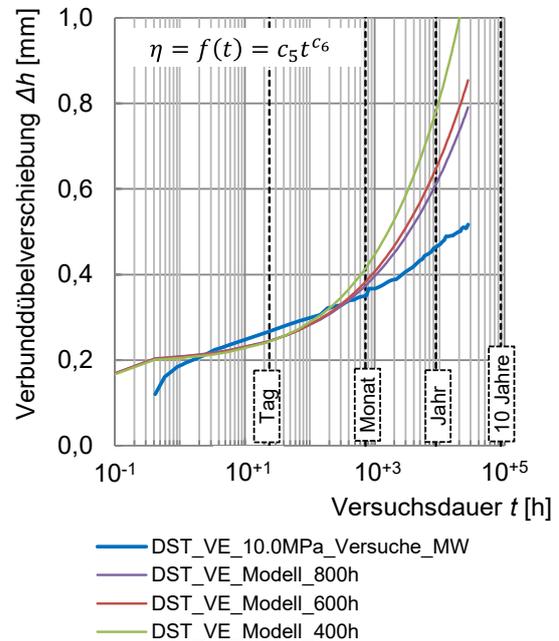


Bild D-3: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel VE; lila: Versuchsdauer bis 27.000 h; braun: Versuchsdauer bis 10.000 h; grün: Versuchsdauer bis 8.000 h

D.2 System EP

Bild D 1 bis Bild D 3 zeigen, wie sich die Deformationsprognose des modifizierten Burgers-Modells mit variierender Datenbasis zur Berechnung der zeitvarianten Viskosität für den Verbunddübel VE verändert.

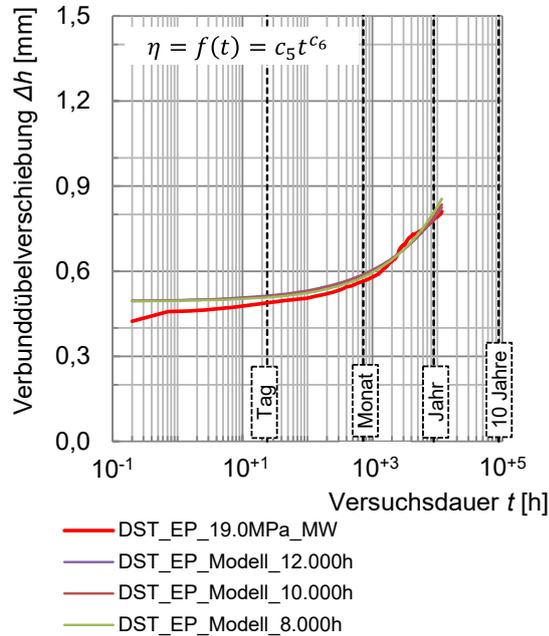


Bild D-4: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel EP; lila: Versuchsdauer bis 12.000 h; braun: Versuchsdauer bis 10.000 h; grün: Versuchsdauer bis 8.000 h

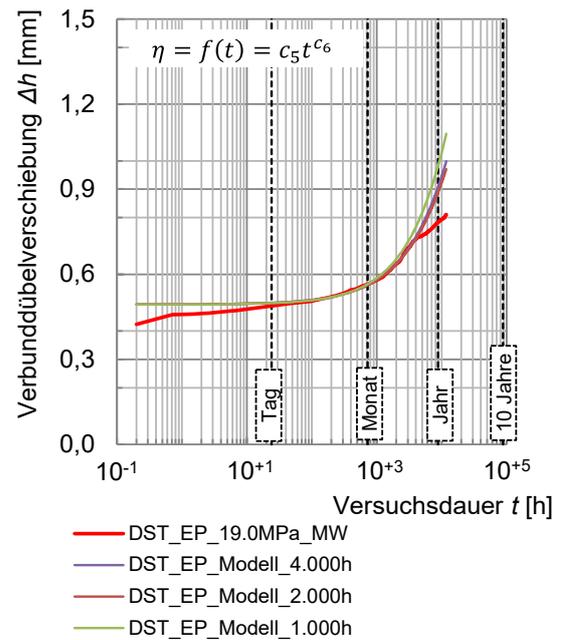


Bild D-5: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel EP; lila: Versuchsdauer bis 4.000 h; braun: Versuchsdauer bis 2.000 h; grün: Versuchsdauer bis 1.000 h

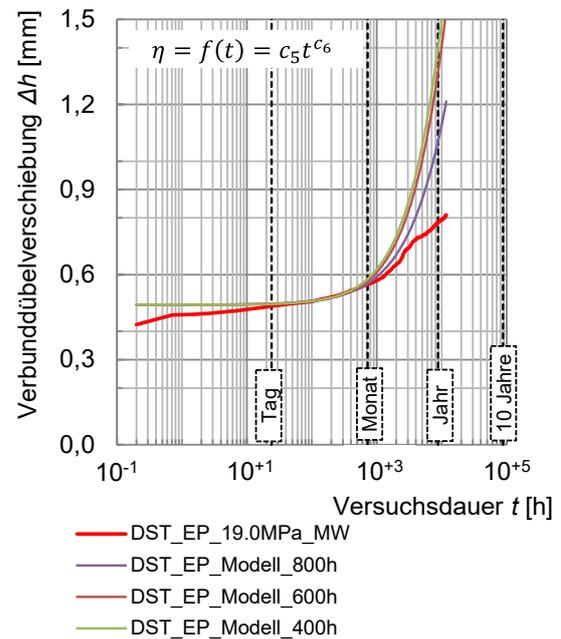


Bild D-6: Abhängigkeit der mit dem modifizierten Burgers-Modell berechneten Verschiebungs/Zeit-Kurven von der Versuchsdauer der für die Berechnung der zeitvarianten Viskosität $\eta(t)$ eingesetzten Dauerstandversuche am Verbunddübel EP; lila: Versuchsdauer bis 800 h; braun: Versuchsdauer bis 600 h; grün: Versuchsdauer bis 400 h

Anhang E Literaturrecherche zur Berechnung eines Parameters zur Quantifizierung der Degradation von Beton als Basis zur Quantifizierung der Degradation der Verbunddübel

Nachfolgend ist eine Auswahl an Untersuchungen zur Berechnung eines Parameters zur Quantifizierung der Degradation von Beton bzw. Stahlbeton gegeben. Auf dieser Basis erfolgte die Auswertung der eigenen Datenbasis zur Quantifizierung der Degradation der Verbunddübel. So führten Banon et al.⁶⁰¹ bereits 1981 Untersuchungen zur Berechnung einer normierten dissipierten Energie zur Bewertung der Strukturveränderung von bewehrten Betonen durch. Dabei setzten sie, die kumulierte dissipierte Energie zur maximalen elastischen Energie ins Verhältnis, wie es auch in der vorliegenden Arbeit für die Verbunddübel vorgenommen wurde. Darwin et al.⁶⁰² verfolgten 1986 ebenfalls den von Banon et al. gewählten Ansatz zur Bewertung der Strukturveränderung von Stahlbetonbalken unter Biegebeanspruchung.

Meyer⁶⁰³ beschreibt 1988 ebenfalls eine Vorgehensweise zur Berechnung eines Schädigungsindikators als Verhältniswert. Dabei setzt er die dissipierte Energie unter zyklischer Belastung jedoch ins Verhältnis zur maximalen Energie unter monotoner Laststeigerung bis zum Bruch. Meyer stellt weiterhin dar, dass neben dem ersten Lastwechsel auf einem Belastungsniveau auch die folgenden Lastwechsel auf diesem Niveau einen, wenngleich geringen, Einfluss auf die Strukturveränderung besitzen. In der vorliegenden Arbeit wurden daher die Strukturveränderungsenergien W_d aller bis zum betrachteten Lastwechsel vollzogenen Lastwechsel kumuliert in die Berechnung des Degradationsindikators D einbezogen.

Bolle⁶⁰⁴ führte 1999 zahlreiche Biegezug-Degradationsversuche an Stahlbetonbalken durch. Anhand der Versuchsergebnisse berechnete er einen Versuchsgrenzlastindikator (entspricht einem Schädigungsindikator). Dieser entspricht wiederum dem Verhältnis zwischen der kumulierten Strukturveränderungsenergie und der elastisch gespeicherten Energie. Im Gegensatz zu Meyer bezieht Bolle jedoch lediglich den ersten Lastwechsel einer jeden Laststufe in die Berechnung der Struk-

turveränderungsenergie mit ein, was nachteilig ist.

Schwabach stellt Degradationsversuche an unbewehrten Normalbetonen^{605,606,607} sowie selbstverdichtenden Betonen⁶⁰⁸ vor. Dabei berechnet er ebenfalls einen Schädigungsindikator als Verhältniswert zwischen der kumulierten Strukturveränderungsenergie aller bis zum betrachteten Zeitpunkt vollzogenen Lastwechsel zur maximalen elastischen Energie. Im Gegensatz zur vorliegenden Arbeit verwendet er jedoch als Bezugsgröße nicht die maximale elastische Energie des gesamten Degradationsversuchs, sondern jene, die bis zum betrachteten Lastwechsel maximal gemessen wurde. Für die in der vorliegenden Arbeit beschriebene Bewertung der Strukturveränderung von Verbunddübeln hat sich in Voruntersuchungen⁶⁰⁹ ergeben, dass diese Vorgehensweise nicht zielführend ist. So ergeben sich durch den Bezug der bis zum betrachteten Lastwechsel kumulierten Strukturveränderungsenergie auf die bis zu diesem Lastwechsel maximale elastische Deformationsenergie bereits bei geringen Verbunddübelverschiebungen zu hohe Werte für den Degradationsindikator. Dies suggeriert, dass die Verbunddübel bereits bei sehr kleinen Verschiebungen eine signifikante Degradation aufweisen, welche in den Versuchen nicht nachgewiesen werden konnte.

⁶⁰¹ Banon et al (1981)

⁶⁰² Darwin et al. (1986)

⁶⁰³ Meyer (1988)

⁶⁰⁴ Bolle (1999)

⁶⁰⁵ Schwabach et al. (2001)

⁶⁰⁶ Schwabach (2002)

⁶⁰⁷ Schwabach (2005)

⁶⁰⁸ Schwabach (2005)

⁶⁰⁹ In der vorliegenden Arbeit nicht dargestellt

Anhang F Vergleich zwischen dem in den Dauerstandversuchen zum Kurzzeitkriechen bestimmten und dem mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Kriechverhalten des Verbunddübels EP

Bild F-1 bis Bild F-5 stellen die zeitliche Entwicklung der Verbunddübelverschiebungen Δh der Verbunddübel EP in den Einzelversuchen zum Kurzzeitkriechen bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 28,0 MPa und 31,7 MPa den mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierten Verschiebungsverläufen gegenüber.

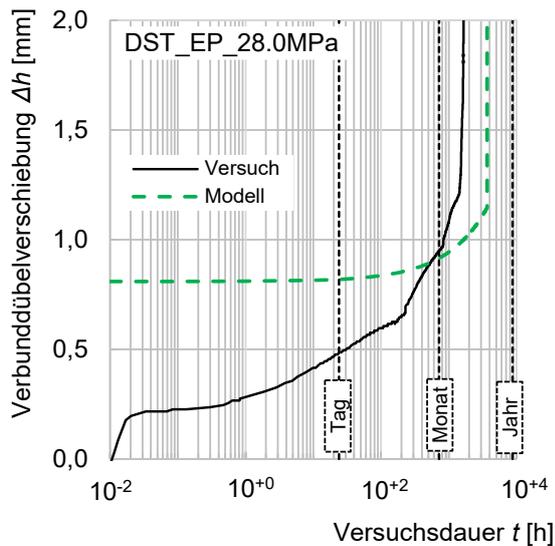


Bild F-1: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei einer konstanten Verbundspannung $\tau = 28,0$ MPa (schwarze Linie) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierter zugehöriger Verschiebungsverlauf (gestrichelte grüne Linie)

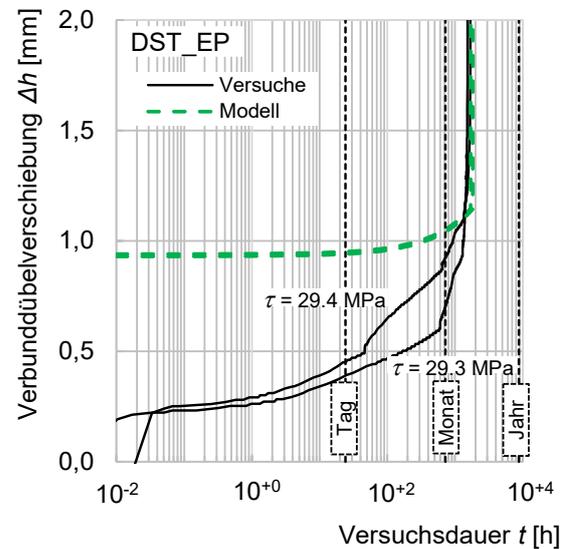


Bild F-2: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 29,3 MPa und 29,4 MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die jeweiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

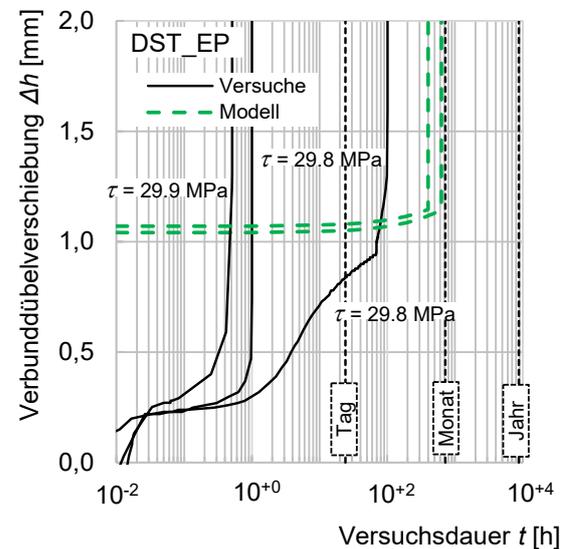


Bild A-3: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 29,8 MPa und 29,9 MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die jeweiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

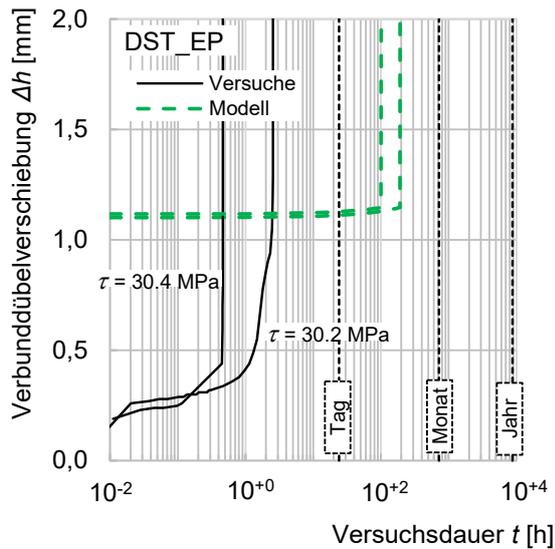


Bild A-4: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 30,2 MPa und 30,4 MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für die jeweiligen Verbundspannungen (gestrichelte grüne Linien)

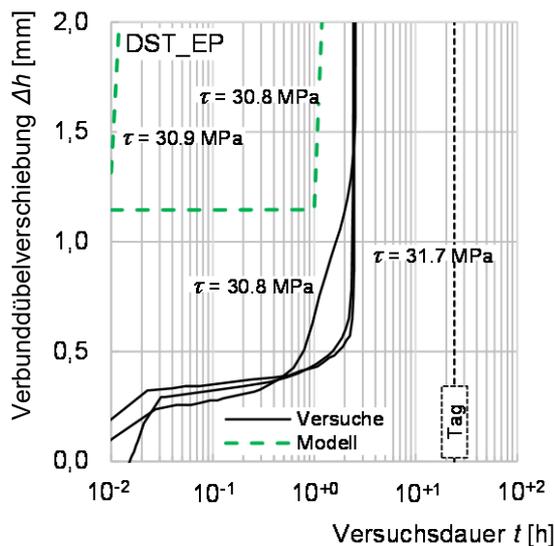


Bild F-5: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen Δh des Verbunddübels EP im Dauerstandversuch bei konstanten Verbundspannungen τ zwischen 30,8 MPa und 31,7 MPa (schwarze Linien) sowie mit dem modifizierten Burgers-Modell prognostizierte Verschiebungsverläufe für Verbundspannungen τ zwischen 30,8 MPa und 30,9 MPa (gestrichelte grüne Linien)