

Andreas Volkwein, Marc Zintel

# **Untersuchungen über das Temperaturverhalten von geklebten Betonstahlverbindungen**

## F 2767

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlußberichtes einer vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung -BMVBS- im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2010

ISBN 978-3-8167-8432-6

Vervielfältigung, auch auszugsweise,  
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

### **Fraunhofer IRB Verlag**

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69

70504 Stuttgart

Nobelstraße 12

70569 Stuttgart

Telefon 07 11 9 70 - 25 00

Telefax 07 11 9 70 - 25 08

E-Mail [irb@irb.fraunhofer.de](mailto:irb@irb.fraunhofer.de)

[www.baufachinformation.de](http://www.baufachinformation.de)

[www.irb.fraunhofer.de/tauforschung](http://www.irb.fraunhofer.de/tauforschung)

Bundesamt für Bauwesen und  
Raumordnung/Zukunft Bau

Dr.-Ing. M. Brüggemann

Deichmanns Aue 31-37

53179 Bonn

Lehrstuhl für Baustoffkunde  
und Werkstoffprüfung  
Universitäts- Professor  
Dr.-Ing. Ch. Gehlen

Baumbachstraße 7  
D-81245 München

Tel. +49 (0) 89-289-2 70 61  
Fax +49 (0) 89-289-2 70 64  
cbm@cbm.bv.tum.de

AG 3 Stahl und Korrosion

München, den 06.08.2010

## **ABSCHLUSSBERICHT**

**Nr.: 30-F-0016**

**Auftraggeber:** Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung/ Zukunft Bau  
Deichmanns Aue 31-37  
53179 Bonn

**Betrifft:** „Untersuchungen über das Temperaturverhalten von  
geklebten Betonstahlverbindungen“

Diese Forschungsarbeit wurde mit Mitteln der  
Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesamtes für  
Bauwesen und Raumordnung gefördert  
Aktenzeichen: Z 6 – 10.08.18.7-07.24 / II 2 – F20-07-4  
Die Verantwortung für den Inhalt des Berichts liegt bei den Autoren

**Bezug:** Zuwendungsbescheid vom 26.09.2007:  
Z6 – 10.08.18.7 – 07.24

Dieser Bericht umfasst: 111 Textseiten (inkl. Deckblatt)  
und 7 Seite im Anhang

**Projektleitung:** Dr.-Ing. Andreas Volkwein

**Sachbearbeiter:** Dipl.-Ing. Marc Zintel

**Danksagung:**

Für die Durchführung dieser Forschungsarbeit hat die Firma Pfeifer Seil- und Hebetchnik GmbH, 87700 Memmingen profilierte Stahlhülsen sowie Kleber/ Reaktionsharz-Mörtel (Firma Fischerwerke GmbH & Co KG, 79211 Denzlingen) zur Verfügung gestellt und einen Teil der Kosten für die Brandversuche übernommen. Hierfür gebührt der Firma ein besonderer Dank.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINFÜHRUNG, AUFGABENSTELLUNG</b>	<b>5</b>
1.1	ÜBERSICHT ZU BETONSTAHLVERBINDUNGEN	5
1.1.1	<i>Allgemeines</i>	5
1.1.2	<i>Indirekter Stoß durch Verbund</i>	5
1.1.3	<i>Direkter Stoß</i>	5
1.1.3.1	Schweißverbindungen	5
1.1.3.2	Mechanische Verbindungen	6
1.2	AUFGABENSTELLUNG UND ZIELSETZUNG	8
<b>2</b>	<b>STAND DES WISSENS</b>	<b>10</b>
2.1	EINBINDEN VON BETONSTAHL IN BOHRUNGEN MIT ZEMENT-/ KUNSTHARZMÖRTEL	10
2.2	VERBUNDDÜBEL („CHEMISCHE DÜBEL“, KLEBEDÜBEL)-/ VERBUNDANKER	11
2.3	MÖRTELMUFFENSTOß	12
2.4	SEILVERANKERUNGEN	13
2.5	KLEBEBEWehrUNG (ANGEKLEBTE STAHLASCHEN/ STAHLAMELLEN)	14
2.6	CHEMISCHE UND MECHANISCHE GRUNDLAGEN ZU REAKTIONSHARZEN	15
2.6.1	<i>Chemische Grundlagen</i>	15
2.6.2	<i>Reaktionsgeschwindigkeit, Arrhenius-Gesetz und Aushärtung</i>	16
2.6.3	<i>Erweichen in der Wärme</i>	22
2.6.4	<i>Verformungsverhalten</i>	24
2.6.4.1	Grundlagen	24
2.6.4.2	Kriechkurven-Approximation	26
2.6.4.3	Anwendbarkeit des Norton/ Bailey/ Findley-Ansatzes auch auf Klebeanker	31
2.6.5	<i>Festigkeit</i>	32
2.6.6	<i>Beispiele für Einflüsse auf das Kurzzeit- und Dauerstandverhalten</i>	42
2.6.6.1	Aushärtungsgrad	42
2.6.6.2	Kriechen und Dauerstandfestigkeit	44
2.6.6.3	Zusatzstoffe/ Füllstoffe	46
2.6.6.4	Alterung	47
2.6.6.5	Temperatureinfluss	50
2.6.6.6	Folgerung aus den Vorkenntnissen für Betonstahl-Klebeverbindungen	52
2.6.6.7	Schwingende Beanspruchung	52
2.6.6.8	Einfluss von Feuchtigkeit und Basizität des Betons	53
<b>3</b>	<b>EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN</b>	<b>55</b>
3.1	VERWENDETE MATERIALIEN UND VERBINDUNGSKONSTRUKTION	55
3.1.1	<i>Übersicht</i>	55
3.1.2	<i>Stahlmuffen/ -hülsen</i>	56
3.1.3	<i>Klebe-/ Injektionsmörtel (a), (b1) bis (b3) sowie Verfahren (c1) und (c2)</i>	57
3.1.4	<i>Betonstähle nach DIN 488 und höherfeste Betonstähle</i>	62
3.1.5	<i>Herstellung der Klebeverbindung im Mörtel-Injektionsverfahren</i>	64
3.1.6	<i>Herstellung der Klebeverbindung mit einer Stahlschrot-„Packung“</i>	65
3.2	ÜBERLEGUNGEN ZUM TRAG- UND VERFORMUNGSVERHALTEN	66
3.3	KURZZEIT-ZUGVERSUCHE UND SCHLUPFMESSUNGEN	70
3.3.1	<i>Durchführung und Auswertungsvorgehen</i>	70
3.3.2	<i>Zugversuch an einer Probe mit „trockener Stahlschrot-Packung“</i>	73
3.3.3	<i>Zugversuche an verpressten Proben bei unterschiedlichen Prüftemperaturen</i>	73
3.3.4	<i>Ergebnisse der Schlupfversuche</i>	78
3.4	KRIECHVERSUCHE	82
3.4.1	<i>Übersicht und Versuchsbeschreibung</i>	82
3.4.2	<i>Exemplarische Ergebnisse der Dauerstand- bzw. Kriechversuche</i>	87
3.5	DAUERSCHWINGVERSUCHE	93
3.6	VERSUCHE UNTER BRANDEINWIRKUNG	96
3.6.1	<i>Allgemeines</i>	96
3.6.2	<i>Versuchsplanung</i>	96
3.6.3	<i>Prüfanordnung und -durchführung</i>	98
3.6.4	<i>Ergebnisse</i>	99
3.6.4.1	Versuch A für Feuerwiderstandsklasse F90	99

3.6.4.2	Versuch B für Feuerwiderstandsklasse F60	101
3.6.5	<i>Rest-Tragfähigkeit von noch intakten Klebestößen/ Klebestoßhälften</i>	102
3.6.6	<i>Bewertungen</i>	103
<b>4</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG, FOLGERUNGEN UND AUSBLICK</b>	<b>104</b>
<b>5</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS</b>	<b>107</b>

**ANHANG:           Details zu den Brandversuchen**

# **1 Einführung, Aufgabenstellung**

## **1.1 Übersicht zu Betonstahlverbindungen**

### **1.1.1 Allgemeines**

Das Verbinden/ Stoßen von Betonstahl auf der Baustelle ist im Bauablauf durch den Einsatz von Fertigteilen, bzw. bei Umbauarbeiten häufig erforderlich. Stöße von Betonstählen sind nach DIN 1045 [1] durch mechanische Verbindungen oder Schweißen (direkte Stöße) oder durch Übergreifen (indirekte Stöße) auszubilden.

### **1.1.2 Indirekter Stoß durch Verbund**

Der Übergreifungsstoß mit Mindestanforderungen an die auszuführende Übergreifungslänge ist der baupraktisch am meisten ausgeführte Stoß. Diese Stoßart beruht auf der Kraftübertragung über den umgebenden Beton. Der Stoß kann nach [2] seine Aufgaben aber nur erfüllen, wenn vor allem folgende Voraussetzungen gegeben sind:

- die zu stoßenden Stäbe liegen direkt nebeneinander und übergreifen sich mit einem Mindestmaß
- die Betonstähle besitzen ein Mindestmaß an Verbundfestigkeit (Krafteinleitung in Beton)
- der Beton übernimmt aufgrund seiner Druck- und Zug- bzw. Scherfestigkeit die Kraftübertragung

Der Beton wird dabei sehr hoch beansprucht. Quer zu den Betonstählen wird eine Zugbeanspruchung im Beton erzeugt. Diese ist besonders in Randbereichen von Bauteilen durch Querbewehrung abzudecken (Verhindern des Abplatzens der Betondeckung).

### **1.1.3 Direkter Stoß**

#### **1.1.3.1 Schweißverbindungen**

Das Schweißen von Betonstahl als Stoßart spielt in der deutschen Baupraxis nur eine untergeordnete Rolle. Dies ist allerdings nach [2] weltweit unterschiedlich: Einige Länder, wie die USA, Frankreich, Holland oder Japan, nutzen diese Verbindungstechnik wesentlich häufiger. Gründe für die geringe Nutzung des Schweißens in Deutschland können sein:

- bis 1972 [3] gab es lange Zeit nur nicht bzw. bedingt schweißbare Betonstähle
- für die ausführenden Baufirmen ist die Schweißtechnik oft ein fachfremdes Gebiet

- zur Bauausführung sind u.a. erforderlich: Stahlanalysen, Schweißanweisung
- hohe Anforderungen an den schweißausführenden Betrieb sowie an den Schweißer.

Die Schweißverbindungen mit den zugehörigen Schweißverfahren sind in DIN 1045-3 [1], die Ausführung in DIN 4099 [4] bzw. DIN EN ISO 17660 [5] geregelt.

### 1.1.3.2 Mechanische Verbindungen

Mechanische Betonstahlverbindungen werden immer häufiger eingesetzt. Der Trend nach Rationalisierung führt dazu, dass immer mehr Fertigteile (besonders im Industriebau) verwendet werden. Dieser Baubereich ist besonders geeignet für die Fügetechnik mit mechanischen Betonstahlverbindungen. Z.Zt. sind viele solcher Verbindungssysteme für Betonstahl vom Deutschen Institut für Bautechnik, Berlin (DIBt) für die Anwendung in Deutschland nach entsprechenden Prüfgrundsätzen zugelassen (s.u.).

Die Verbindungssysteme unterscheiden sich wie folgt:

- Aufpressen von Stahlmuffen auf die Betonstahlenden und Verschrauben mit Gewindebolzen,
- Anbringen von Gewinden auf die Betonstahlenden (Schneiden/ Rollen) und deren Verschraubung über eine Gewindehülse/ -muffe,
- Kombinierte Systeme der beiden oberen Verfahren,
- Einschrauben von spitzen Abscherbolzen (Schrauben) quer in eine Hülse/ Muffe mit Innenprofilierung, um so die Betonstahlenden über die Hülse miteinander zu verbinden.

Wichtige Vorteile zum Einsatz von mechanischen Betonstahlverbindungen sind auszugsweise nach [6]:

- Vermeidung von zusätzlichen Beanspruchungen auf den Beton,
- Vermeidung von Querbewehrung aus Platz- und Kostengründen,
- Vermeidung von Stabanhäufungen und somit von Betoniermängeln,
- kein Stoßversatz (direkter Kraftfluss),
- Vermeidung großer Stoßlängen.

Die Anforderungen an eine Betonstahlverbindung sind in den „Grundsätzen für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen von mechanischen Betonstahlverbindungen“ des DIBt [7] formuliert:

• (A) **Tragfähigkeit allgemein (vorwiegend ruhende Beanspruchung):**

(A1) bei mindestens 3 Proben:

(A1.1) bei Versagen des Betonstahls außerhalb der Verbindungs-Einflusszone ( $L_v + 2 D_s$ ):

$$\text{Mindest-Bruchkraft} \quad F_{\text{Stab}} \geq R_{m, \text{nom}} A_{s, \text{nom}}$$

(A1.2a) bei Versagen der Verbindung allgemein:

$$\text{Mindest-Bruchkraft} \quad F_{\text{Verb.}} \geq 1,3 R_{e, \text{nom}} A_{s, \text{nom}}$$

(A1.2b) bei Versagen innerhalb der Verbindung:

$$\text{Mindest-Bruchkraft} \quad F_{\text{Verb.}} \geq 1,1 R_{e, \text{nom}} A_{s, \text{nom}} \quad \text{mit } A_{\text{gt}, v} \geq 3\%$$

$$\text{UND} \quad F_{\text{Verb.}} \geq 0,95 R_{m, \text{ist}} A_{s, \text{ist}}$$

(A2) bez. Dauerschwingbeanspruchung sind bei

mind. 6 Proben vom ungünstigsten Nenndurchmesser

$$\text{mit einer Oberlast von } F_o = 0,6 R_{e, \text{nom}} A_{s, \text{nom}}$$

$$\text{und einer Schwingweite von } \Delta F = 60 \text{ N/mm}^2 A_{s, \text{nom}}$$

$$\text{Lastzyklenzahlen von: } N \geq 2 \text{ Mio. nachzuweisen.}$$

[  $L_v$  = Länge der Verbindung;  $D_s$  = BSt-Durchmesser;  $F$  = Kraft;

$R_m$  = Höchstkraft/ Zugfestigkeit BSt;  $R_e$  = Streckgrenze BSt;

$A_s$  = Querschn.-Fläche BSt;  $A_{\text{gt}}$  = Gesamtdehnung bei Höchstkraft ]

- (B) **Tragfähigkeit bei nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung** {zusätzlich zu (A1)}:

Bei Dauerschwingbeanspruchung mit einer Oberlast von  $F_o = 0,6 R_{e, \text{nom}} A_{s, \text{nom}}$

ist je Verbindungstyp und ungünstigstem Nenndurchmesser:

(Ba) mit mind. 24 Versuchen eine Wöhler-Linie zu bestimmen, wobei

die anzustrebende Lastzyklenzahl  $N \geq 10 \text{ Mio.}$  sein soll, wenn nicht eher ein Bruch auftritt, ODER

(Bb) mit mind. 6 Versuchen bei Schwingweiten im Zeitfestigkeitsbereich der

Anfangsverlauf der Wöhler-Linie zu bestimmen und darüber hinaus nach [1] der weitere Verlauf anzunehmen.

• (C) **Schlupf:**

Ziel dieser Anforderung ist es, im Gebrauch Risse im Beton so zu begrenzen, dass die Forderungen nach DIN 1045-1 bezüglich der Rissbreitenbegrenzung erfüllt werden.

Hierzu ist an mindestens 3 Proben je relevantem Verbindungstyp und Nenndurchmesser bei Erstbelastung auf  $F_{\text{prüf}} = 0,6 R_{e, \text{nom}} A_{s, \text{nom}}$  nachzuweisen,

(C1) dass an den Verbindungsenden bzw. bei mehrteiligen Verbindungen auch an den Übergängen der Einzelschlupf  $\Delta L_E \leq 0,1 \text{ mm}$  ist UND

(C2) dass, die Summe aller Einzelschlupfwerte folgende Grenzen in Abhängigkeit

von der Länge der Verbindung einhält (mit lin. Interpolation zwischen den Grenzen):

$$\text{bei } L_v \leq 100 \text{ mm: } \Delta L_G \leq 0,1 \text{ mm}$$

$$\text{bei } L_v \geq 300 \text{ mm: } \Delta L_G \leq 0,2 \text{ mm}$$

Die Einbaubedingungen wie z.B. mindestens einzuhaltende Stababstände und Betondeckungen werden in der Zulassung entsprechend den Forderungen der DIN 1045-1 [1] zusammen mit weiteren Anforderungen an die Herstellung der Verbindung im Herstellwerk bzw. auf der Baustelle festgelegt.

Da man bisher von metallischen Verbindungs-Konstruktionen ausgeht, wird davon ausgegangen, dass die Temperatur sowie ein Kriechen nicht relevant sind.

Die z.Zt. national durch allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen (abZ) zugelassenen Systeme sind in [8] mit Angabe der Geltungsdauer aufgelistet.

## 1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Einige der zugelassenen Verbindungssysteme erreichen vor allem bei großen Durchmessern die Anforderungen an den Schlupf oft nur mit Mühe. Darüber hinaus ist die Festigkeit bei nicht ruhender Beanspruchung gegenüber ungestoßenem Betonstahl i.d.R. stark reduziert.

Mit der Idee, Betonstähle durch Einkleben in eine profilierte Hülse/ Muffe zu verbinden, soll diesen beiden Hauptnachteilen begegnet werden:

Eine günstige Wirkung bezüglich nicht ruhender Beanspruchung wird deshalb erwartet, weil bei der Prüfung des Dauerschwingverhaltens von Betonstahl das Einkleben der Probenenden in Hülsen oft angewendet wird, um frühzeitige Brüche in der Einspannung zu vermeiden.

Darüber hinaus sollte angestrebt werden, dass die Verklebung auch bei ruhender Beanspruchung die volle Tragkraft des Betonstahls übertragen kann.

Auch bezüglich des Schlupfes wird eine günstige Wirkung erwartet, weil der Verbund ähnlich wie bei einer Gewindeverbindung bis an das Hülsen-/ Muffenende reicht.

Das Zusammenkleben von Metallteilen, die Kraft übertragen sollen, wird in anderen Industriezweigen bereits eingesetzt (z.B. Auto- und Flugzeugbau). Hier werden ausschließlich Polymere bzw. Kunststoffe (Reaktionsharze) als Kleber verwendet.

Als Anwendung von Kunstharzklebern/ -mörteln in kraftschlüssigen Verbindungen mit Beton ist das Einmörteln von Dübeln/ Ankern in Bohrungen zu nennen. Hierbei können auch Betonstähle zur Anwendung kommen. Solche Systeme sind bereits vom DIBt zugelassen und auf dem Markt. Diesbezügliche Richtlinien gibt es national wie auch europäisch [9, 10, 11] Ein anderes Beispiel ist das Aufkleben von Stahl- oder Carbonfaser-Laschen auf die Betonoberfläche als zusätzliche Bewehrung, was ebenfalls in Deutschland und anderen Ländern bauaufsichtlich zugelassen ist.

Die Idee, dass für einen Betonstahlstoß als Kleber kein Polymer sondern ein Mörtel verwendet wird, ist nicht neu. Der diesbezügliche Kenntnisstand und die gemachten Erfahrungen sind deshalb ebenfalls zu erheben und zu bewerten. Mit einer Verwendung von Zementmörtel als „Kleber“ dürfte der Hauptnachteil verbunden sein, dass die Aushärtezeit zu lange dauert. Mit

heute verfügbaren Kunststoffklebern sind zwar hohe Reaktionsgeschwindigkeiten erreichbar, jedoch muss - wie bei Polymeren allgemein – berücksichtigt werden, dass mit erhöhter Temperatur ein Rückgang an Festigkeit und Steifigkeit und ein verstärktes Kriechen verbunden sein können. Gerade diese Aspekte gehören deshalb zu den Hauptfragestellungen dieser Forschungsarbeit. Hierzu gehört nicht nur die Wärmeeinwirkung infolge Sonneneinstrahlung sondern auch das Verhalten bei Brandeinwirkung.

Eine solche neue Verbindungsart könnte im Vergleich zu bisher verfügbaren Systemen also Vorteile vor allem bezüglich Schlupf und Dauerschwingverhalten aufweisen, wenn das Temperaturproblem ausreichend sicher in den Griff zu bekommen ist.

Wenn sich hier eine Realisierbarkeit abzeichnet, wäre damit nicht nur ein weiterer Schritt in der Entwicklung der Stahlbetonbauweise gegeben, sondern auch ein Vorteil für die deutsche Bauwirtschaft. Dazu wären dann auch erste Grundlagen für die Einbindung in Normen und/ oder Richtlinien zu erarbeiten und vorzuschlagen.

Bevor auf die durchgeführten experimentellen Arbeiten, die bisher eher als erste Orientierung anzusehen sind, eingegangen wird, werden im Folgenden die für die angestrebte Klebeverbindung relevanten Grundlagen und die für die Langzeitsicherheit zu berücksichtigenden Aspekte in Form einer Literatursichtung zusammengestellt, wobei u.a. auch auf die Erfahrungen von Dübeln/ Verankerungen zurückgegriffen werden kann, weil hier ein ähnliches Tragverhalten vorliegt. Zu den zunächst wesentlichen Themen gehören:

- die Aushärtung des Bindemittels/ Mörtels unter Praxisbedingungen (während dem Einbau wie auch anschließend; Temperaturgrenzen),
- die Baustellenvoraussetzungen und mögliche Herstellungsfehler/ -ungenauigkeiten,
- die mechanische Belastbarkeit/ Tragfähigkeit (Kurz- und Langzeit),
- der Schlupf und damit auch das Kriechen (Langzeit), um analog zu den schon eingeführten Verbindungen von Betonstahl eine verstärkte Rissbildung im Beton zu vermeiden,
- die Auswirkung erhöhter Temperaturen auf Tragfähigkeit und Kriechen (in normaler Anwendung z.B. 40 bis 80°C und auch im Brandfall) sowie
- der Einfluss von Feuchtigkeit und hohem pH-Wert (basischem Beton).

## 2 Stand des Wissens

### 2.1 Einbinden von Betonstahl in Bohrungen mit Zement-/ Kunstharzmörtel

Erst nachträglich in Bohrungen eingemörtelte Anker oder Bewehrungsstäbe sind seit langem ein gängiges Verfahren. Systematische Untersuchungen scheinen aber erst in den 70'er und 80'er Jahren begonnen worden zu sein. Nach [12] war bereits 1995 der nachträgliche Einbau von Bewehrungsstählen auf der Baustelle eine oft geübte Praxis. Der Bewehrungsanschluss mit nachträglich eingemörtelten Bewehrungsstäben wird zur Verbindung von Stahlbetonbauteilen nach [13,14] sowohl an Neubauten, als auch an Altbauten eingesetzt. Ausschlaggebend für die vermehrte Anwendung der eingemörtelten Bewehrungsstäbe war offenbar die Entwicklung von so genannten Hybridmörteln Ende der 80'er bis Anfang der 90'er Jahre. Dieser Mörteltyp (Bindemittel aus organischen und anorganischen Bestandteilen [15]) kommt mit einem umweltverträglicheren Härter aus [16] und hat sich beim nachträglich hergestellten Anschluss von Betonstahl vor allem als Injektionssystem etabliert und wird von vielen Herstellern mit gültiger „Allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung“ (abZ) angeboten.

Das Verhalten von nachträglich eingemörtelten Bewehrungsstäben wurde nach [17] systematisch in den Jahren 1997 und 1998 am Institut für Werkstoffe der Universität Stuttgart untersucht. Im Jahr 2000 wurde der Bewehrungsanschluss mit Kunststoffmörtel durch zwei allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen vom DIBt zugelassen.

Mehrere neuere Zulassungen sind erst in den vergangenen 2 Jahren dazugekommen. I.d.R. werden heute Reaktionsharzmörtel auf der Basis von **Vinylester** verwendet. Das Injizieren des Mörtels bzw. das Einsetzen des Betonstahlstabes erfolgt ähnlich wie bei den so genannten Verbunddübeln (s.u.). Bei einer Untergrundtemperatur von +20°C beträgt die Verarbeitungszeit ca. 3 min und die Aushärtezeit ca. 50 min.

Der Temperaturbereich im Bereich der Verklebung/ Vermörtelung ist wie bei den vergleichbaren Verbundankern/-dübel beschränkt. So darf die Temperatur +50°C, kurzfristig +80°C nicht überschreiten. Im Gegensatz zu den Verbunddübeln dürfen eingemörtelte Bewehrungsstäbe auch dann verwendet werden, wenn Anforderungen hinsichtlich der Feuerwiderstandsdauer zu erfüllen sind [18]

## 2.2 Verbunddübel („Chemische Dübel“, Klebedübel)-/ Verbundanker

Die ersten Verbunddübel aus den 70'er Jahren bestanden aus einer an der Spitze dachförmig oder einseitig abgeschrägten Gewindestange, einer Sechskantmutter mit Unterlegscheibe sowie einer gläsernen Mörtelpatrone. Diese enthielt getrennt ein Bindemittel aus Kunstharz (meist ungesättigte Polyesterharze, später Epoxyacrylatharze, da diese deutlich weniger auf extreme klimatische Beanspruchungen reagieren), einen Härter (meist auf Grundlage von Peroxid) sowie evtl. Zuschlagstoffe (meist Quarzsand). Vorteil dieser Befestigungsart war der wesentlich geringere Randabstand im Vergleich zu den bis dahin üblichen Spreizdübel, da beim Setzen des Verbundankers keine Sprengkräfte geweckt werden [19, 20]. Jedoch ist der Einfluss der erhöhten Temperatur auf die Verbundfestigkeit von Verbunddübeln nicht zu vernachlässigen.

Ende der 80'er/ Anfang der 90'er Jahre wurden durch die führenden Hersteller von Befestigungselementen für den Baubereich Versuche mit Mörtel/ Kleber aus zwei Komponenten mit Bindemittel aus anderen Kunstharzen (z.B. styrolfreies Vinylesterharz) sowie mit Bindemittel aus organischen und anorganischen Bestandteilen (sogenannte Hybridmörtel) in Auftrag gegeben. Ziel dieser Untersuchungen war es unter anderem, die Aushärtezeiten zu verkürzen, die Verbundfestigkeiten bei normaler und bei erhöhter Temperatur zu verbessern sowie die Kosten für eine Verklebung/ Vermörtelung zu reduzieren. Eine Einteilung der Verbunddübel nach Art des Systems und des Bindemittels wurde nach [20] vom Comité Euro International du Béton (CEB) bereits 1994 eingeführt. Mittlerweile werden zweikomponentige Klebstoffe mit Bindemittel aus Kunstharz (meist styrolfreies Vinylesterharz), Härter (meist Dibenzoylperoxid) sowie evtl. Zuschlagstoffe (meist Quarzsand) verwendet. Der große Vorteil dieser Mörtel-/ Kleberkombination ist die wesentlich geringere Aushärtezeit von ca. 35 min. [21] bei einer Untergrund-/ Verankerungsgrundtemperatur von +20°C, im Vergleich zu >14 h [22] bei den Mörtel-/ Kleberkombinationen auf Epoxidharzbasis. Nach [14] verhält sich der Abfall der Verbundfestigkeit bei +80°C bei Systemen auf Basis von Vinylestern ähnlich wie auf Basis von Polyestern. Mit weiter zunehmender Temperatur ist der Abfall der Verbundfestigkeit aber kleiner als bei Polyesterharzen [20]. Der Einfluss von steigender Temperatur auf die Verbundfestigkeiten von kalthärtenden Epoxidharzen ist in den meisten Fällen stärker als bei den zuvor beschriebenen Systemen.

In der Ausführung hat sich das Injektionssystem mit Kartuschen gegenüber dem Patronensystem mit Glaspatrone durchgesetzt. Der Mörtel wird mit Hilfe einer Hand-/ Pneumatikpistole in das Bohrloch injiziert. Dabei werden Harz und Härter in einem definierten Mengenverhältnis

ausgespresst und in einer speziellen Mischwendel an der Spitze der Kartusche vermischt. Anschließend wird der Dübel/ die Ankerstange in das ausreichend verfüllte Bohrloch eingedrückt. Am Bohrlochmund austretender Mörtel zeigt die vollständige Füllung des Bohrlochs an. Allerdings sind nach [20] die Aushärtezeiten bei ungesättigtem Polyester und Vinylester etwas länger als bei Patronensystemen. Neuere Entwicklungen zeigen Erfolge bei der Konzeption von so genannten Hybridmörteln. Hierbei wird versucht, die entsprechenden Vorteile der Einzelkomponenten ideal zu kombinieren. Allen Vorteilen gegenüber steht jedoch eine vergleichsweise lange Aushärtezeit des Systems.

### 2.3 Mörtelmuffenstoß

Durch Eriksson [23, 24 zitiert in 25, 26] wurde erstmals 1960 ein Stoß von Betonrippenstählen beschrieben, der durch eine mit Mörtel verpresste Stahlmuffe gebildet wird, die an der Innenseite eine ähnliche Profilierung wie ein Betonstahl aufweist, **Bild 1**. Eine praktische Anwendung dieser Muffenverbindung nach Eriksson ist nicht bekannt. Auch Angaben zum Verhalten werden in [25, 26] nicht beschrieben.

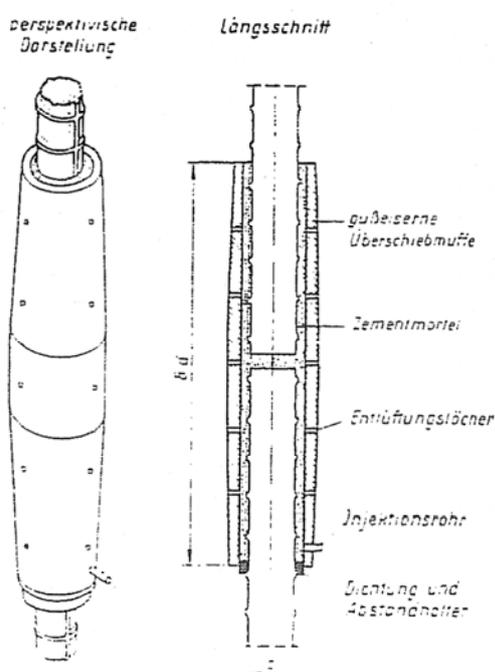


Bild 1: Eriksson-Muffenstoß [aus 25]

Yee [27, zitiert in 25, 26] hat eine solche Mörtelmuffe für den amerikanischen und fernöstlichen Markt weiterentwickelt. Dort wurde sie offensichtlich auch praktisch angewendet. In der ehemaligen UdSSR wurde 1964 erstmals eine mit Kunstharzmörtel verpresste Stahlmuffe entwickelt [28, zitiert in 25, 26].

An der Versuchsanstalt des Instituts für Massivbau der Technischen Hochschule Darmstadt wurden 1984 im Rahmen einer Dissertation [29] experimentelle und theoretische Untersuchungen, sowie 1986 ein Versuchsprogramm [25, 26] zur Erforschung der verschiedenen Einflüsse auf das Tragverhalten des Mörtelmuffenstoßes wie Mörtelart, Mörtelalter, Stabexzentrizität, Verpressfehler, Dauerstand- und Dauerschwingbelastung durchgeführt. Als günstigster Mörtel wurde ein Gemisch aus Portlandzement (Zement Z 35 SF) und Sand der Körnungen 0 - 0,2 und 0,2 - 1,0 mm verwendet. Es wurde u.a. festgestellt, dass die Mörtel-Verbundfestigkeit linear von der Druckfestigkeit ( $35 \text{ N/mm}^2$  nach einem Tag) abhängt. Bei einer 200 mm Einbindelänge wurde im Zugversuch in allen Fällen ein Ausziehen des Betonstahls aus der Muffe festgestellt. Dabei wurde die Streckgrenze des Stahls deutlich überschritten. Unter Gebrauchslast wurde im Alter von 28 Tagen ein Schlupf von 0,1 mm ermittelt, die Bruchdehnung betrug rund 10 mm, im Alter von 4 Stunden rund 5 mm. Die Dauerschwingversuche im Alter von 28 Tagen wurden bei einer Oberspannung von  $0,7 \beta_s = 294 \text{ N/mm}^2$  und Schwingweite von  $200 \text{ N/mm}^2$  durchgeführt. Es ergaben sich bei einer Anfangsverformung von 0,5 mm nach 1 Mio. Zyklen rund 0,5 mm Schlupf. Ab rund 1 Mio. Zyklen blieb die Verformung konstant und nach 2 Mio. Zyklen war die Kurzzeitzugfestigkeit noch vorhanden.

In einer Anweisung vom ACI „American Concrete Institut“ für mechanische Betonstahlverbindungen wurde 1991 [30] die Muffenverbindung mit Zementmörtel als eine von mehreren Möglichkeiten aufgelistet. Es wird besonders darauf hingewiesen, dass zum Verpressen ein Mörtel verwendet werden soll, der nicht „schrumpft“.

## 2.4 Seilverankerungen

In einem anderen Technikbereich werden Stahlseile in Verankerungskörper eingebunden. Hier werden die Seile an den Enden aufgefächert und in innen konische Hülsen eingegossen/ eingeklebt. Als Vergussmaterial sind aufgeschmolzene Metalle wie auch Kunstharze mit Füllstoffen wie Quarzsand, Korundsand, Metallschrot o.ä. bekannt. Zur gleichmäßigen Krafteinleitung gibt es auch Ansätze, bei denen die Steifigkeit des Vergussmörtels über die Länge gezielt unterschiedlich konzipiert wird. Von Interesse ist hier u.a. die erforschte Spannungsverteilung über die Verbundlänge.

Nach einer Arbeit von Gropper [16] und Gabriel wurden Untersuchungen an Stahlseilvergüssen durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, dass der Korn-zu-Korn-Kontakt des Mörtels eine

wichtige Bedingung ist, **Bild 2**. Ferner wurde festgestellt, dass die Scherspannung am äußeren Rand maximal ist und sich nach rund 40 mm Hülstentiefe auf etwa Null einpendelt.

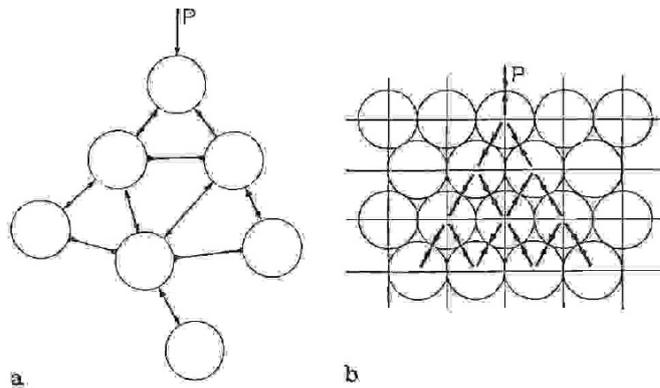


Bild 2: Lastabtragung: a) über Kunstharz, b) über Korngerüst

## 2.5 Klebebewehrung (angeklebte Stahllaschen/ Stahllamellen)

Die erste geklebte Bewehrung mit Lasche/ Lamelle bestand aus Flach-/ Breitflachstahl der Güte St 37 (frühere nationale Bezeichnung, jetzt Fe 360) [31]. Angeklebte Stahllaschen/ Stahllamellen können die Biege- und Schubtragfähigkeit von Stahl- und Spannbetonbauteilen nachträglich (bei Altbauten, Umbauten, Umplanungen bei Neubauten, usw.) erheblich erhöhen [32, 33]. Dabei werden Zug-/ Schublaschen nachdem die zu verklebenden Flächen durch geeignete Vorbehandlungsmaßnahmen präpariert wurden, mittels Kunstharzkleber auf die Betonoberfläche geklebt. Bei den Klebern handelt es sich um zweikomponentige Kunstharze (meist auf Epoxidharzbasis mit Härter auf Aminbasis) sowie evtl. Zuschlagstoffe (meist Quarzsand, zur Verminderung des Schwindens).

Eine Weiterentwicklung dieser Bauart ist die Bauteilverstärkung mit Lamellen/ Bändern aus kohle- bzw. carbonfaserverstärktem Kunststoff (CFK). Kohle- bzw. Carbonfasern sind gegenüber Glasfasern zwar weit teurer jedoch sinnvoller, weil ihr E-Modul höher ist (sogar höher als bei Stahl) und sie im Gegensatz zu Glasfasern alkaliunempfindlich sind. Die Verstärkung mit Fasern anstelle von Stahl hat mehrere Vorteile, z.B. geringeres Gewicht, keine Längenbegrenzung, korrosionsbeständig usw. Als Kleber werden genau wie bei Stahllaschen/-lamellen meist zweikomponentige Kunstharze auf Epoxidharzbasis verwendet. Wie jedoch schon bei den Stahlverstärkungen, ist auch bei den Verstärkungen mit Kunststoff bezüglich erhöhter Temperaturen nach [25] der Kleber die schwächste Komponente. Im Vergleich mit Beton sind die Langzeitmaterialeigenschaften von Epoxidharzklebstoffen um ein Vielfaches stärker von Zeit

und Temperatur abhängig. In [34] konnte eine signifikante Interaktion zwischen dem zeit- und temperaturabhängigen Verhalten der für die Verklebung eingesetzten Epoxidharze und dem Systemverhalten geklebter Bewehrung nachgewiesen werden. Bemessungsseitig ist diese Interaktion besonders im Falle dauerhaft hoch beanspruchter Klebeverbindungen zu berücksichtigen. Solche aufgeklebten Verstärkungen haben wegen dieser geringen Wärmebeständigkeit des Klebers und der Applikation an der Oberfläche nahezu keine Feuerwiderstandsdauer.

## 2.6 Chemische und mechanische Grundlagen zu Reaktionsharzen

### 2.6.1 Chemische Grundlagen

In der Bauindustrie kommen für die Herstellung von Reaktionsklebstoffen, wie sie vorwiegend z.B. für chemische Dübel verwendet werden, vernetzte Duroplaste/ Duromere (vollsynthetische Kunststoffe) zur Anwendung.

Eingesetzt werden z.Zt. hauptsächlich **Epoxidharze** (EP), ungesättigte **Polyesterharze** (UP), **Methacrylatharze** (MA) und **Vinylesterharze** (VE). Letztere werden auch als Phenacrylat- oder Epoxiacrylatharze bezeichnet. Sie reagieren besonders schnell und haben z.T. in der Wärme eine relativ hohe, d.h. günstige **Erweichungstemperatur** (s.u.), weshalb sie im Bauwesen als besonders geeignet angesehen werden können. EP können zwar beständiger sein (u.a. geringere Wasseraufnahme), jedoch ist die Erhärtung weit langsamer bzw. erfordert bei Heiaushärtung zwecks höherer Temperaturstabilität zusätzlichen Aufwand. Im Folgenden wird deshalb bevorzugt auf VE eingegangen.

Vinylesterharze unterscheiden sich von ungesättigten Polyesterharzen dadurch, dass nur Methacrylatgruppen für eine Vernetzung sorgen und sich auch nur dort Esterbindungen befinden [35].

Durch Veresterung von Epoxidharzen mit Acryl- oder Methacrylsäuren entstehen ungesättigte Ester. Diese werden in Styrol gelöst. Durch Zugabe eines radikalischen Härters (Peroxid) werden die reaktiven Doppelbindungen gelöst, so dass es zu einer radikalischen Polymerisation/ Copolymerisation von Styrol und den ungesättigten Estern kommt, **Bild 3**. Entsprechend den zwei kommerziellen Epoxid-Typen **Bisphenol-A** und **Novolak** unterscheidet man deshalb zwischen Bisphenol-A-Epoxid-Vinylesterharzen und Novolak-Epoxid-Vinylesterharzen.

Vinylesterharze auf der Basis von Bisphenol-A besitzen eine hohe Zähigkeit und gute Alkalibeständigkeit. Die Vinylesterharze auf der Basis von Novolak sind demgegenüber zwar spröder jedoch noch weit besser wärmebeständig. Dies liegt nach [35] an ihren kürzeren Molekülketten. Als nachteilig gegenüber Epoxidharzen ist allerdings in beiden Fällen die Affinität zu Wasser und die dadurch bedingte relativ hohe Wasseraufnahme von einigen Gew.-% anzusehen.

Vinylesterharze werden durch Veresterung von Epoxidharzen mit Acrylsäure oder Methacrylsäure hergestellt. Das Reaktionsprodukt wird danach zum Beispiel in Styrol gelöst mit einem Massegehalt von 35-45 %. Die Härtung erfolgt durch radikalische Polymerisation, wobei die Doppelbindungen des Styrols und der ungesättigten Ester miteinander copolymerisieren,

**Bild 3.**

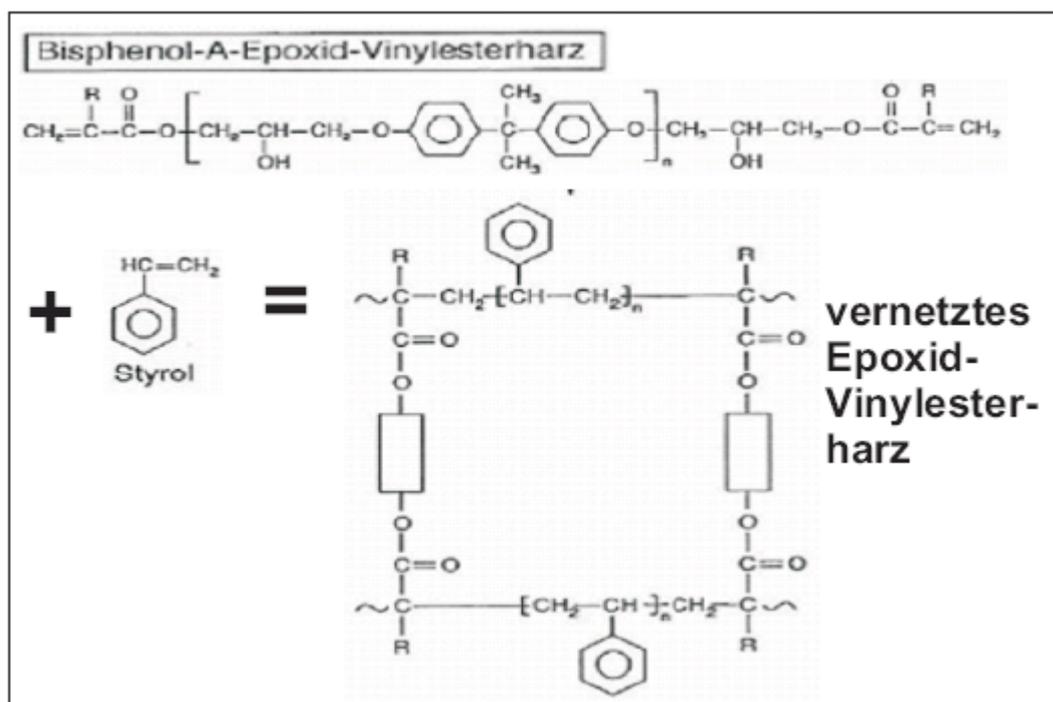


Bild 3: Prinzipielle Reaktion eines in Styrol gelösten Bisphenol-A-Epoxid-Vinylesterharzes zu einem vernetzten Epoxid-Vinylesterharz, nach [35].

### 2.6.2 Reaktionsgeschwindigkeit, Arrhenius-Gesetz und Aushärtung

Der Aushärtungsgrad ist maßgebend für den Grad der Vernetzung und damit für viele Eigenschaften wie z.B. die Festigkeit, die Wärmebeständigkeit, die Alterung, das Kriechen oder die Wasseraufnahme, vgl. G. Hülner [36]. Wegen dieser Bedeutung und weil das Arrhenius-

Gesetz auch beim Kriechen und der Alterung Eingang findet, werden diese Zusammenhänge im Folgenden detailliert dargestellt:

Für chemische Reaktionen ist als Zusammenhang zwischen Zeit und Temperatur das **Arrhenius-Gesetz** bekannt. Es betrachtet bei einer chemischen Reaktion deren Umsatz, d.h. z.B. die Veränderungen der Konzentrationen [z.B. in mol/L] pro Zeiteinheit [z.B. in s], was die **Reaktionsgeschwindigkeit**  $v$  ergibt. Sie hängt zunächst von der **Reaktionsordnung**  $n$  und den mit der Reaktionszeit abnehmenden Konzentrationen  $C_x(t)$  der Reaktionspartner („Reaktionsedukte“) ab und wird mit dem **Geschwindigkeitskoeffizienten**  $k_v$  beschrieben, s. **Tabelle 1** und **Bild 4** (links in linearer Darstellung, rechts halb-logarithmisch):

Tabelle 1: Beschreibung der Reaktionsgeschwindigkeit in der chemischen Kinetik {hier mit  $k = k_v =$  positiver Wert; das negative Vorzeichen bei  $v$  kennzeichnet, dass die Konzentration  $C_x$  [mol/L] bei der Reaktion von  $C_o$  nach 0 abnimmt, d.h. mit negativer Geschwindigkeit  $v$ }

Reaktionsordnung $n$ : Proportionalität von $v$	Differentielles Zeitgesetz für $v =$	Integriertes Zeitgesetz mit $C_x = C_{..(t)}$ für die Bedingung $C_x = C_o$ bei $t = 0$	Gerade <sup>2)</sup> mit Steig. - $k$ , wenn	Einheit <sup>3)</sup> $k_v$ (z.B.)
0: $v = \text{konst.}$	$dC_1/dt = dC_2/dt = -k$	$C_x = C_o - k t$	$C_x / C_o$ über $t$	mol/L / s
1: $v \sim C_1(t)$ bzw. $\sim C_2(t)$	$dC_1/dt = -k C_1(t)$ bzw. $dC_2/dt = -k C_2(t)$	$C_x = C_o / e^{[k t]}$	$\ln(C_x / C_o)$ üb. $t$	1 / s
2: $v \sim C_1(t) \cdot C_2(t)$	$dC_1/dt = -k C_1(t) C_2(t)$	$C_x = 1 / [1 / C_o + k t]$ *)	$1 - C_o / C_x$ über $t$	L / mol / s
$n$ : $v \sim C_1(t) \cdot C_2(t) \cdot \dots$	$dC_x/dt = -k C(t)^n$ *)	$C_x = 1 / [1 / C_o^{n-1} + k (n-1) t]^{1/(n-1)}$ *)		<sup>3)</sup>

\*) hier für den Fall von  $C_{1o} = C_{2o} = C_o$  und  $C_{1x} = C_{2x} = C_x$  (u.s.w.) dargestellt

<sup>2)</sup> Z.B. für die **Ordnung  $n = 1$**  lautet die Geradengleichung nach dem Muster  $y = m x + b$ :

$$\boxed{\ln(C_x) = -k_v t + \ln(C_o)} \quad \text{bzw. normiert} \quad \boxed{\ln(C_x / C_o) = -k_v t}$$

Betrachtet man nicht den Startpunkt bei  $t = 0$  mit  $C_x = C_o$  sondern bei einer beliebigen

Zeit  $t = t_a$  mit  $C_a$ , so ergeben sich:

$$\boxed{\ln(C_x / C_a) = -k_v (t - t_a)} \quad \text{und} \quad \boxed{C_x / C_a = e^{-k_v (t - t_a)}} \quad (\text{vgl. Bild 4})$$

sowie als transformierte oder „inverse“ Form jeweils:

$$\boxed{t = \ln(C_a / C_x) / k_v} \quad \text{bzw.} \quad \boxed{t = t_a + \ln(C_a / C_x) / k_v}$$

<sup>3)</sup> Allgemein gilt für die Einheit von  $k_v$  bei der Ordnung  $n$ :  $(\text{mol/L})^{(1-n)} / \text{s}$

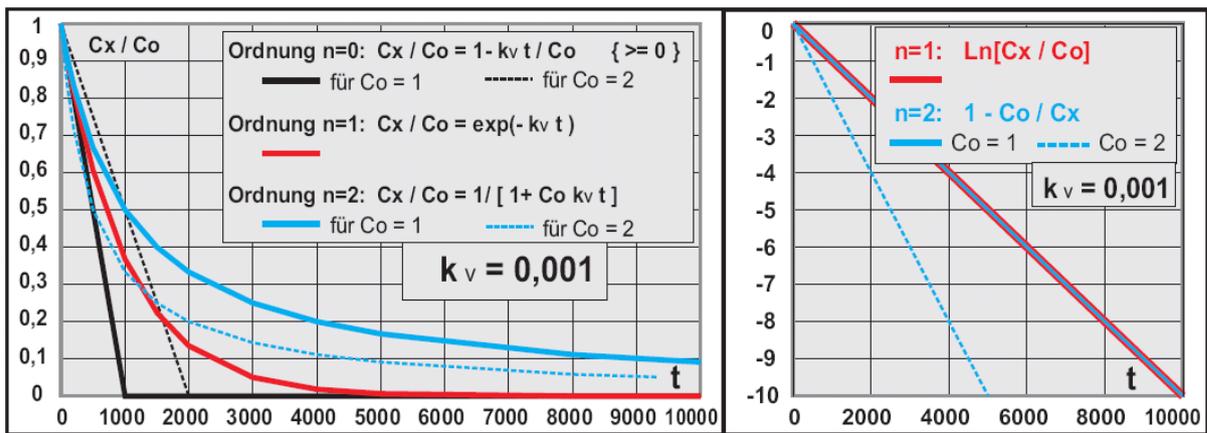


Bild 4: Theoretischer Zeitverlauf der relativen Konzentrationsänderungen für 3 Reaktionsarten

Bezüglich des Reaktionsproduktes nimmt die Konzentration  $CP$  von 0 nach  $CP_{max}$  zu, d.h. die Geschwindigkeit ist positiv. Z.B. bei Ordnung  $n = 1$  ist dann:

$$CP_x / CP_{max} = 1 - C_x / C_o = 1 - 1 / e^{k_v t} \quad \text{und}$$

$$d(CP_x / CP_{max}) / dt = k_v (1 - CP_x / CP_{max}) = k_v / e^{k_v t}$$

Der Geschwindigkeitskoeffizient  $k_v$  ist bei einer bestimmten Temperatur konstant. Im Fall von veränderlicher Temperatur muss er beim absoluten Nullpunkt ( $T_o = 0 \text{ K}$  bzw.  $\Theta_o = -273,16 \text{ °C}$ ) null sein, mit steigender Temperatur zunehmen – anfangs nur allmählich – und sich bei hohen Temperaturen asymptotisch einem Endwert  $A$  nähern. Es muss sich also ein s-förmiger Kurvenverlauf ergeben. Dieser klassische Zusammenhang nach Arrhenius geht dem entsprechend von einer e-Funktion aus mit dem Exponenten aus dem negativen Quotienten von Aktivierungsenergie  $E_A$  [J/mol] und allgemeiner Gaskonstante  $R = 8,314$  [J/mol/K], multipliziert mit der reziproken, absoluten Temperatur:

$$k_v = A / \exp [E_A / R / T] \quad \{ \text{Dimension von } k_v \text{ und } A \text{ je nach Ordnung, s. Tab.} \}$$

Der Exponent beschreibt die Krümmung des Kurvenverlaufs bzw. die Verzerrung in horizontaler Richtung. Die Asymptote (vertikale Verzerrung) wird dabei durch den Faktor A bestimmt, der u.a. die Stoßzahl der Moleküle und die sterische Situation beschreibt. Das dimensionslose Verhältnis  $k_v / A$  in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur zeigt **Bild 5**.

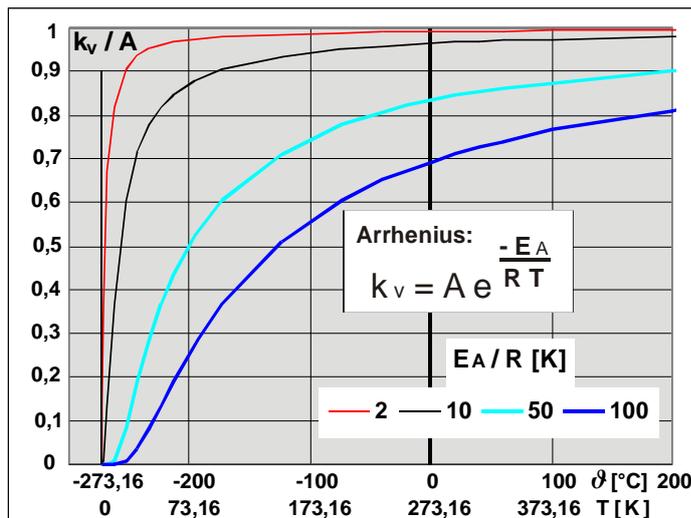


Bild 5:

Klassisches Arrhenius-Gesetz:  
Abhängigkeit des  
Geschwindigkeitskoeffizienten  
von der Temperatur bei  
unterschiedlichen Werten für  
 $E_A / R$ , hier in  
relativer Darstellung für  $k_v / A$

Eine Beschreibung der Reaktion in der Größenordnung der kleinsten Teilchen ergibt sich nach der Eyring-Theorie, in die u.a. statt der allgemeinen Gaskonstante  $R$  die Boltzmann-Konstante  $k_B = 1,38 * 10^{-23}$  [J/ K] und das Planck'sche Wirkungsquantum  $h = 6,63 * 10^{-34}$  [J s] eingehen.

Wie aus der Beziehung hervorgeht (vgl. auch **Bild 5**), ist der Temperatureinfluss im hier interessierenden Bereich, z.B. 20 bis 80°C, nur gering, vor allem bei  $E_A$ -Werten unter ca. 1000. Modernere Überlegungen in der Chemie haben u.a. auch deshalb zu Verallgemeinerungen der Arrhenius-Beziehung geführt, z.B. zu:

$$k_v = \exp [ g + h / T + j \ln ( T ) ] \quad \text{oder auch:} \quad k_v = \exp [ q + r T^s ].$$

Logarithmiert man die klassische Arrhenius-Beziehung, so ergeben sich bei Auftragung von  $\ln(k_v)$  über  $1/T$  jeweils Geraden, deren Steigungen durch  $-[E_A/R]$  definiert sind, **Bild 6**:

$$\boxed{\ln(k_v) = -[E_A/R](1/T) + \ln(A)} \quad \text{bzw.} \quad \boxed{\ln(k_v/A) = -[E_A/R](1/T)}$$

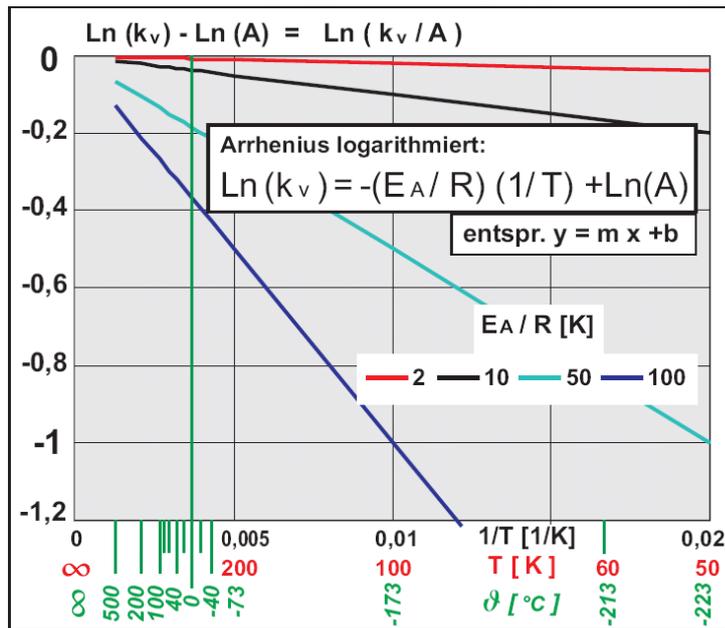


Bild 6:

Klassisches Arrhenius-Gesetz  
 in der Form von  
 Logarithmus aus  $k_v / A$   
 über  $1/T$

Für eine bestimmte Reaktion sind  $E_A$  und  $A$  von  $T$  unabhängige Konstante, d.h. es gibt nur eine Gerade. Lässt sich also für diese Reaktion ein solcher linearer Zusammenhang nachweisen - d.h. für mindestens 3 ausreichend unterschiedliche Temperaturen -, so gilt das Arrhenius-Gesetz in diesem Bereich mit seiner Abhängigkeit zwischen Temperatur und Reaktionsgeschwindigkeitskoeffizient (für einen bestimmten Fall von Anfangs-Konzentrationsverhältnissen, die die Geschwindigkeit außerdem noch bestimmen).

Setzt man die klassische Arrhenius-Beziehung in die jeweilige Gleichung für die Reaktionsgeschwindigkeit ein (s.o.), so erhält man also Gleichungen für die Abhängigkeit der Konzentration von der Zeit  $t$  und von der Temperatur  $T$ :

Ordn. $n$	Integriertes Zeitgesetz in Form von $C_x = C_{..}(t)$ für die Bedingung $C_x = C_o$ bei $t = 0$	Wie vor, jedoch in Form von $C_x / C_o = f(t)$
0:	$C_x = C_o - t A / \exp[E_A / R / T]$	$C_x / C_o = 1 - t A / C_o / \exp[E_A / R / T]$
1:	$C_x = C_o / \exp\{t A / \exp[E_A / R / T]\}$	$C_x / C_o = 1 / \exp\{t A / \exp[E_A / R / T]\}$
2:	$C_x = 1 / \{1 / C_o + t A / \exp[E_A / R / T]\}$	$C_x / C_o = 1 / \{1 + t C_o A / \exp[E_A / R / T]\}$
$n$ :	$C_x = 1 / \{1 / C_o^{n-1} + t (n-1) A / \exp[E_A / R / T]\}^{1/(n-1)}$	$C_x / C_o = 1 / C_o / \{1 / C_o^{n-1} + t (n-1) A / \exp[E_A / R / T]\}^{1/(n-1)}$

Sind aus zwei Versuchsreihen bei zwei unterschiedlichen Temperaturen die zeitlichen Konzentrationsänderungen so darstellbar, dass daraus die beiden  $k$ -Werte ermittelbar sind, so können mit 2 Punkten der „Arrhenius-Geraden“ die Konstanten  $E_A$  und  $A$  berechnet werden:

$$E_A = R T_1 T_2 \ln(k_{v1} / k_{v2}) / (T_1 - T_2)$$

$$A = E_A / R T_1 + \ln(k_{v1})$$

Für die Reaktion von kalthärtenden **Reaktionsharzsystemen** werden auch noch andere, erweiterte Kinetik-Gleichungen angesetzt, vgl. hierzu Ausführungen von G. Hülder [36]. Hier wird die Abhängigkeit von Konzentrationen verlassen und stattdessen als Kennzeichnung des Reaktionsfortschritts der dimensionslose Aushärtungsgrad  $\alpha$  betrachtet (z.B. gemessen über die abgegebene Wärmemenge). Mit der Reaktionsordnung  $n$  als Parameter lautet das differentielle Zeitgesetz damit:

$$d\alpha / dt = k_v [1 - \alpha(t)]^n$$

Das entspricht mit der Reaktionsordnung  $n=1$  der zuvor gezeigten Zeitbeziehung für das Reaktionsprodukt:  $d(CP/CP_{max})/dt = k_v [1 - CP/CP_{max}] = k_v / e^{k_v t}$ , s.o.

Verfeinerungen zur Berücksichtigung besonderer Reaktionsabläufe [36] führen auch weiter zu:

$$d\alpha / dt = k_v \alpha^m (1 - \alpha)^n \quad \text{oder auch} \quad d\alpha / dt = (k_{v1} + k_{v2} \alpha^m) (\alpha_{max} - \alpha)^n$$

Obige Grundform ergibt nach Integration mit der Randbedingung  $\alpha = 0$  bei  $t = 0$

für  $n = 1$ :  $\alpha = 1 - 1/e^{(k_v t)}$  und „invers“  $t = \text{Ln} [1 / (1 - \alpha)] / k_v$

Betrachtet man eine Reaktion bei zwei unterschiedlichen Temperaturen  $T_x$  und  $T_y$  (mit  $n_x = n_y$  und gleichen Arrhenius-Konstanten  $A$  und  $E_A$ ), so erhält man für jeweils gleiche Aushärtungsgrade  $\alpha_x = \alpha_y$  einen so genannten **Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_a$**  nach:

$$f_a = t_x / t_y = k_{vy} / k_{vx} = A \exp [-E_A / R / T_y] / A / \exp [-E_A / R / T_x], \quad \text{d.h.}$$

$$f_a = \exp [ (E_A / R) (1 / T_x - 1 / T_y) ] \quad \text{oder}$$

$$\text{Ln } f_a = \text{Ln } t_x - \text{Ln } t_y = (E_A / R) (1 / T_x - 1 / T_y) \quad \text{und damit}$$

$$\text{Ln } t_x = \text{Ln } t_y + (E_A / R) (1 / T_x - 1 / T_y)$$

Hat man sich also  $E_A$  aus einem Versuch ermittelt, so kann man für einen bestimmten Aushärtungsgrad  $\alpha$  ausgehend von einer Temperatur  $T_y$  berechnen, wie sich die Reaktionsdauer  $t$  zu  $t_x$  verändert, wenn eine andere Temperatur  $T_x$  zugrunde gelegt wird. Bei logarithmischer Skalierung von  $t$  ergibt sich also eine Parallelverschiebung in Richtung der Zeitachse, bei Temperaturerhöhung ( $T_x > T_y$ ) nach links, also schneller.

Wie von Hülder ausgeführt wurde, ist es auch möglich, für instationäre Temperaturverläufe den zeitlichen Härungsverlauf über eine gewichtet gemittelte Temperatur nachzuvollziehen.

Weitere Hinweise zu konkreten Fällen s.u.

### 2.6.3 Erweichen in der Wärme

Die starke Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Temperatur bei den meisten Kunststoffen äußert sich häufig in einer deutlichen Zunahme der Verformbarkeit bzw. einem Abfall des E-Moduls, bei Thermoplasten bis hin zur Verflüssigung. Dieser E-Modul-Abfall wird i.d.R. anhand dynamischer Versuche ermittelt, **Bild 7**.

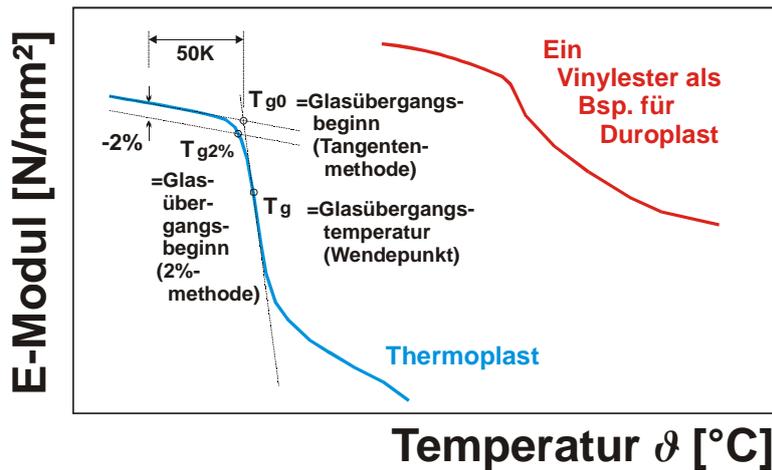


Bild 7: Erweichungsbereich = Glasübergangsbereich und Definition von besonderen Punkten.

Der Glasübergang wird nach Hülder [36] stark vom Aushärtungsgrad beeinflusst, vgl. Beispiele in den **Bild 8** und **Bild 9**:

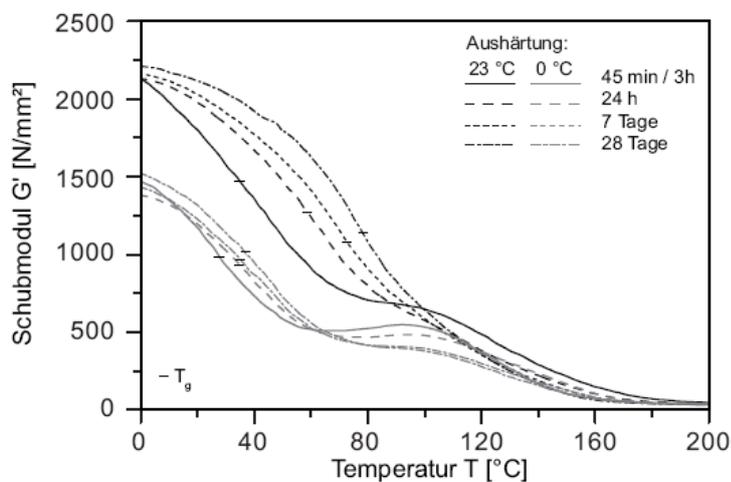


Bild 8: Steifigkeitsabfall in Abhängigkeit von der Temperatur bei einem Vinylesterharz nach unterschiedlichen Aushärtungsbedingungen (nach Hülder [36])

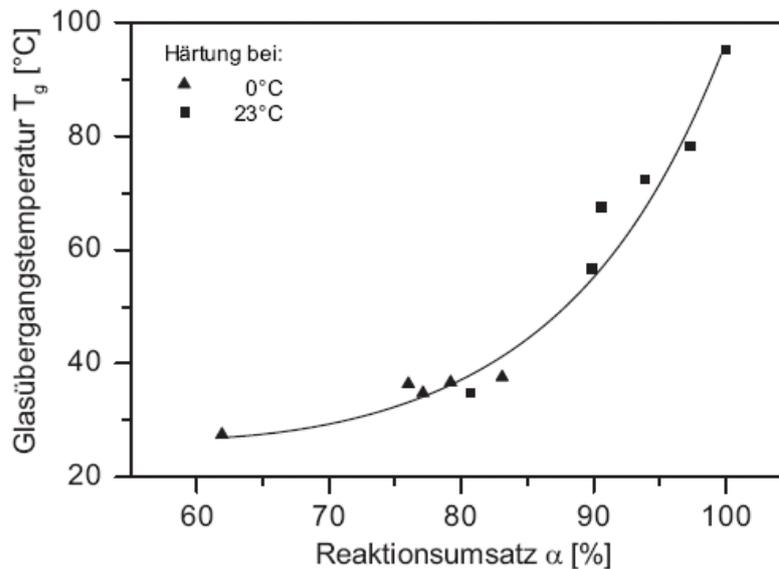
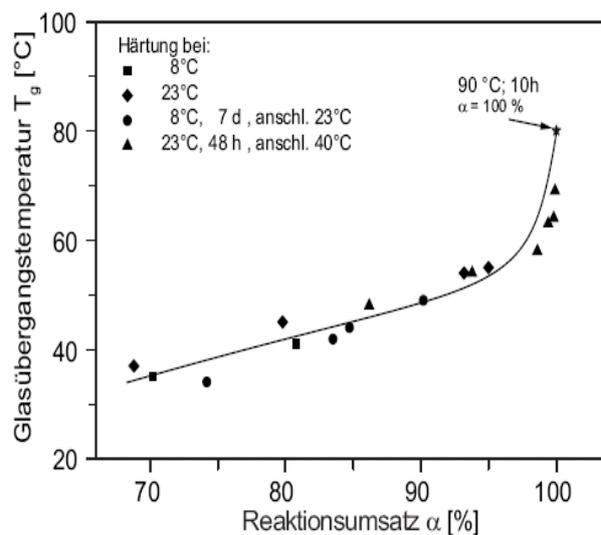


Bild 9: Zunahme der Glasübergangstemperatur mit steigendem Aushärtungsgrad oben: Bei einem Vinylesterharz-Mörtel



unten: Bei einem Epoxidharz-Kleber (nach Hülde [36])

Wie **Bild 9** zeigt, gibt es bei einem Epoxidharz erst über  $\alpha = 95\%$  noch einen kleinen, aber deutlichen Anstieg von  $T_g$ , während dies bei einem Vinylesterharz schon ab rd. 70% und weit ausgeprägter der Fall ist. Dies zeigt, wie wichtig vor allem bei VE ein hoher Aushärtungsgrad ist. Bei EP sind hohe Härtungstemperaturen und -dauern zu berücksichtigen, um  $\alpha = \text{ca. } 100\%$  zu erreichen.

## 2.6.4 Verformungsverhalten

### 2.6.4.1 Grundlagen

Kunststoffe weisen im Vergleich zu einer Vielzahl anderer Baustoffe ein sehr geringes Steifigkeit-zu-Festigkeit-Verhältnis auf, weshalb ihrem Verformungsverhalten eine besondere Bedeutung zukommt [37]. Ferner ist dieses Verhalten nicht linear elastisch, wie es zum Beispiel ideell für Stahl bis zur Streckgrenze angenommen werden kann. Es genügt daher nicht, zur Beschreibung einen E-Modul zu benennen. I.d.R. weisen Kunststoffe ein **viskoelastisches** Verhalten auf, welches die Einzelkomponenten des elastischen und des viskosen Verhaltens vereint. Beim Einwirken einer äußeren Kraft und der daraus folgenden Verformung wird nur ein Teil der eingebrachten Energie im Material elastisch gespeichert und steht später für die Rückverformung in den Ausgangszustand zur Verfügung. Ein weiterer Teil der eingebrachten Energie geht durch die teilweise Schädigung der Polymerverbindungen, verbunden mit einer Umwandlung in Wärme und Reibungsarbeit verloren und führt somit zu einer viskosen, irreversiblen Verformung. Durch die beiden Eigenschaften ergibt sich auch ein verzögert elastisches Verhalten, was sich durch eine zeitverzögerte Verformung nach dem plötzlichen Aufbringen einer Spannung zeigt. Das viskoelastische Verhalten ist stark temperaturabhängig.

Eine weitere Unterteilung des Verformungsverhaltens der Kunststoffe erfolgt, je nach werkstoffspezifischen Eigenschaften und äußeren Einwirkungen, in die lineare Viskoelastizität, welche meist nur für den Bereich kleiner Spannungen und Verformungen angewendet werden kann, und in die nichtlineare Viskoelastizität für höhere Beanspruchungen. Auch die Art der Belastung (ein- oder mehraxial) hat einen Einfluss auf das Verformungsverhalten. Dazu kommen u.U. auch noch Einflüsse aus chemischen u.a. Einwirkungen. So sind z.B. Diffusionsvorgänge zu nennen, welche unter anderem die Konsistenz und das chemische Gefüge des Kunststoffes verändern und somit zu einem andersartigen Verformungsverhalten führen können.

Das viskoelastische Verformungsverhalten der Kunststoffe ist also von einer Vielzahl von Einwirkungen abhängig. Dieses komplexe mechanische Verhalten der Kunststoffe kann nicht durch ein oder zwei Materialkonstanten beschrieben werden, sondern bedarf zumindest Funktionen von der Temperatur, der Beanspruchungshöhe und der Zeit bzw. der zeitlichen Ableitungen der Funktion aus Spannung und Dehnung [37]. Außerdem sind auch die Belastungsvorgeschichte und die Temperaturvorgeschichte [38] von Bedeutung.

Das viskoelastische Verformungsverhalten der Kunststoffe kann sowohl auf die Betrachtung ungefüllter als auch auf gefüllte Kunststoffe (z.B. Mörtel) angewendet werden, wobei mineralische Füllstoffe den viskosen Anteil reduzieren und auch den Temperatureinfluss abschwächen.

Über längere Zeiträume betrachtet ist das viskoelastische Verhalten auch die Ursache für das **Kriechen**, **Bild 10**. D.h. das Verformungsverhalten unter Dauerlast wird von dieser Eigenart beeinflusst und führt dazu, dass für die Bemessung von Kunststoffen i.d.R. das Langzeitverformungsverhalten maßgebend wird. Die Kurzzeit-Eigenschaften können diesbezüglich nach [39] i.d.R. nur als grobe Orientierungshilfe zum Vergleich verschiedener Werkstoffe herangezogen werden.

Die **Relaxation** entspricht dem Kriechen, nur dass hier nicht die Spannung sondern die Verformung über die Zeit konstant gehalten wird. Durch dieselben inneren Vorgänge kommt es dabei zum Abbau der Spannung. Beide Vorgänge können mathematisch unter Einschränkungen ineinander umgerechnet werden.

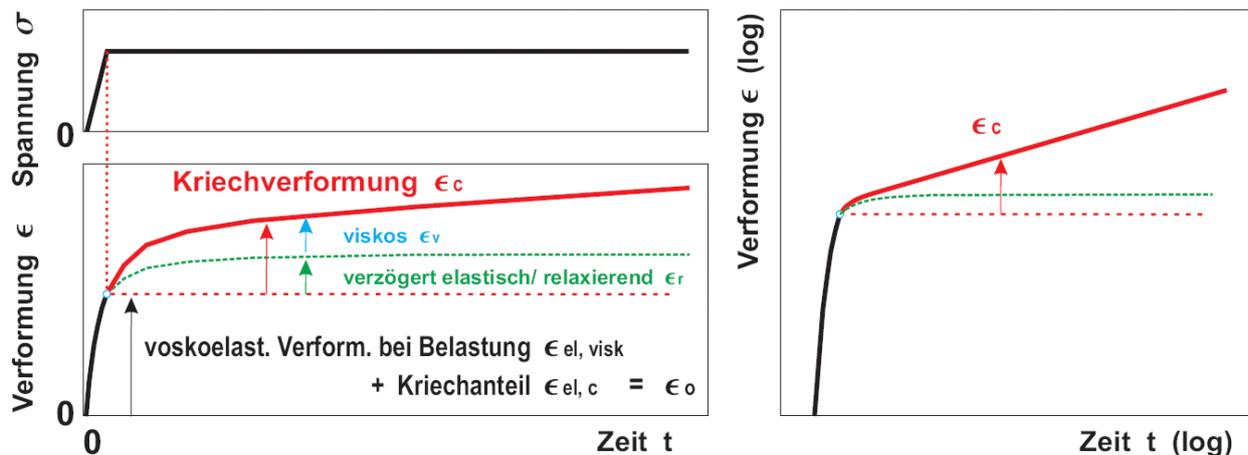
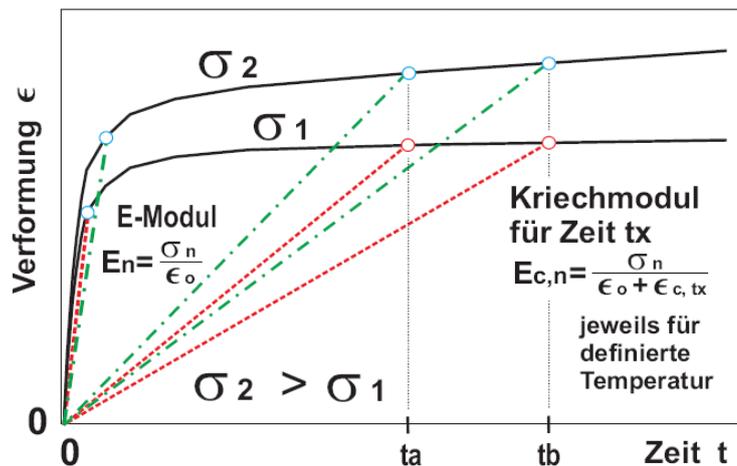


Bild 10: Schema eines Kriechversuchs linear und doppelt-logarithmisch dargestellt

Häufig wird neben dem **E-Modul** auch ein sog. **Kriechmodul** definiert, mit dem bei z.B. Dimensionierungsaufgaben die Kriechverformung für eine bestimmte Zeit und Spannung mit berücksichtigt wird, **Bild 11**.


 Bild 11: Vereinfachtes Schema zu E-Modul  $E_n$  und Kriechmodul  $E_{c,n}$ 

### 2.6.4.2 Kriechkurven-Approximation

Zur Berechnung und Vorhersage der Langzeitverformungen viskoelastischer Materialien in Form von Kriechen gibt es die ersten empirischen Ansätze aus dem Bereich der Metalle. Folgende Beziehung wurde zuerst von **Andrade** (1910) vorgeschlagen, später wurde sie vor allem bekannt unter:

**Norton** (1929) / **Bailey** (1935); hier mit „Arrhenius“ kombiniert:

$$\boxed{\epsilon_c = K \sigma^n t^m / e^{E_A/R/T}} \quad \text{oder „invers“:} \quad \boxed{t = \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T} / K / \sigma^n \right\}^{1/m}}$$

wobei die Kriechgeschwindigkeit = Ableitung:  $\boxed{d\epsilon_c/dt = K \sigma^n m t^{m-1} / e^{E_A/R/T}}$  ist;

mit  $T$  = abs. Temperatur [K],  $R$  = allg. Gaskonstante,  $E_A$  = Aktivierungsenergie

$K$ ,  $n$ ,  $m$  = an Messergebnisse anpassbare Parameter, vgl. **Bild 12**:

Hier wird u.a. gezeigt, dass sich mit  $m < 1$  ein degressiver,

mit  $m > 1$  ein progressiver Kriechverlauf ergibt.

In dieser Gleichung kann folgende Zusammenfassung vorgenommen werden:

$$\boxed{K1 = K \sigma^n / e^{E_A/R/T}} \quad , \quad \text{so dass sich ergibt:} \quad \boxed{\epsilon_c = K1 t^m} \quad . \quad \text{Logarithmiert ist das eine}$$

Geradengleichung  $\text{Log}(\epsilon_c) = \text{Log}(K1) + m \text{Log}(t)$  entsprechend  $y = b + m x$ . Der Achsenabschnitt  $b$  gilt für  $\text{Log}(t) = 0$ , d.h.  $K1$  ist definiert bei  $t = 1$ . Es ist also  $K1$  abhängig von der Dimension von  $t$  !

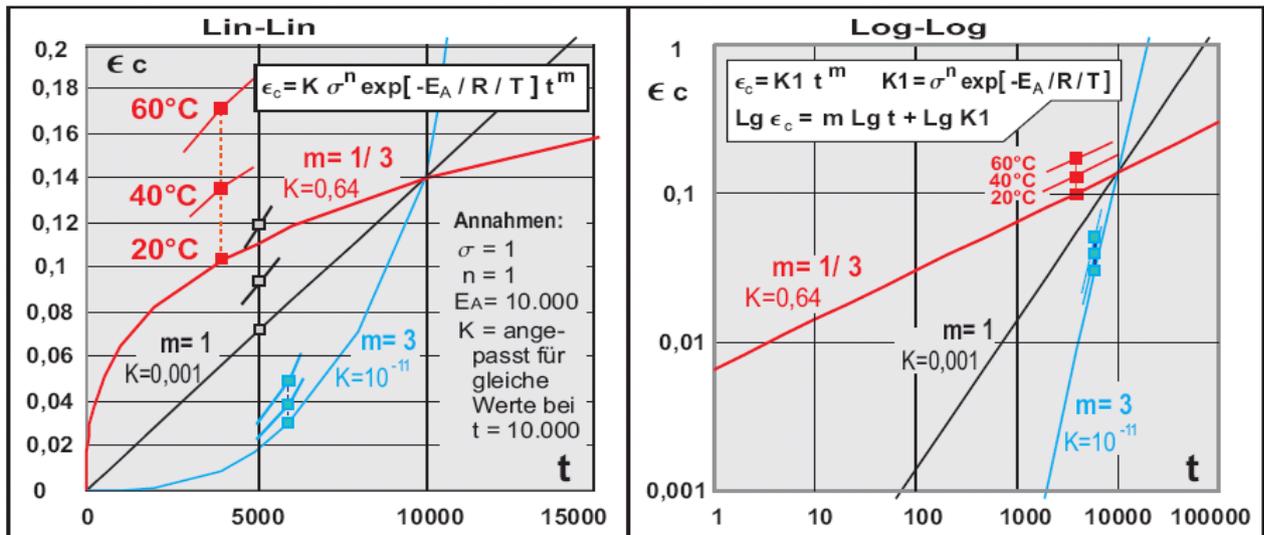


Bild 12: Parameterstudie zur Kriechfunktion nach Norton/ Bailey

Der Temperatureinfluss in Form des Arrhenius-Gesetzes geht hier nicht in die Steigung  $m$  sondern nur als Faktor/ Divisor in den Ansatz für die Kriechverformung ein, d.h. in doppelt-logarithmischer Darstellung ergeben sich für unterschiedliche  $T$  parallele Geraden.

In der klassischen chemischen Reaktionskinetik ist kein Potenzgesetz enthalten, s.o.

Der Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_c$  ergibt sich bei unterschiedlichen Temperaturen analog der Herleitung beim Aushärtegrad, hier für gleiche Kriechwerte  $\epsilon_{c,x} = \epsilon_{c,y}$  und gleiche sonstige Konstanten, wie folgt:

$$f_c = t_x / t_y = \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_x} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_x} / \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_y} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_y}$$

$$\ln(f_c) = \ln(t_x) - \ln(t_y) = \left\{ E_A / R / m \right\} (1 / T_x - 1 / T_y) \quad \text{und damit}$$

$$\boxed{\ln(t_x) = \ln(t_y) + (1 / T_x - 1 / T_y) E_A / R / m} \quad \text{mit} \quad \dots y = \dots \text{Ref.}$$

Ist auch der Exponent  $m$  temperaturabhängig, so ergibt sich kaum eine Formelvereinfachung:

$$f_c = t_x / t_y = \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_x} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_x} / \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_y} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_y}$$

$$\ln(f_c) = \left\{ \ln[\epsilon_c / K / \sigma^n] + E_A / R / T_x \right\} / m_x - \left\{ \ln[\epsilon_c / K / \sigma^n] + E_A / R / T_y \right\} / m_y$$

$$\boxed{\ln(t_x) = \ln(t_y) + \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_x} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_x} / \left\{ \epsilon_c e^{E_A/R/T_y} / K / \sigma^n \right\}^{1/m_y}}.$$

Andere (neuere) empirische Formeln für das Kriechen aus dem Metallbereich sind z.B.:

$$\text{Nach Graham/ Walles: } \epsilon_c = \epsilon_{c,o} + K_1 t^{1/3} + K_2 t + K_3 t^3$$

Hiermit wird ein progressiver Kriechverlauf beschrieben.

$$\text{Theta-Konzept: } \epsilon_c = \epsilon_{c,o} + \Theta_1 [1 - e^{1 - \Theta_2 t}] + \Theta_3 [e^{\Theta_4 t} - 1]$$

mit  $\epsilon_{c,0} > e - 1$ ; zweiter Term = Kriechen degressiv bis Endwert;

dritter Term = progressive Kriechzunahme

Hiermit lassen sich praktisch alle Verläufe, auch bis zum

Bruch darstellen

nach **Garofalo**:  $\epsilon_c = \epsilon_{c,0} + \epsilon_{1,\max} H(t) + v_{\epsilon,\min} t + C3 [t/t_{2,3}]^f$

bzw. mit Hyperbelsinus und mit Arrhenius:  $d\epsilon/dt = C1 [\sinh(C2 \sigma)]^{C3} / e^{C4/T}$

Daneben gibt es generell die analytischen Ansätze über Feder-Dämpfer-Modelle (Newton, Kelvin, Voigt, Maxwell, Burger, etc.), die auch mehrfach kombiniert werden können. Von Vorteil ist hier, dass unterschiedliche Kriechanteile getrennt beschreibbar sind.

Für Polymere wurde empirisch (1944 bis 1968) ein Potenz-Ansatz von **Findley** bekannt.

Er entspricht im Wesentlichen jenem von Norton / Bailey für Metalle:

$$\epsilon_c = K_1 t^{K_2} \quad \text{bzw. als Geradengleichung: } \text{Lg}(\epsilon_c) = K_2 \text{Lg}(t) + \text{Lg}(K_1)$$

wobei  $K_1$  und  $K_2$  positiv sind und bei degressivem Kriechen  $K_2 < 1$  ist.

Beide Parameter können von der Spannung  $\sigma$  und von der Temperatur  $\Theta$  bzw. gemäß Arrhenius von der absoluten Temperatur  $T$  abhängen; bezüglich  $K_1$  s.o.

Die Ableitung (Kriechgeschwindigkeit) lautet:  $d\epsilon_c / dt = K_1 K_2 t^{K_2-1}$

Bezüglich der Gleichung nach Norton/ Bailey gelten:  $K_1 = K \sigma^n / e^{E_A/R/T}$  und  $K_2 = m$ . Für den Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_c$  sind diese Terme also analog einsetzbar.

Von **Williams, Landel und Ferry** (1955) wurde u.a. für Polymere oberhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  als Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_c$  folgende empirische Beziehung angegeben:

$$\text{Lg}(f_c) = -C1 (T - T_{\text{ref}}) / [C2 + (T - T_{\text{ref}})]$$

mit  $\text{Ln}(f_c) = \text{Lg}(f_c) * \text{Ln}(10)$

Diese Gleichung wird oft auch unterhalb  $T_g$  sowie oft auch bei anderen Stoffen angewandt. Bei genau  $T_g$  sollen die Konstanten für viele Kunststoffe  $C1 = 17,44$  und  $C2 = 51,6$  betragen.

Im Vergleich zum Ansatz mit dem Arrhenius-Gesetz ergibt  $f_c$  mit dem WLF-Ansatz (aufgetragen über  $1/T$ ) statt einer Gerade einen gekrümmten Verlauf, **Bild 13**:

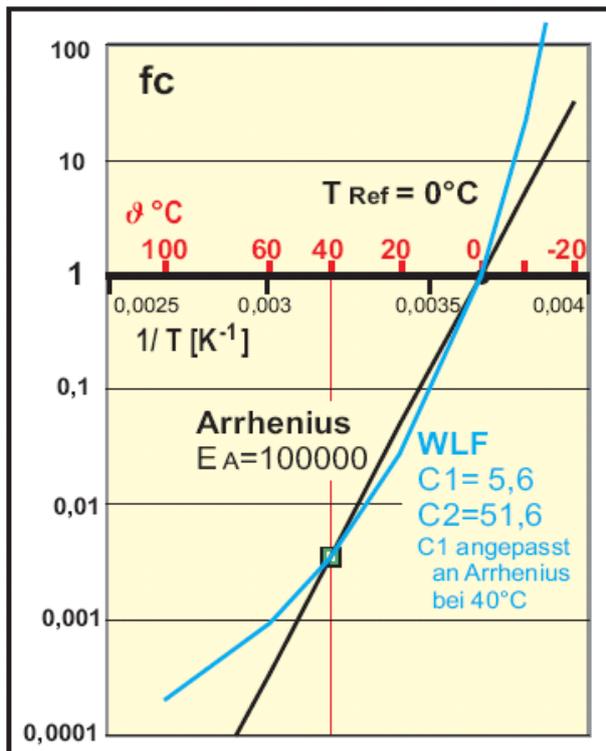


Bild 13: Vergleich Arrhenius-Ansatz und Ansatz nach Williams, Landel und Ferry (WLF) für den Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_c$

Alle Ansätze weisen keinen Einfluss der Temperatur  $\Theta$  bzw.  $T$  auf den Exponenten der Zeit  $t$  auf, d.h. bei doppelt-logarithmischer Darstellung ist die Steigung unabhängig von  $T$ . Wie der Temperatureinfluss auf diesen Exponenten zu berücksichtigen ist, wird in der Literatur nicht oder meistens nur qualitativ behandelt. Eine detailliertere Arbeit ist z.B. von Smith [40] über das Druckkriechen von glasfaserverstärktem Polyester. Hier wird interessanter Weise auch der Ansatz verfolgt, dass der Temperatureinfluss  $T$  additiv zum Kriechen bei einer Referenztemperatur, z.B. Raumtemperatur (RT) erfolgt:  $\epsilon_c = m_{RT} t^{n_{RT}} + m_T t^{n_T}$ . Dabei wurde für  $m_T$  eine Sinus-Hyperbolicus-Funktion angesetzt:  $m_T = m' \sinh[\Delta T / T_{ref}]$ .

Zwei denkbare, einfache Ansätze für die Gleichung nach Findley wären auch:

T direkt:  $\epsilon_c = K_1 t^{n T}$  bzw. als Geradengleichung:  $\text{Lg}(\epsilon_c) = \text{Lg}(K_1) + \{n T\} \text{Lg}(t)$

Arrhenius:  $\epsilon_c = K_1 t^{m / \exp[E_A / R / T]}$

bzw. als Geradengleichung:  $\text{Lg}(\epsilon_c) = \text{Lg}(K_1) + \{m / \exp[E_A / R / T]\} \text{Lg}(t)$

In einem nicht zu großen Temperaturbereich  $T_1$  bis  $T_2$  lassen sich mit beiden Beziehungen näherungsweise gleiche Kurven erzeugen, **Bild 14**. Die Aktivierungsenergie berechnet sich dann nach  $E_A = R \text{Ln}(T_1/T_2) / (1/T_2 - 1/T_1)$  und unter Vorgabe von  $n$  ist dann  $m = n T_1 \exp(E_A/R/T_1)$ .

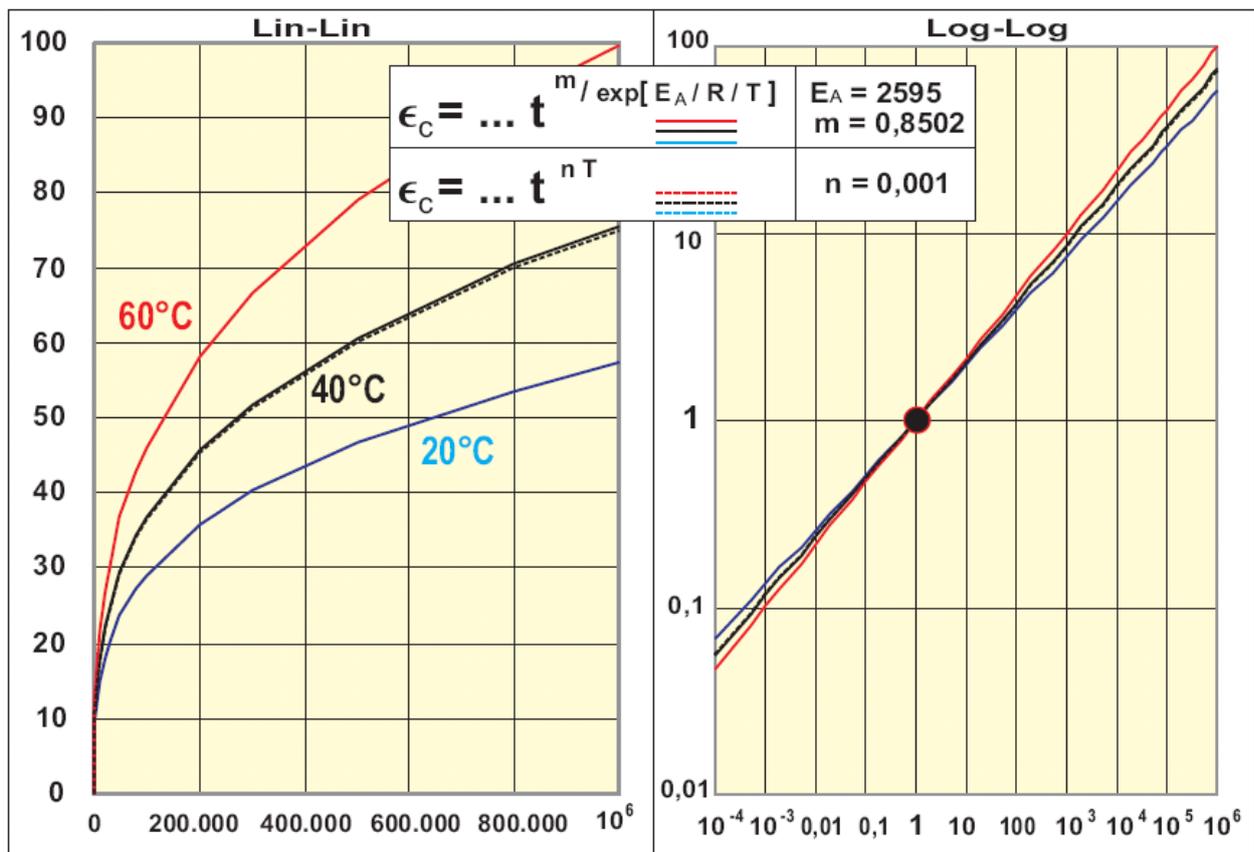


Bild 14: Berechnungsbeispiel für den Einfluss der Temperatur auf den Zeit-Exponenten nach zwei angenommenen, unterschiedlichen Ansätzen (Parameter so angepasst, dass etwa gleiche Kurven)

Ansonsten findet sich in der Literatur noch eine Vielzahl von weiteren Ansätzen für eine mathematische Kriechbeschreibung, u.a. auch ein logarithmischer mit:

$$\boxed{\epsilon_c = a \ln(t) + b}, \quad \text{s.u.}$$

Eine der jüngsten deutschen Dissertationen zum Kriechen von Polymeren ist jene von Dallner (2008) [39]. Hier wird insbesondere die Findley-Funktion mit einem Feder-Dämpfer-Modell verglichen. Beide Anpassungen sind danach aber z.T. nur mäßig. Die perfekte Beziehung scheint demnach noch nicht gefunden.

Wie in **Bild 10** dargestellt ist, kann der elastische Anteil der Gesamtverformung im Rahmen eines Kriechversuches nur dann genau ermittelt werden, wenn der Zeitpunkt des Beginns konstanter Spannung exakt erfassbar ist und während des Aufbringens der Belastung möglichst wenig Kriechen beteiligt ist, d.h. die Belastung möglichst schlagartig erfolgt. Da dies häufig nicht der Fall ist, muss von einer Überlagerung der viskoelastischen mit zeitabhängigen

Verformungsanteilen ausgegangen werden. Zeitabhängige Verformungsanteile können zum Beispiel auch Setzerscheinungen oder partielle Molekülumlagerungen sein [39]. Messwerte bis zu einer Versuchsdauer von 100 Stunden sollten deshalb nach [41] nicht berücksichtigt werden. In [37] und in [39] wird die Berechnung der Anfangsverformung über den in einem Kurzzeit-Zugversuch ermittelten E-Modul als zielführend beschrieben. Die Anfangsverformung ergibt sich so nach:  $\varepsilon_0 = \sigma / E$ .

Bei der Anwendung des Findley-Ansatzes zur Simulation der Kriecheigenschaften der Kunststoffe ist es wichtig zu beachten, dass dieser Ansatz meist nur für geringe Spannungen gültig ist. Die aufgebrachten Spannungen dürfen nur eine Höhe erreichen, bei welcher u.a. noch keine Haarrisse auftreten [42]. Andernfalls kann mit dem Ansatz nach Findley keine ausreichende Genauigkeit/ Prognose erreicht werden, was dann zu einer Fehleinschätzung des Langzeitverformungsverhaltens führen würde.

Bezüglich weiterer Formelbetrachtungen wird auch auf den Abschnitt Festigkeit verwiesen, s.u.

#### **2.6.4.3 Anwendbarkeit des Norton/ Bailey/ Findley-Ansatzes auch auf Klebeanker**

Nach [41] ist es möglich, Findley's Ansatz für einen weiten Bereich der Kunststoffe anzuwenden. Dabei wird eine Eignung sowohl für die Beschreibung des Kriechens der reinen Kunststoffe, als auch für jenes von z.B. faserbewehrten Kunststoffen oder Schichtenkunststoffen bescheinigt, [43].

Auch das Langzeitverhalten der für die Herstellung von Klebeankern eingesetzten Epoxidharze, Vinylester oder ungesättigten Polyester kann danach unter bestimmten Bedingungen mit dem Ansatz von Findley beschrieben werden [43, 46]; die Übertragbarkeit auf die hier gestellte Aufgabe ist jedoch noch zu hinterfragen.

Der Füllstoff besitzt im Vergleich zu den Kunststoffen einen sehr hohen E-Modul und ein nur sehr geringes Kriechmaß. Dies führt zu einer Behinderung des Kriechens der ihn umgebenden Kunststoffmatrix. Daraus folgt, dass mit zunehmendem Füllstoffgehalt die Kriechverformungen des Gesamtsystems schwächer werden. Ist darüber hinaus die freie Verformbarkeit für das Korngerüst behindert, z.B. im engen Ringspalt zwischen Bohrung und Dübel/ Betonstahl, so kann es durch die „**Korn-zu-Korn-Abstützung**“ u.U. auch zu einer vollständigen Stagnation des Kriechens kommen, was einen Kriechansatz generell in Frage stellen würde.

## 2.6.5 Festigkeit

Neben der Verformbarkeit wird auch die Festigkeit (i.d.R. ist die Zugfestigkeit oder z.T. auch die Scherfestigkeit relevant) vor allem von der Temperatur und der Zeit beeinflusst. Die im Kurzzeitversuch bestimmbare **Kurzzeitfestigkeit** ist umso geringer, je höher die Temperatur während des Versuchs ist. Ist das Material zuvor schon längere Zeitdauer bei definierter, konstanter Temperatur unter Spannung gestanden und konnte kriechen, so ist die danach bei gleicher Temperatur bestimmbare Kurzzeitzugfestigkeit um so niedriger, je höher die Kriechspannung war und je länger das Kriechen angedauert hatte, also je stärker und länger Vorschädigungen auftreten konnten. Diese Eigenschaft der **Rest-Kurzzeitfestigkeit** wird oft nach Durchführung von Kriech- oder Alterungs- oder auch nach Relaxationsversuchen ermittelt.

Belastet man das Material mit einer relativ hohen Dauerspannung, so führt das Kriechen je nach Höhe der Spannung nach mehr oder weniger langer Zeit zum Bruch, d.h. es gibt eine **Langzeit- oder Dauerstandfestigkeit**, die für eine bestimmte Beanspruchungsdauer um so niedriger ist, je höher die Dauerspannung und/ oder je länger die Einwirkungsdauer ist, **Bild 15**. Da das Versagen die Folge von Kriechen ist, spricht man mitunter auch vom **Kriechversagen/ -bruch**. Oft findet man diesbezüglich auch den Begriff **Zeitstandfestigkeit**. Statt der Festigkeiten kann man auch die **Standzeiten** betrachten, die sich bei unterschiedlichen, konstanten Prüfspannungen ergeben.

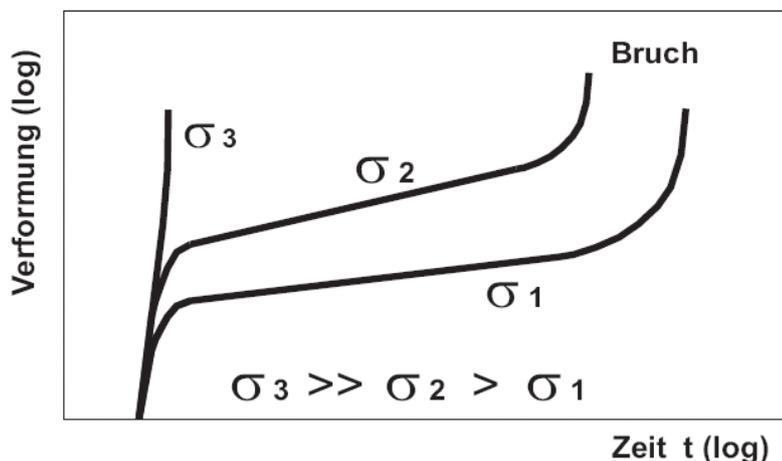


Bild 15: Kriechversuche bis zum Bruch (schematisch)

Trägt man über den so erhaltenen Standzeiten die zugehörigen Spannungen auf, so erhält man ein sog. **Zeitstand-Diagramm**. Es gibt an, wie die Standzeiten mit abnehmender Spannung zunehmen bzw. wie Festigkeit mit zunehmender Dauer der Lasteinwirkung abfällt. Aufgrund empirischer Erkenntnis wählt man dabei i.d.R. eine doppelt-logarithmische Darstellung, bei der

oft ein linearer Kurvenverlauf auftritt und somit ein Berechnungsmodell, wieder mit Potenzfunktion angenommen werden kann. Bei einigen Kunststoffen oder bei niedrigen Spannungen oder bei niedrigen Temperaturen tritt bezüglich kurzer Zeiträume oft ein linearer Kurvenverlauf schon ab der Kurzzeitfestigkeit auf. In anderen Fällen ergibt sich nach einer bestimmten Zeitdauer auch ein Knick, ab dem die Kurve dann mit größerer Steigung weiter abfällt, **Bild 16**.

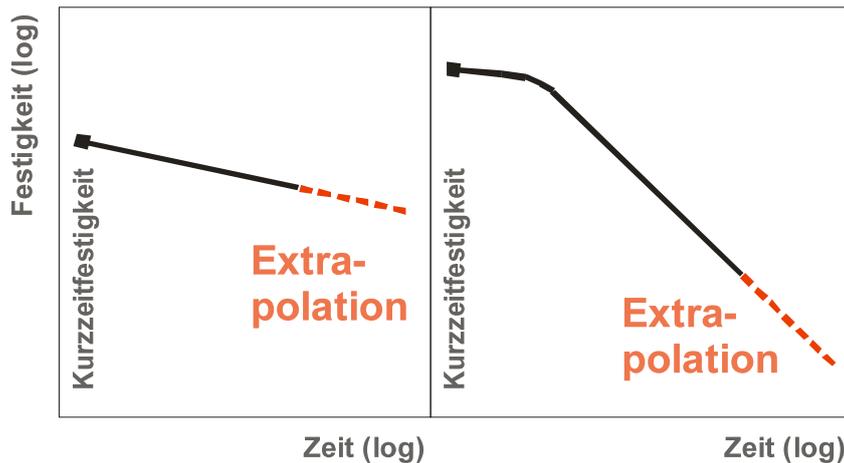


Bild 16: Zeitverläufe der Dauerstandfestigkeit und Extrapolierbarkeit (schematisch)

Für die Bemessung eines Bauteils ist genau diese Festigkeit maßgebend. Daraus ergibt sich auch, dass eine Bemessung nur für eine bestimmte Lebensdauer angesetzt werden kann. Wie beim Kurzzeitversuch wird auch diese Festigkeit von höherer Temperatur ungünstig beeinflusst, weshalb dieser Parameter bei solchen Ermittlungen immer einzubeziehen ist. Da in der Praxis u.a. Spannungen und Temperaturen i.d.R. nicht konstant sind, bedient man sich einer Regel nach Miner, nach der diese Einflüsse über eine Schädigungssummen-Berechnung zu einer konstanten **Vergleichsspannung** bei einer bestimmten Temperatur umgewandelt werden.

Versuche dieser Art sind meist sehr zeit- und daher kostenaufwendig. Anders als meist im Maschinenbau müssen im Bauwesen i.d.R. sehr viel längere Zeiträume betrachtet werden, weshalb man auf weitreichende Extrapolationen von Versuchsergebnissen angewiesen ist.

Solche Modelle werden auch in entsprechenden Normen zugrunde gelegt. Als Beispiel sei hier für glasfaserverstärkte Kunststoffbauteile (GfK-Bauteile) die DIN 53768 [44] zitiert, die allerdings im Jahr 2006 zurückgezogen wurde. Danach wird eine Extrapolation über max. 1,5 Dekaden noch als zulässig angesehen, also z.B. nach einer Versuchsdauer von 5000 Stunden (knapp 7 Monate oder 0,571 Jahre) kann so auf die Dauerstandfestigkeit nach rd. 18 Jahren hochgerechnet werden. Eine diesbezüglich vergleichbare Norm ist die DIN EN ISO 9080:2003

[45] für die Ermittlung des Zeitstand-Innendruckverhaltens von Kunststoffrohren aus Thermoplasten, insbesondere Polyethylen (s.u.).

Führt man solche Dauerstandversuche bis zum Bruch bei einer Temperatur durch, die deutlich über der mittleren Temperatur des Bauteils im praktischen Einsatz liegt, so hätte man die Möglichkeit, einen Zeitraffereffekt zu nutzen, wenn zwischen Zeit und Temperatur eine Gesetzmäßigkeit angewendet werden könnte. Wie die Erfahrung gezeigt hat, ergeben sich bei unterschiedlichen Temperaturen (jeweils deutlich unterhalb der Glasübergangstemperatur) in der Tat bei doppelt-logarithmischer Auftragung von Festigkeit gegen Zeit ab einem bestimmten Zeitpunkt häufig Geraden, deren Steigungen unterschiedlich bis parallel sein können, **Bild 17**.

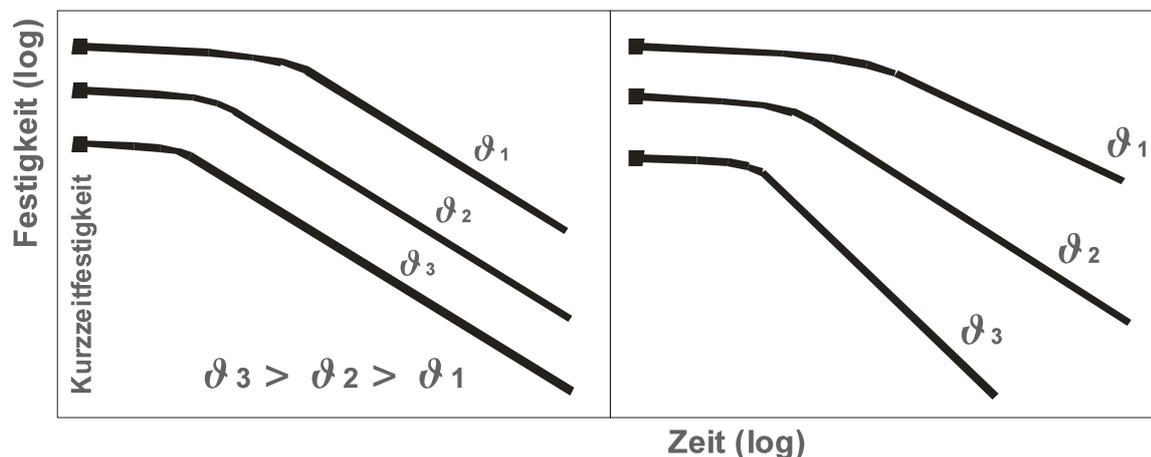


Bild 17: Zeitverlauf der Dauerstandfestigkeit bei unterschiedlichen Temperaturen (schematisch)

Da diese Zeitabhängigkeit besonders sicherheitsrelevant ist, sollen die Zusammenhänge im Folgenden detaillierter dargestellt werden.

Die mit der Zeit abnehmende Festigkeit geht auf innere Schädigungen des Polymers, z.B. in Form von Makromolekül- oder Vernetzungs-Aufspaltungen oder in Form von Mikrorissbildungen, zurück, was neben der mechanischen Beanspruchung auch durch die Temperatur- oder Wärmealterung verursacht wird. Hierzu können auch noch äußere chemische und/ oder andere physikalische Einwirkungen dazukommen, was generell unter dem Begriff der **Alterung** zusammenfassbar ist.

Für den Temperatureinfluss wird oft vom Arrhenius-Gesetz ausgegangen. Da es Konzentrationen und deren zeitliche Änderungen betrachtet, muss dies zumindest gedanklich auf die Alterung übertragen werden. Nahe liegend wäre hier der mit der Zeit abnehmende Anteil

festigkeitsbildender Moleküle und/ oder der abnehmende Anteil mikrorissfreier Bereiche. Man könnte genauso auch den zunehmenden Anteil festigkeitsmindernder Einflüsse betrachten.

Wenn für die Spannung  $\sigma$  bzw. die Festigkeit  $\beta$  in Abhängigkeit von der Zeit  $t$  bei doppelt-logarithmischer Auftragung eine lineare Abnahme annehmbar ist (s. **Bild 17** bis oder ab Knick), so kann die zugehörige Geradengleichung mit der Steigung  $-m$  und dem Achsenabschnitt  $b = \text{Ln}(\beta_1)$  bei  $\text{Ln}(t) = 0$ , d.h. bei  $t = 1$  wie folgt geschrieben werden:

$$\boxed{\text{Ln}(\beta) = -m \text{Ln}(t) + \text{Ln}(\beta_1)} \quad \text{bzw.}$$

$$\text{Ln}(\beta / \beta_1) = -m \text{Ln}(t) \quad \text{bzw.} \quad \beta / \beta_1 = \exp[\text{Ln}(t^{-m})] \quad \text{bzw.}$$

$$\boxed{\beta = \beta_1 t^{-m}}.$$

Mit gleichen  $m$  und unterschiedlichen  $\beta_1$  erhält man doppelt-logarithmisch parallele Geraden, die in Abhängigkeit von  $\text{Ln}(\beta_1)$  zueinander verschoben sind.

Durch Umstellen der Gleichungen ergeben sich als transformierte oder „inverse“ Ausdrücke:

$$\text{Ln}(t) = \text{Ln}(\beta / \beta_1) / -m \quad \text{bzw.} \quad \boxed{\text{Ln}(t) = \text{Ln}(\beta) / -m - \text{Ln}(\beta_1) / -m} \quad \text{bzw.}$$

$$\boxed{t = (\beta / \beta_1)^{-1/m}}$$

Durch Differenzieren erhält man die Geschwindigkeit zum beliebigen Zeitpunkt  $t$  nach

$$v = d\beta / dt = -m \beta_1 / t^{1+m} \quad \text{bzw.} \quad v = -m \beta^{1+1/m} / \beta_1^{1/m} \quad \text{oder}$$

$$v = -m \beta (\beta / \beta_1)^{1/m}$$

Verwendet man statt des Achsenabschnitts einen beliebigen Punkt zur Erfassung der Lage der Geraden, z.B. den Anfang der Messungen mit  $\beta = \beta_a$  bei  $t = t_a$ , so ergibt sich obiger Achsenabschnitt nach  $b = m \text{Ln}(t_a) + \text{Ln}(\beta_a)$ , womit die Gleichung dann mit Logarithmen aus dimensionslosen Verhältniswerten wie folgt lautet:

$$\boxed{\text{Ln}(\beta / \beta_a) = -m \text{Ln}(t / t_a)} \quad \text{bzw.} \quad \text{Ln}(\beta) = -m \text{Ln}(t / t_a) + \text{Ln}(\beta_a)$$

$$\boxed{\beta / \beta_a = (t / t_a)^{-m}} \quad \text{bzw.} \quad \boxed{\beta = \beta_a (t / t_a)^{-m}}$$

Doppel-logarithmisch aufgetragen erhält man auch hier Geraden, die nun alle durch  $(t_a; \beta_a)$  gehen und sich nur durch  $m$  unterscheiden, falls dieser Parameter variiert.

Durch Differenzieren erhält man die Geschwindigkeit zum beliebigen Zeitpunkt  $t$  nach

$$v' = d(\beta / \beta_a) / dt = -(m / t_a) (t / t_a)^{-m-1} = -m t_a^m / t^{1+m} \quad \text{oder}$$

$$v = d\beta / dt = -m \beta_a t_a^m / t^{1+m}$$

und durch Umstellen der Gleichungen ergeben sich als transformierte oder „inverse“ Ausdrücke:

$$\boxed{\text{Ln}(t / t_a) = \text{Ln}(\beta / \beta_a) / -m} \quad \text{oder} \quad \boxed{\text{Ln}(t) = \text{Ln}(\beta / \beta_a) / -m + \text{Ln}(t_a)}$$

$$\text{bzw. } \boxed{t / t_a = (\beta / \beta_a)^{-1/m}} \quad \text{oder} \quad \boxed{t = t_a (\beta / \beta_a)^{-1/m}}$$

Potenzfunktionen werden durch die zuvor behandelten Gleichungen für die chemische Reaktionsgeschwindigkeit nicht abgedeckt. Am nächsten käme die Ordnung 1 mit:

$$\ln(C / C_a) = -k_v [t - t_a] \quad \text{im Vergleich zu} \quad \ln(\beta / \beta_a) = -m [\ln(t) - \ln(t_a)].$$

Mit  $k_v = m = \text{konst.}$ , d.h. bei doppelt-logarithmischer Auftragung mit parallelen Geraden für unterschiedliche  $T$ , ist bezüglich der Geschwindigkeit keine  $T$ -Abhängigkeit vorhanden. Lediglich die durch  $\beta_1$  bzw.  $\beta_a$  definierte Verschiebung wäre dann  $T$ -abhängig.

-----

Nach DIN EN ISO 9080:2003 [45] für die Innendruckbeanspruchung von Rohren aus Thermoplasten wird eine allgemeinere Potenzfunktion zur Verfügung gestellt. Danach wird von folgender „inversen“ Funktion, d.h. für die Standzeiten  $t$  als Funktion von  $\sigma$  bzw.  $\beta$  ausgegangen:

$$\text{„invers“: } \boxed{\lg(t) = [p_3 + p_4 / T] * \lg(\beta) + [p_1 + p_2 / T]}$$

Das ist eine Geradengleichung der Form  $y = m x + b$  mit **4 Parametern**. Die Steigung ist über  $p_4$  und der Achsenabschnitt (bei  $\beta_1 = 1$ ) über  $p_2$  von  $(1/T)$  abhängig. Beide Abhängigkeiten gehen jeweils additiv ein. Bezüglich der Logarithmen zur Basis 10 sollte gelten:

$$\lg(x) = \lg(e) \ln(x) = \lg(x) / \ln(10) = 0,43429 \ln(x) \quad \text{bzw.}$$

$$\ln(x) = \lg(x) / \lg(e) = \ln(10) \lg(x) = 2,30261 \lg(x)$$

Setzt man bestimmte Parameter zu Null, so erhält man Beziehungen mit entsprechend weniger Parametern. Mit allen 4 Parametern ergibt sich für obige „inverse“ Funktion aufgelöst nach  $t$ :

$$\boxed{t = 10^{p_1 + p_2/T} \beta^{p_3 + p_4/T}}$$

Der bereits erwähnte Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor  $f_a$  für zwei unterschiedliche Temperaturen  $T_x$  und  $T_y$  beim selben  $\beta$  ergibt sich im Logarithmischen wie folgt:

$$\lg(f_a) = \lg(t_y / t_x) = [p_2 + p_4 \lg(\beta)] (1/T_y - 1/T_x) \quad \text{und damit}$$

$$\boxed{\lg(t_y) = \lg(t_x) + [p_2 + p_4 \lg(\beta)] (1/T_y - 1/T_x)}$$

Die Umwandlung von „invers“ in „normal“ für  $\lg(\beta) = f\{\lg(t)\}$  ergibt:

$$\text{„normal“: } \boxed{\lg(\beta) = [1 / (p_3 + p_4 / T)] * \lg(t) - [p_1 + p_2 / T] / [p_3 + p_4 / T]}$$

$$\text{bzw. } \boxed{\beta = 1 / \exp\left\{ \frac{(p_1 + p_2 / T) \ln(10) + \ln(t)}{p_3 + p_4 / T} \right\}}$$

In dieser Form ist der Temperatureinfluss auf den Achsenabschnitt von zwei Parametern abhängig, bzw. durch  $p_4$  werden Steigung und Verschiebung von  $T$  beeinflusst.

Durch Umstellen der Gleichung „invers“ ergibt sich die Arrhenius-Beziehung für  $Lg(t)$  über  $(1/T)$  bei beliebigen  $\beta$  als weitere Geradengleichung:

$$Lg(t) = [p_2 + p_4 Lg(\beta)] (1/T) + [p_1 + p_3 Lg(\beta)]$$

Für „normal“ mit  $Lg(\beta) = f\{Lg(t)\}$  ergibt sich keine solche lineare Abhängigkeit von  $(1/T)$ :

$$Lg(\beta) = [Lg(t) - p_1] / [p_3 + p_4 / T] - [p_2 / T] / [p_3 + p_4 / T]$$

Es ergibt sich lediglich für große Beträge von  $p_3$  im Vergleich zu  $p_4 / T$  eine Annäherung an das Arrhenius-Gesetz bzw. wenn  $p_4 = 0$  ist, d.h. parallele Geraden vorliegen.

Zu beachten ist grundsätzlich, dass die Parameter dimensionsgebunden sind und dass Logarithmen von dimensionsbehafteten Werten gebildet werden. So liegt z.B. für obige „inverse“ Geradengleichung der Achsenabschnitt  $[p_1 + p_2 / T]$  bei  $Lg(\beta_1) = 0$ , d.h. bei  $\beta_1 = 1$  [Dim.=Lg ...]. Darüber hinaus ist die Log-Art zu bedenken. Dieses Vorgehen wird aber auch in anderen Technikbereichen des Öfteren angewendet.

Zweckmäßig ist es, die Parameter  $p_3$  und  $p_4$  jeweils negativ anzusetzen, um die negative Steigung sicher zu erhalten.  $p_2$  wird sinnvoller Weise positiv gewählt (Verschiebung nach unten mit steigender Temperatur).

Nach dieser Norm kann auch ein Knick im Kurvenverlauf durch zweimalige Anwendung der Gleichungen jeweils mit unterschiedlichen, d.h. insgesamt mit bis zu 8 Parametern berücksichtigt werden, wobei statistisch beurteilt wird, ob ein Knick überhaupt vorliegt. Ferner kann generell eine statistische Fehlerbewertung einbezogen werden. Zur Auswertung von Innendruck-Versuchen wird in der Norm ein von einer Firma angebotenes Computerprogramm empfohlen.

Als Messbeispiel ist in der Norm der Fall mit  $p_3 = 0$  dargestellt (in den Tabellen sind die Indices 3 und 4 vertauscht angegeben). Für die verwendeten Messwerte ergab sich danach eine T-Abhängigkeit bei der Steigung und beim Achsenabschnitt.

Gemäß dem in dieser Norm demonstrierten Beispiel hat man bei der Ermittlung der Regressionsgeraden entsprechend dem Versuchsverlauf als statistisch unabhängige Variable die Spannung (hier die Festigkeit  $\beta$ ) angesetzt und nur die Zeit (Standzeit) als streuend angenommen. Später bei der Bemessung geht man von einer bestimmten Lebensdauer aus und nimmt dagegen die Festigkeit als streuend an. Man könnte dementsprechend auch das

Versuchsergebnis anders sehen und die Regression von  $\beta$  über  $t$  vornehmen. Um dem abzuweichen verwendet man in anderen Bereichen des Öfteren auch die Winkelhalbierende beider Regressionsvarianten.

-----

Beschreibe man die Abhängigkeiten gleich anfangs in der Form „normal“, so würde analog gelten:

**4 Parameter:** Steigung durch  $q_4$  [K] und Verschiebung durch  $q_2$  [K] von  $(1/T)$  abhängig; die beiden anderen Parameter sind dimensionslos:

„normal“: 
$$\text{Lg}(\beta/\beta_a) = -\text{Lg}(t/t_a) * [q_3 + q_4/T] + [q_1 - q_2/T]$$

„invers“: 
$$\text{Lg}(t/t_a) = \text{Lg}(\beta/\beta_a) * [-1/(q_3 + q_4/T)] + [q_1 - q_2/T] / [q_3 + q_4/T]$$

Hier gilt Arrhenius nun bezüglich  $\text{Lg}(\beta)$  über  $(1/T)$ , wie das Umstellen von „normal“ in die Form  $y = m x + b$  zeigt:

$$\text{Lg}(\beta/\beta_a) = - [q_2 + \text{Lg}(t/t_a)] (1/T) + [q_1 - q_3 \text{Lg}(t/t_a)].$$

-----

Wie von Ehrenstein u. Pongratz [35] beschrieben wird, ist die Anwendung des Arrhenius-Gesetzes hier generell physikalisch/ chemisch nicht korrekt und deshalb bislang immer noch als problematisch anzusehen. Dennoch erlaubt es eine gewisse empirische Extrapolationsmöglichkeit. Nach [35] werden Gleichungen angegeben, die bei  $t=0$  den Wert 1 ergeben. So wird die Abhängigkeit einer Eigenschaft  $\beta$  von der Zeit  $t$  z.B. wie folgt beschrieben:

$$\beta/\beta_0 = (1 - t/t_{[\beta=0]})^k \quad \text{bzw.} \quad \text{Ln}[\beta/\beta_0] = k \text{Ln}[1 - t/t_{[\beta=0]}]$$

oder an anderer Stelle mit einem s-förmigen Kurvenverlauf und einem weiteren Parameter  $n$ :

$$\beta/\beta_0 = \exp[-(k/n) t^n] \quad \text{mit} \quad k = A \exp(-E_A/R/T) \quad \{=\text{Arrh.}\}, \quad \text{d.h.}$$

$$\text{Ln}[\beta/\beta_0] = -A \exp[-E_A/R/T] t^n / n$$

Bei doppelt-logarithmischer Auftragung über  $t$  sind das in beiden Fällen keine Geraden. Da sich meist jedoch Geraden ergeben, sollen hierzu keine weiteren Betrachtungen erfolgen.

-----

Es gibt noch eine ganze Reihe weiterer Formelansätze. Eine Gleichung, die einen s-förmigen Kurvenverlauf beschreibt und bei der sich doppelt-logarithmisch nahezu ein „Knick“ nach einem

anfangs horizontalen Ast sowie anschließend angenähert eine abfallende Gerade ergeben (**Bild 18**), ist z.B.:

„normal“:  $\beta / \beta_0 = 1 - (1 - \beta_v / \beta_0) \left\{ (t_h / t)^s \right\}$  und

„invers“:  $t = t_h \left\{ \frac{\ln [1 - \beta_v / \beta_0]}{\ln [1 - \beta / \beta_0]} \right\}^{1/s}$

$\beta_0$  stellt hier z.B. die Kurzzeit-Festigkeit bei  $t = t_0$  dar. Der Punkt  $(t_h ; \beta_v / \beta_0)$  bleibt fix, wenn die Steigung  $s$  geändert wird. Mit  $t_h (>0)$  wird eine Verschiebung des „Knicks“ in Richtung der Zeitachse erreicht.  $\beta_v / \beta_0$  ( $0 < \beta_v < \beta_0$ ) beeinflusst zusammen mit  $s$  die Schärfe des „Knicks“.

Der Wendepunkt liegt bei  $t_{WP} = t_h \left\{ \frac{\ln [1 / (1 - \beta_v / \beta_0)]}{(1 + 1/s)} \right\}^{1/s}$ .

Die Asymptote für große  $t$  lautet:  $\beta^* / \beta_0 = b t^{-s}$  mit  $b = 10^{\text{Lg} \{ \ln [1 / (1 - \beta_v / \beta_0)] \} + s \text{Lg} [t_h]}$ .

Logarithmiert (z.B. Basis 10) ist das die angestrebte Gerade:  $\text{Lg} (\beta^* / \beta_0) = -s \text{Lg} [t] + \text{Lg} [b]$ .

Die Steigung = 1. Ableitung ist:  $d(\beta / \beta_0) / dt = [ (1 - \beta_v / \beta_0)^{((t_h/t)^s)} ] [(t_h/t)^s] \text{Ln}[1 - \beta_v / \beta_0] [s/t]$

Insgesamt sind hier bis zu 4 Parameter erforderlich/ möglich. Der Temperatureinfluss ergibt sich (a) durch die Minderung der Kurzzeitfestigkeit  $\beta_0$  mit steigender Temperatur und (b) kann die Temperatur über  $\beta_v$ ,  $t_h$  und/ oder  $s$  zusätzlich Eingang finden:

$$s = A_s / T \quad \text{und/ oder} \quad t_h = \dots\dots\dots$$

Als Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor ergibt sich damit:

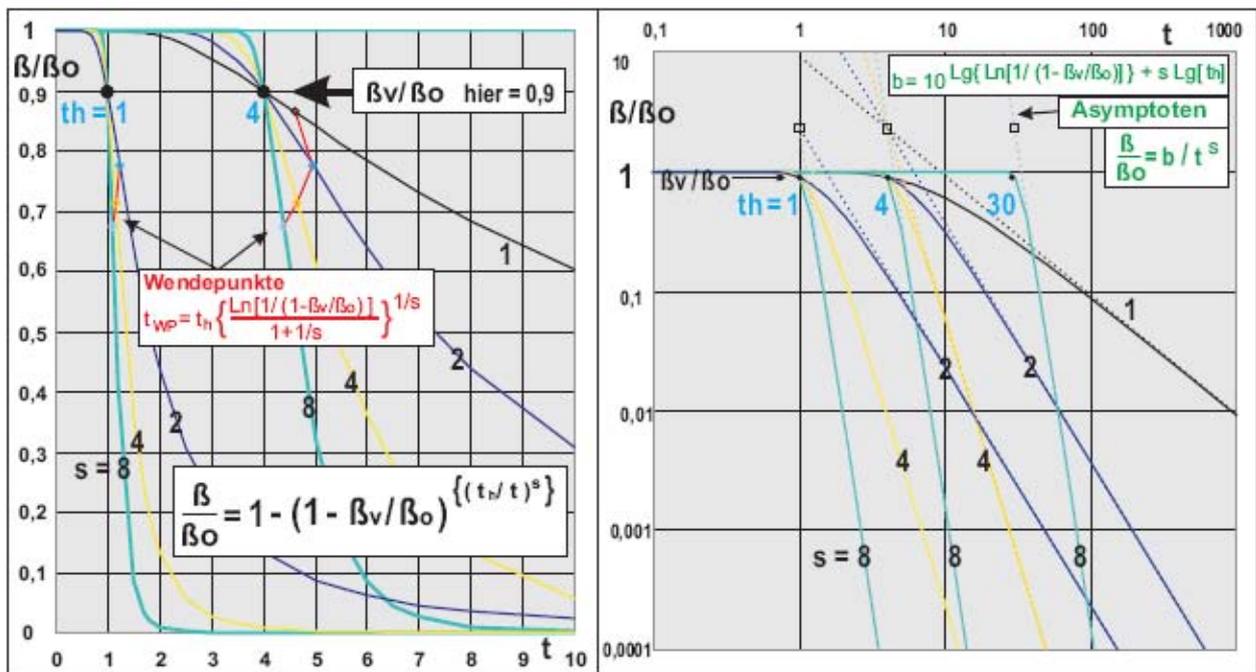


Bild 18: Funktion für Gerade mit Knick bei doppelt-logarithmischer Auftragung (s. rechts)

Durch gewichtete Kombination von z.B. zwei dieser Funktionen kann weiters auch der horizontale Anfangsteil mit einer flachen Steigung versehen werden, z.B. durch  $y = 1 - c y_A(t) - (1-c) y_B(t)$ , **Bild 19**.

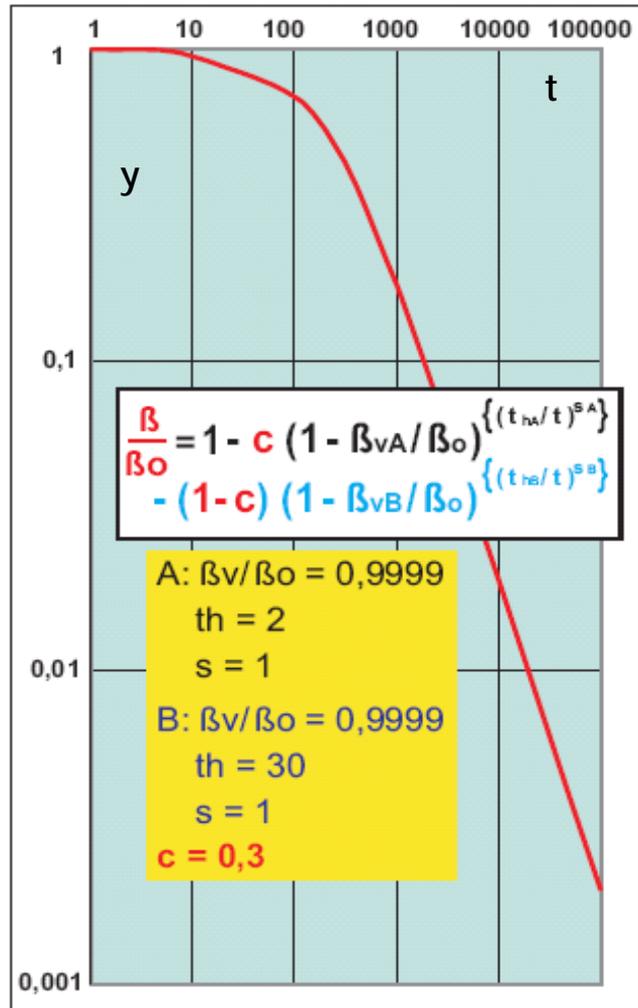


Bild 19: Beispiel für Kurven mit zwei „Knicken“

Mit dem Wichtungparameter c sind dann ohne Temperatur 8 unabhängige Parameter erforderlich/ möglich.

Auch mit der ArcTan-Funktion sind ähnliche „Knick“-Kurven möglich, z.B.:

„normal“: 
$$\beta / \beta_0 = [ 1 - [ \{ 2 \text{ ArcTan } (t/ t_0) / \pi \}^h ]^s ]$$

Der Parameter h ergibt eine Verschiebung in Richtung der Zeitachse, s bestimmt die Steigung.

Die Transformation zu  $t = f ( \beta / \beta_0 )$  ergibt:

„invers“: 
$$t / t_0 = \text{Tan} [ \{ - ( \pi / 2 )^v [ ( \beta / \beta_0 )^{1/s} - 1 ] \}^{1/h} ]$$

=====

Wenn also die Versuchsergebnisse bei einer höheren Temperatur bis zu einer bestimmten Zeitdauer ermittelt werden und nachgewiesen werden kann, dass zwischen der reziproken absoluten Temperatur und dem Logarithmus der Standzeit ein etwa linearer Zusammenhang besteht (=„Arrhenius“ mindestens für  $t_3$ ,  $t_2$  und  $t_1$ ), so kann für niedrigere Temperaturen auf größere Zeiten extrapoliert werden, **Bild 20**.

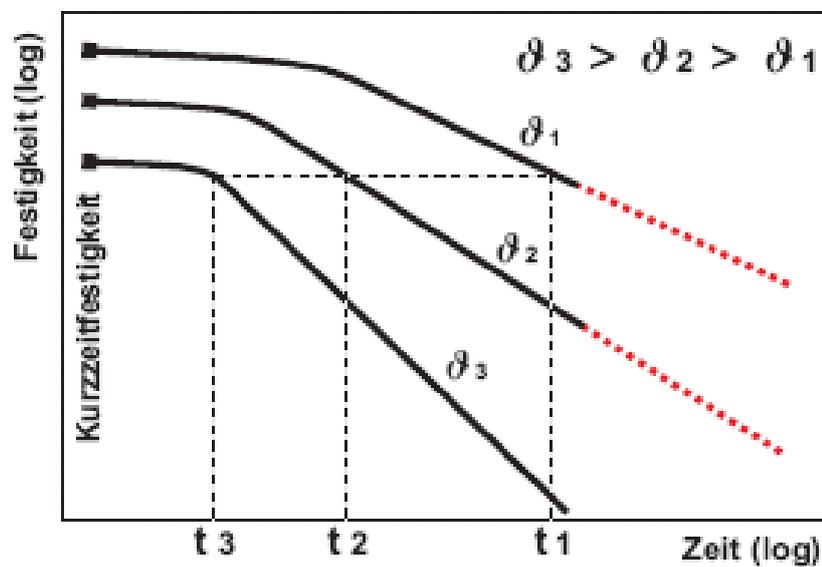


Bild 20: Standzeiten bis zum Bruch bei unterschiedlichen Temperaturen jeweils bei derselben Beanspruchung bzw. Dauerstand-Festigkeit.

## 2.6.6 Beispiele für Einflüsse auf das Kurzzeit- und Dauerstandverhalten

### 2.6.6.1 Aushärtungsgrad

Das Kurzzeit- und Dauerstandverhalten von Reaktionsharzen ist stark vom Aushärtungsgrad abhängig. Der Aushärtungsgrad ist der prozentuale Anteil der erreichten Härting von der maximal möglichen Härting. Bei hochgefüllten Harzen, wie sie zur Herstellung von chemischen Dübeln verwendet werden, kann es besonders bei niedrigen Verarbeitungstemperaturen zu einer nur sehr zögerlichen Reaktion kommen.

In **Bild 21** wird deutlich, wie die Aushärtungsbedingungen nach der Herstellung eines Dübels einen bedeutenden Einfluss auf die Entwicklung des E-Moduls und der Festigkeit verursachen. Gemessen wurden die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei 23°C nach einer Aushärtung bei 8°C und 23°C über jeweils 2 bzw. 7 Tage. Dabei nahm der E-Modul etwa proportional mit dem Aushärtungsgrad zu.

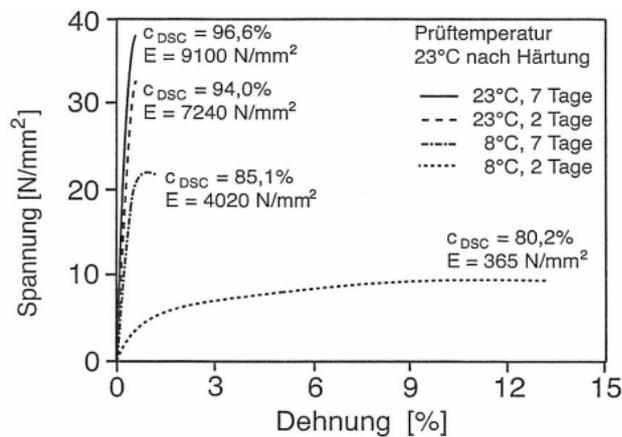


Bild 21: Abhängigkeit des E-Moduls und der Festigkeit eines hochgefüllten EP-Harzes vom Aushärtungsgrad  $C_{DSC}$  nach [35].

Ein geringer Aushärtungsgrad kann nach [35] auch die Folge einer anomalen Härting sein, bei welcher neben den gewünschten Reaktionen, die eine Verzweigung und ein Wachstum der Makromolekülketten bewirken, auch ungewünschte Nebenreaktionen auftreten. Die Nebenreaktionen führen zu einem Verbrauch von Härter, welcher im weiteren Verlauf nicht mehr für die Vernetzung der Makromoleküle zur Verfügung steht. Nach [46] führt eine solche anomale Härting durch die geringere Vernetzungsdichte der Molekülketten zu einem weniger steifen

Gefüge. Auch besitzen nach [46] die für die Härtung ungesättigter Polyesterharze verwendeten Härter und Erhärtungsbeschleuniger eine weichmachende Wirkung, sodass mit zunehmendem Gehalt an diesen Substanzen der ausgehärtete Kunststoff an Steifigkeit verliert.

Das folgende **Bild 22** zeigt den von Hülder [36] ermittelten Einfluss des Aushärtungsgrades auf die Kurzzeiteigenschaften von einem Epoxidharz-Klebstoff und einem Vinylesterharz-Mörtel:

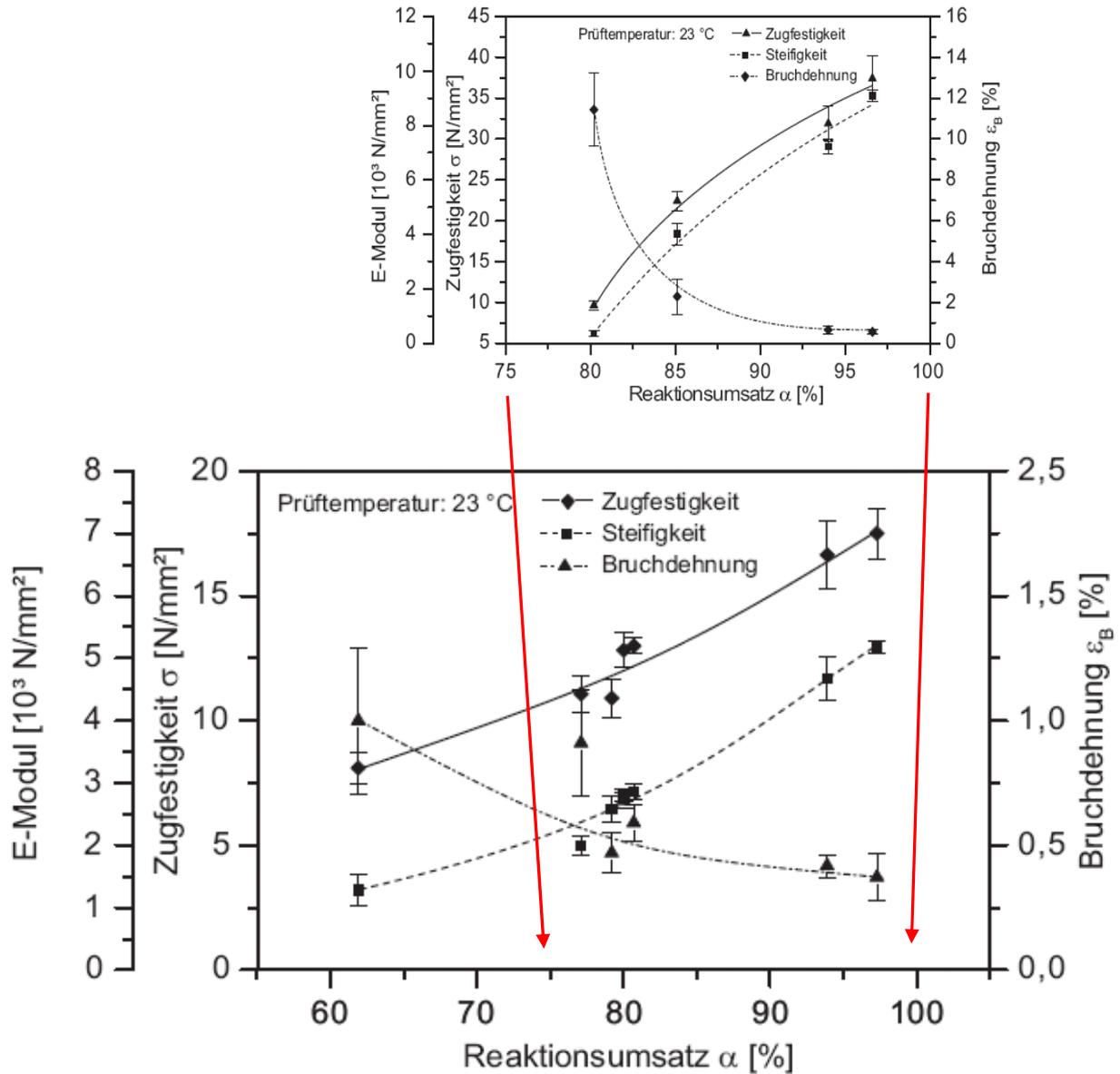


Bild 22: Kurzzeiteigenschaften in Abhängigkeit vom Aushärtungsgrad:

Oben: EP-harz-Kleber; Unten: VE-harz-Mörtel (nach Hülder [36])

Eine unvollständige Aushärtung führt bei einer Belastung nicht nur zu einem niedrigen E-Modul sondern auch zu erhöhten Kriechverformungen, **Bild 23**:

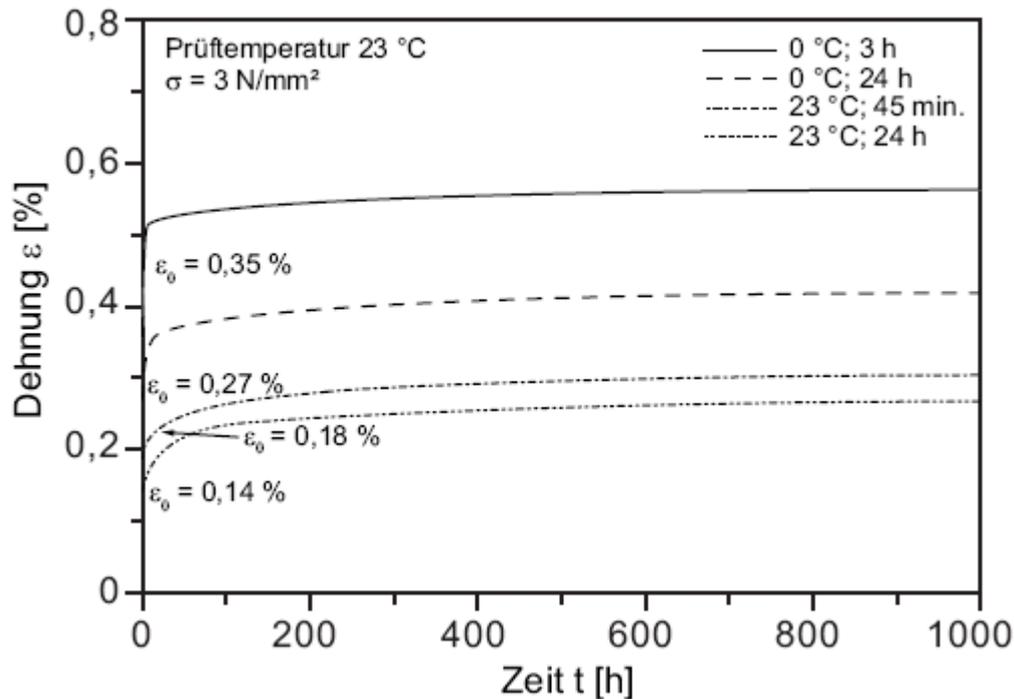


Bild 23: Anfangsverformung und Kriechen eines Vinylesterharz-Mörtels in Abhängigkeit von den Aushärtungsbedingungen (nach Hülde [36])

Wie von Hülde nachgewiesen wurde, findet während der Langzeitversuche auch noch eine Nacherhärtung statt, wenn der Aushärtungsgrad anfangs nur gering ist. Die Anwendung des Findley-Ansatzes als mathematische Kriechfunktion ist dann nur mehr eingeschränkt möglich.

Bei einer solchen Nacherhärtung kann es wegen **Diffusionsbehinderungen** sein, dass nie mehr ein Aushärtungsgrad erreicht wird, wie er bei wärmerer Aushärtung von Anfang an erreichbar ist.

### 2.6.6.2 Kriechen und Dauerstandfestigkeit

Eine aus gegebenem Anlass aktuelle Diskussion beinhaltet das Kriechen und den Einfluss unterschiedlicher Reaktionsharze (Epoxidharze) bei Klebeankern. Bei mehr oder weniger konstanter Temperatur aufgenommene Kriechkurven an solchen Konstruktionen ergaben vom Findley-Ansatz abweichende Verläufe. **Bild 24** zeigt in linearem Maßstab aufgetragene Werte von Injektionsmörteln auf Epoxidharzbasis. Bei dem Typ B war es 2006 in Boston, USA zu

einem Schadensfall in einem Tunnel gekommen, offenbar (s. **Bild 24**) infolge von progressiv beschleunigtem Kriechen (hier wie bei Dübeln allgemein Verschiebung  $\Delta L$  statt  $\epsilon$  ).

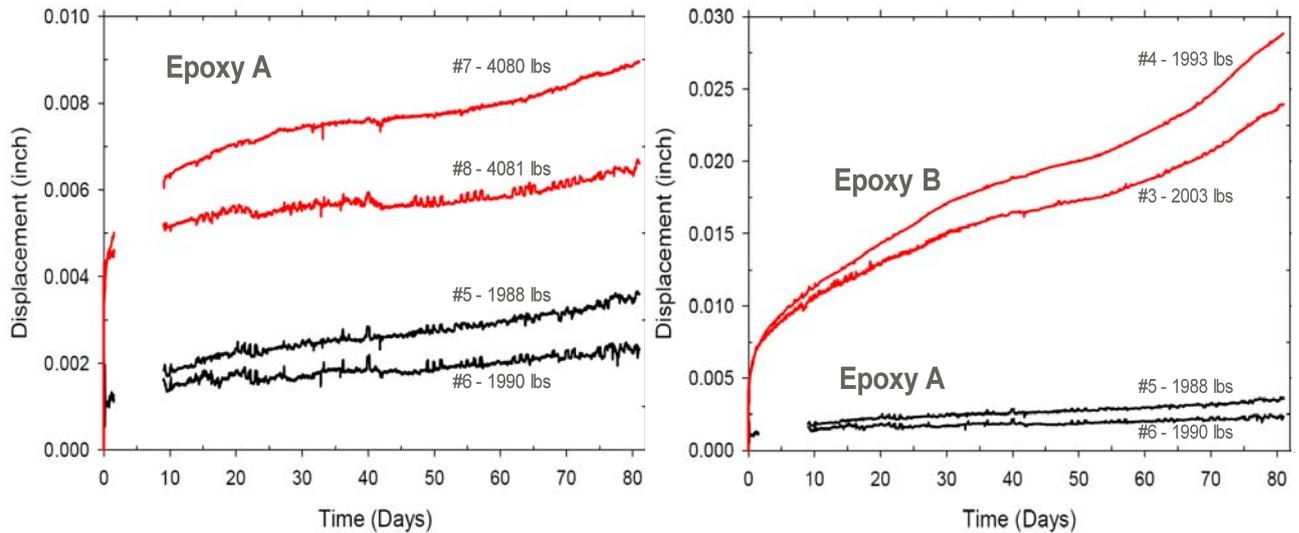


Bild 24 : Kriechkurven von Klebedübeln mit 2 unterschiedlichen EP-Mörteln [47]

In diesem Zusammenhang wird in [48] ein Langzeit-Kriechversuch über 27 Jahre beschrieben (nach Elgehausen und Silva). Danach wird das Kriechen durch den Findley-Ansatz

$$\epsilon_c = A t^B \quad \text{bzw.} \quad \text{Lg } \epsilon_c = B \text{ Lg } t + \text{Lg } A$$

weit überschätzt, obwohl er anfangs gut fittet, Bild 25.

Eine frühere Fitting-Methode nach AC58 zu ASTM 1512-93 mit einem logarithmischen Ansatz ergab dagegen eine weit bessere Anpassung:

$$\epsilon_c = C \text{Ln}(t) + D \quad \text{bzw.} \quad \text{Lg } \epsilon_c = \text{Lg} [ C \text{Ln}(t) + D ]$$

Möglicherweise ist dies darauf zurückzuführen, dass der Mörtel sich nicht frei verformen kann sondern dass er sich im Spalt zwischen Dübel und Bohrlochwandung mit zunehmender Verformung mehr und mehr verspannt, wobei wahrscheinlich auch eine Korn-zu-Korn-Abstützung mit im Spiele ist.

Der hier genannte logarithmische Ansatz ist mathematisch als bedenklich anzusehen, denn bei Zeiten  $t < 1$  ergeben sich für  $\text{Ln } t$  negative Werte (im Beispiel mit  $D$  als Summand unterhalb von 77,1 h). Ein diesbezüglich eindeutigerer Ansatz wäre:

$$\epsilon_c = c \text{Ln}(t+1) + d \quad \text{bzw.} \quad \text{Lg } \epsilon_c = \text{Lg} [ c \text{Ln}(t+1) + d ]$$

Weitere allgemeine Angaben zum Kriechen von Verbunddübeln sind u.a. auch in [41, 46, 49, 50, 51] zu finden. Auch hier wurde z.T. festgestellt, dass mit zunehmender Prüfdauer die Verschiebungskurven abflachen, d.h. degressiv verlaufen können.

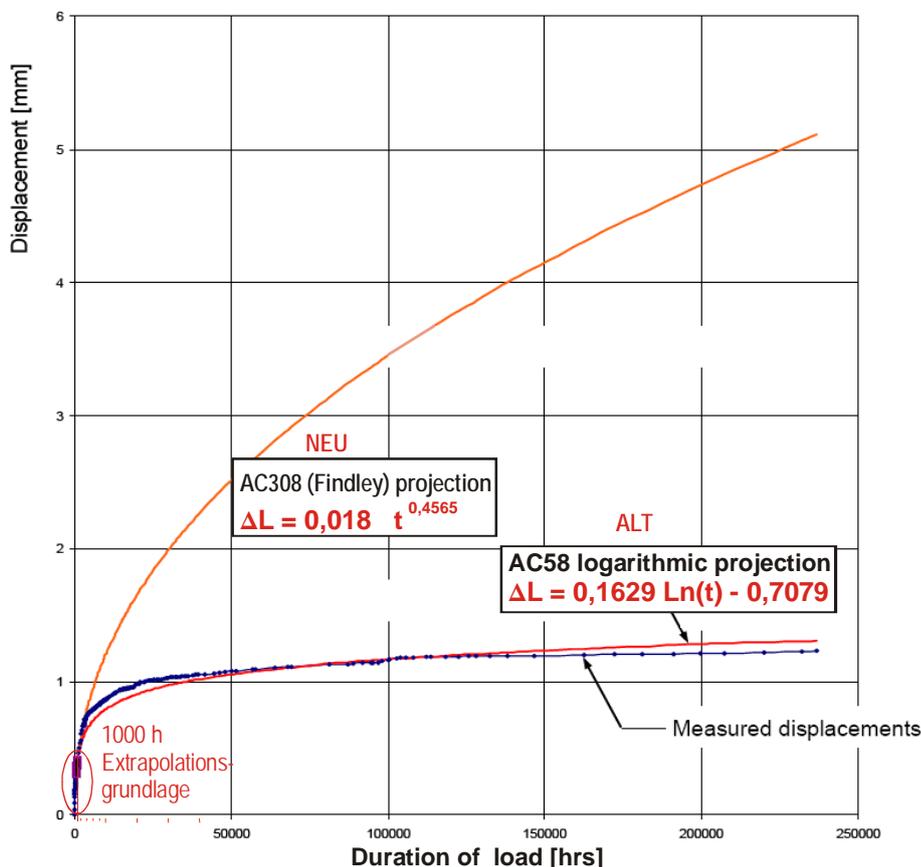


Bild 25:  
Ergebnis eines  
Langzeit-  
Kriechversuchs  
über 27 Jahre an  
einem Klebedübel  
nach [48]

### 2.6.6.3 Zusatzstoffe/ Füllstoffe

Nach [42] besitzen Füllstoffe einen Einfluss auf die Struktur und die Eigenschaften einer Polymermatrix. Dieser Sachverhalt macht sich auch bei gefüllten Kunststoffen, wie sie zur Herstellung chemischer Dübel Verwendung finden, bemerkbar. Besonders wirken sich nach [50] die chemische und mineralogische Zusammensetzung des Füllstoffes, die Korngröße und die Korngrößenverteilung, die Oberflächeneigenschaften des Füllstoffes und die Partikeleffekte, also eventuell zwischen den Partikeln wirkende Kräfte auf die mechanischen Eigenschaften und damit auch auf das Kriech und Relaxationsverhalten der Kunstharzmörtel aus.

Kantengerundeter Quarz, wie er z.B. im Kunstharzmörtel für chemische Dübel verwendet wird, wirkt verformungsbehindernd. Es kann somit die Kriechneigung eines Mörtels durch eine Erhöhung des Füllungsgrades mit steifen Füllstoffen verringert werden. In Mörteln für

chemische Dübel werden bis zu 75 M.-% solcher Füllstoffe verwendet, um unter Anderem auftretende Langzeitverformungen zu minimieren. Neben dem kantengerundeten Quarz können auch einige andere Füllstoffe zur Reduzierung des Kriechens verwendet werden. In [42] werden z.B. Versuche zum Kriechverhalten gefüllter ungesättigter Polyesterharze vorgestellt, bei denen ein Marmorsteinmehl als Füllstoff zum Einsatz kam. Um die Abhängigkeiten des Kriechverhaltens des gefüllten Polyesterharzes vom Füllungsgrad erkennen zu können wurde im folgenden Beispiel der Gehalt des Gesteinsmehles systematisch von 0 Vol.-% auf 55 Vol.-% erhöht, **Bild 26**.

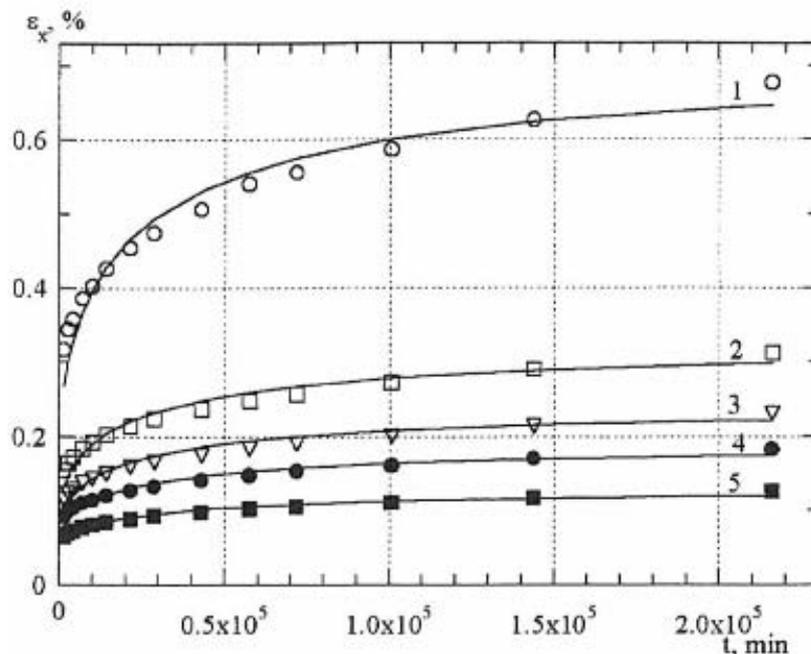


Bild 26: Kriechen eines ungealterten ungesättigten Polyesterharzes in Abhängigkeit vom Füllstoffgehalt  $\Phi = (1) 0, (2) 29, (3) 38, (4) 45$  und  $(5) 55$  Vol.-% aufgetragen in linearem Maßstab (nach [42]); die zu den Messpunkten eingetragenen Kurven entsprechen nur anfangs dem Findley-Ansatz.

#### 2.6.6.4 Alterung

Man unterscheidet zwischen chemischen und physikalischen Alterungsvorgängen.

Letztere sind bei Thermoplasten über die Schmelze reversibel [35]. Ursache für Alterungsvorgänge sind bei Thermoplasten nach [35] i.d.R. thermodynamisch instabile Zustände auf Grund der Abkühlbedingungen bei der Herstellung. Diese können z.B. zur Nachkristallisierung teilkristalliner Kunststoffe führen. Ein weiterer physikalischer

Alterungsprozess ist die Relaxation von bei der Herstellung entstandenen Orientierungen der Makromoleküle. Auch der Abbau von Eigenspannungen, welche bei der Herstellung unter hohen Temperaturen entstehen können ist als weiterer Alterungsvorgang zu nennen. Folgen der physikalischen Alterungsvorgänge können Spannungen in Kunststoffbauteil, Schwindungen, Verzug und daraus folgend Risse im Bauteil sein.

Bei vernetzten Reaktionsharzen kann die thermische Wirkung, auch schon bei normalen Umgebungsbedingungen, wie ggf. auch die Wärmestrahlung zu Trennungen von Molekülbrücken, insbesondere von Doppelbindungen führen.

Bei den chemischen Alterungsvorgängen kommt es zum Abbau der Makromoleküle, weshalb dieser Prozess auch chemischer Abbau genannt wird. Es ist ein Vorgang, welcher sowohl von der Oberfläche der Kunststoffe als auch im gesamten Querschnitt ablaufen kann. Er ist nicht über eine Schmelze reversierbar [37]. Die Veränderungen der Molekülstruktur während des chemischen Abbaus können nach [35] in drei wesentliche Gruppen unterteilt werden. Die erste Wirkungsweise ist die Änderung des molekularen Aufbaus, welche z.B. durch den Abbau der molaren Masse der Kunststoffe oder auch durch die Bildung weiterer Vernetzungen und Verzweigungen zwischen den Makromolekülen gekennzeichnet sein kann, was zur Versprödung führen kann. Der molekulare Aufbau der Kunststoffe bestimmt deren mechanische Eigenschaften, so dass eine Änderung dessen auch Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften, wie z.B. den E-Modul, den Schubmodul, die Bruchdehnung oder die Zugfestigkeit haben kann. Eine Änderung der mechanischen Eigenschaften kann des Weiteren das Kriech- und das Relaxationsverhalten der Kunststoffe beeinflussen.

Die zweite Wirkungsweise des chemischen Abbaus ist die Bildung funktioneller Gruppen, welche nach [35] u.a. auch zu Farbänderungen und Beeinträchtigungen der elektrischen Eigenschaften führen kann.

Die dritte Gruppe der chemischen Alterungsvorgänge ist nach [35] durch die Abspaltung niedermolekularer Gruppen gekennzeichnet. Auch dieser Sachverhalt kann nach [35] zu Veränderungen der mechanischen Eigenschaften führen, was sich vor allem nachteilig auf das Langzeitverhalten auswirkt.

Chemikalien können eine Vielzahl an Einflüssen auf das Langzeitverhalten von Kunststoffen besitzen. Nach einer Diffusion der Chemikalie in den Kunststoff, kann es nach [35] zu einer chemischen Medieneinwirkung, unter Änderung der Molekülstruktur, oder einer physikalischen

Medieneinwirkung kommen, bei welcher Wechselwirkungen zwischen der Chemikalie und dem Kunststoff auftreten können. Die Beständigkeit der Kunststoffe gegen einen chemischen Angriff wird im Wesentlichen durch deren Aushärtegrad bestimmt. Je geringer dieser ist, desto leichter und schneller können Chemikalien in den Kunststoff eindringen und diesen schädigen. Weitere Einflussfaktoren auf die Chemikalienbeständigkeit sind die chemische Zusammensetzung des Kunststoffes, die Zusammensetzung und die Menge der verwendeten Monomere und die Verarbeitung.

Ein Beispiel für die chemische Wirkungskomponente der Chemikalien ist die hydrolytische Spaltung von Esterverbindungen. Diese Reaktion wird auch Verseifung genannt und ist die Rückreaktion der Veresterung, also die Zerlegung der Esterverbindungen in ihre einzelnen Bestandteile. Sie kann bei den typischerweise für die Herstellung von Klebeankern verwendeten Polyestern und Vinylestern vorkommen.

Als Folge der Verseifung (bzw. Hydrolyse) kommt es zu einem Abbau der Molmasse, was zu einer Veränderung der mechanischen Eigenschaften und somit zu einem andersartigen Dauerstandverhalten der Polyester führen kann. Bei den Vinylestern dagegen kommt es nach [35] bei der Hydrolyse zu keinem so starken Molmassenabbau und demnach auch nur zu einer geringfügigen Änderung der mechanischen Eigenschaften. Voraussetzungen für die Hydrolyse sind in der Luft gelöste Stickstoffoxide und die Feuchte. Auch der hohe pH-Wert der Porenlösung im Beton kann eine Hydrolyse bewirken oder verstärken.

### 2.6.6.5 Temperatureinfluss

Wie bei allen Polymeren beeinflusst eine erhöhte Temperatur bereits das mechanische Kurzzeitverhalten, **Bild 27**:

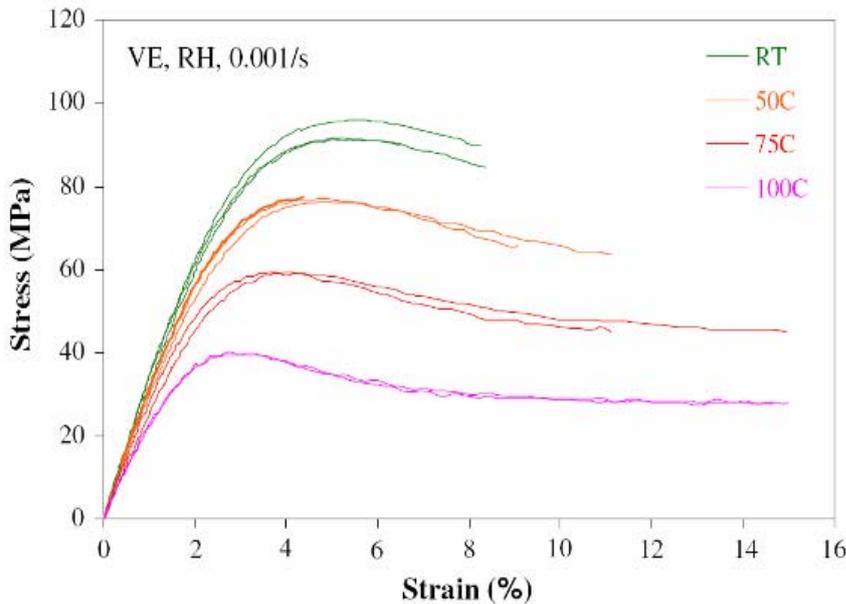


Bild 27: Spannungs-Dehnungs-Linien von Vinylester in Abhängigkeit von der Temperatur, nach [51].

Mit zunehmender Temperatur fallen hier Festigkeit und E-Modul, während die Bruchdehnung steigt.

Auch das Kriechen verstärkt sich bekanntlich mit zunehmender Temperatur, **Bild 28**:

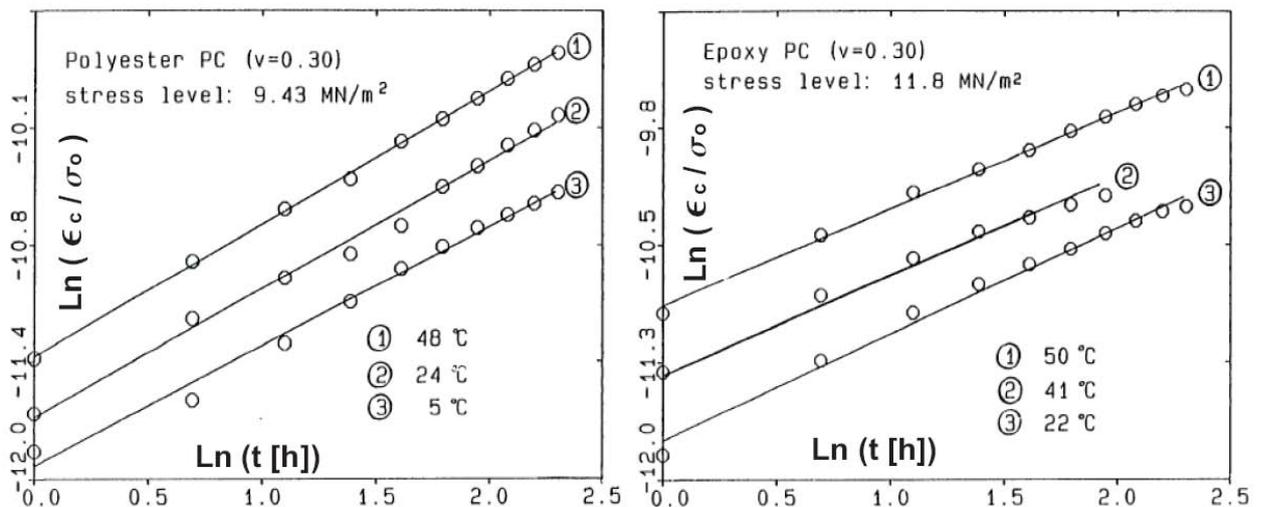


Bild 28: Biegekriechen von Kunstharz-Mörteln (Harzgehalt 30%) bei unterschiedlichen Temperaturen und leicht differierenden Spannungen, nach Dharmarajan [52] (Auszug).

Wie in [52] gezeigt wurde, folgte das Kriechen hier gut dem Findley-Ansatz (Gerade in doppelt-logarithmischer Auftragung) und der Temperatureinfluss konnte dem Arrhenius-Gesetz folgend nachgewiesen werden, allerdings ohne stärkeren Einfluss auf den Zeit-Exponenten.

Eine grobe Übersicht zum Temperatureinfluss wird in **Bild 29** gegeben:

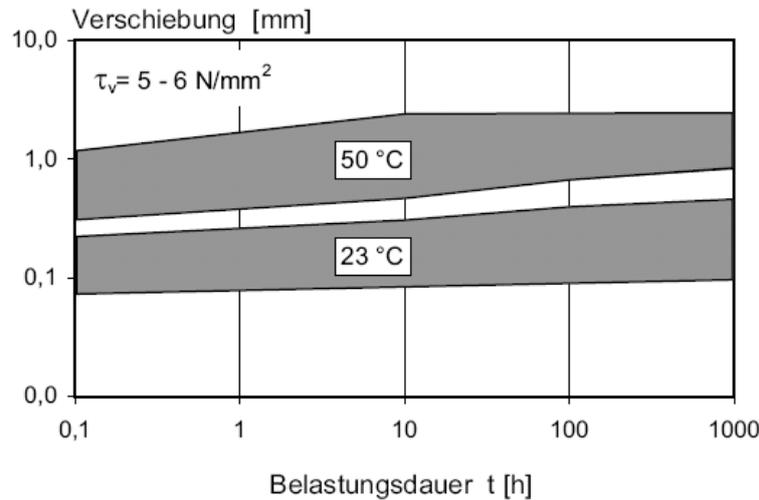


Bild 29: Verschiebungsverhalten von Verbunddübeln unter Dauerlast in verschiedenen Temperaturbereichen in Abhängigkeit von der Belastungsdauer, nach [53].

Systematisch in Abhängigkeit von der Temperatur aufgenommene Kriechkurven von Klebedübeln in Beton oder eingeklebtem Betonstahl wurden nicht gefunden.

Auch die Größe des Ringspaltes hat nach [51] einen Einfluss auf das Tragverhalten der Klebeanker. Dabei ist der Ringspalt als die Differenz des Bohrlochdurchmessers und des Durchmessers des eingebrachten Gewindestabes definiert und beschreibt demnach die Mörtelschichtdicke des Klebeankermörtels. Je größer dieser Ringspalt ist, desto geringer ist nach [51] die Verbundsteifigkeit des Systems im Kurzzeit-Zugversuch. In [14] wird erwähnt dass dieser Einfluss produktspezifisch ist und in seiner Stärke variieren kann. Es ist zu erwarten, dass sich der Einfluss des Ringspaltes nicht nur auf das Kurzzeit-Tragverhalten, sondern vor allem auch auf das Langzeitverhalten auswirkt.

Die Leitlinie für die Europäische Technische Zulassung für Metalldübel zur Verankerung im Beton, Teil 5 (Verbunddübel) [54] sieht die Vorhersage des Kriechverhaltens mit Hilfe eines Zeitrafferversuches vor. Dabei ist es unerheblich, ob das verwendete Verbundmaterial aus einem synthetischen Mörtel, einem zementgebundenen Mörtel oder einer Kombination aus beiden besteht. Es wird vorgeschlagen, die im Kurzzeit-Kriechversuch ermittelten zeitlichen Verschiebungen mit Hilfe des Findley-Ansatzes auf eine Zeitdauer von 10 bzw. 50 Jahren zu

extrapolieren. Die Extrapolation der Werte auf eine Zeitdauer von 10 Jahren bezieht sich dabei auf Versuche, die bei der maximalen Langzeit-Temperatur der Anker durchgeführt wurden. Die Zeitdauer von 50 Jahren wird angesetzt, wenn normale Umgebungstemperaturen (20°C) vorherrschen.

Bei der Ermittlung und Extrapolation des Kriechens wird keine gleichzeitige chemische Beanspruchung, z.B. durch einen feuchten Beton, einbezogen. Dennoch wird in [50] eine Eignung des Verfahrens bescheinigt.

#### **2.6.6.6 Folgerung aus den Vorkenntnissen für Betonstahl-Klebeverbindungen**

Aus den Ergebnissen von Kriechversuchen an Klebedübeln geht hervor, dass hier mit Verschiebungen von mehr als 1 mm zu rechnen ist. Das zeigt, dass es schwierig sein wird, bei einer Klebeverbindung den für Betonstahlverbindungen einzuhaltenen Schlupf von 0,1 mm nicht zu überschreiten. Dabei ist noch zu berücksichtigen, dass die angestrebten Kräfte höher als bei Dübeln liegen sollen. Es muss also vor allem darauf gesetzt werden, dass nicht wie im Beton eine relativ glatte Bohrlochwandung vorliegt sondern dass eine starke Profilierung beider Kontaktflächen zusammen mit dem Effekt der Korn-zu-Korn-Abstützung und damit ein stark reduziertes und nur degressives Kriechen wirksam wird.

#### **2.6.6.7 Schwingende Beanspruchung**

Auch die schwingende Beanspruchung von Klebedübeln bzw. in Betonbohrlöchern eingeklebten Betonstählen wurde in einigen Arbeiten betrachtet. **Bild 30** zeigt hierzu vergleichende Ergebnisse von Einbettungen in Zement- und Kunstharzmörtel bezüglich des Abfalls der Verbundspannung/ -festigkeit mit zunehmender Zyklenzahl (entspr. Wöhler-Linie):

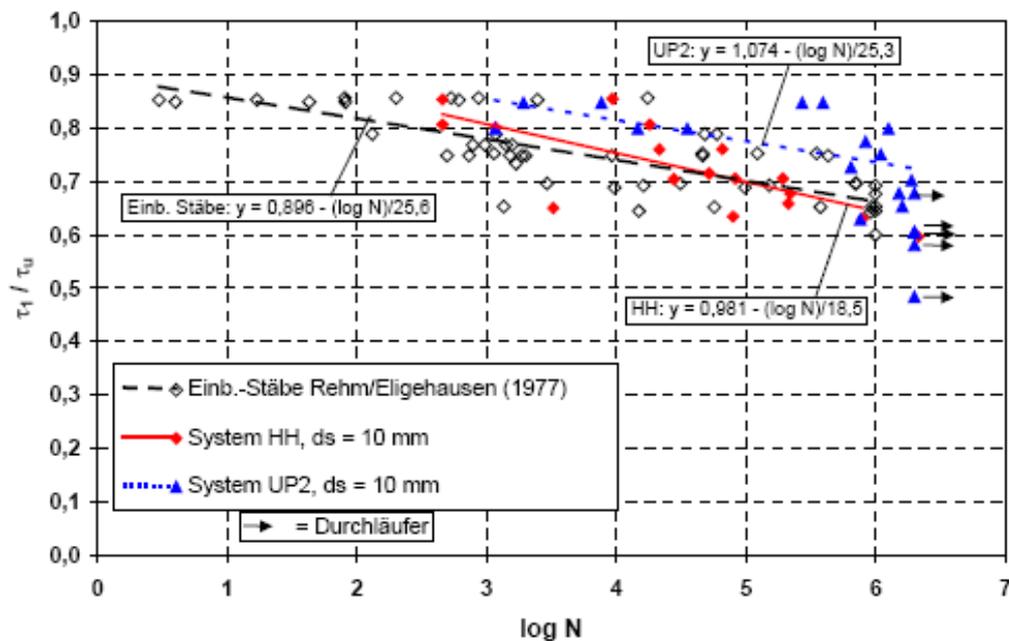


Bild 30: Abfall der bezogenen Verbundspannung über den Logarithmus der Zyklenzahl  $N$  [14]

### 2.6.6.8 Einfluss von Feuchtigkeit und Basizität des Betons

Auf Kunststoffe einwirkendes Wasser kann sich sowohl auf die Eigenschaften des Kunststoffes selbst als auch auf darin enthaltene Zusatzstoffe auswirken [35]. Dabei muss keine ständige Befeuchtung des Kunststoffes, wie z.B. bei einer Lagerung unter Wasser vorhanden sein, sondern es genügt eine zeitweilige Befeuchtung, etwa durch das Auftreffen von Regen auf die Kunststoffoberfläche. Auch die atmosphärische Luftfeuchte, insbesondere die Schwankungen im Luftfeuchtegehalt, wie sie bei einer Lagerung im Freien auftreten, besitzen einen Einfluss auf die Dauerhaftigkeit der Kunststoffe. Bei der Verwendung von Kunststoffen für chemische Dübel wird ein großer Teil der Kunststoffoberfläche durch den umgebenden Beton bedeckt, sodass auch dessen Feuchte, mögliches Austreten von Wasser aus dem Beton und die behinderte Abtrocknung der Kunststoffoberfläche als bedeutende Feuchteinflüsse zu nennen sind. Des Weiteren ist darauf hinzuweisen, dass das Porenwasser des Betons stark alkalisch ist, was eine Schädigung der Kunststoffe beschleunigen kann. Das einwirkende Wasser besitzt eine chemische, eine physikalische und eine mechanische Wirkungskomponente.

Die chemische Wirkungskomponente des Wassers auf die Dauerhaftigkeit der Kunststoffe ist durch eine Hydrolyse gekennzeichnet, welche nach [35] bei Kunststoffen mit einer hydrolysierbaren Gruppe in der Hauptkette auftritt. Die für die Herstellung von Klebeankern

häufig verwendeten ungesättigten Polyester und Vinylester besitzen mit der Estergruppe eine solche. Unter dem Prozess der Hydrolyse versteht man die Abspaltung der Hydrolysegruppe vom Makromolekül des Kunststoffes. Dies führt zu einem Molmassenabbau und dieser wiederum nach [35] zu einer Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften des Kunststoffes. Eine starke Schädigung der Kunststoffe tritt jedoch meist nur im Zusammenwirken des Wassers mit katalytisch wirkenden Säuren oder Basen auf, welche die Hydrolyse beschleunigen [35]. Durch den Einsatz von ungesättigten Polyestern und Vinylestern für chemische Dübel, welche in den Beton eingebracht werden kann dieser Sachverhalt jedoch erfüllt sein, da eventuell aus dem Beton austretendes Porenwasser eine hohe Alkalität besitzt. Auch die während der Hydrolyse gebildeten Säuren beschleunigen den Hydrolyseprozess, ebenso wie erhöhte Temperaturen.

Vinylester besitzen keine so hohe Anzahl an Esterverbindungen wie die Polyester, weshalb eine Hydrolyse bei ihnen nach [35] langsamer als bei den Polyestern stattfindet.

Beton ist ein basischer Werkstoff; was sich auch auf die angrenzenden Kunststoffe auswirkt. So können bei ungesättigten Polyester- und Vinylesterharzen Verseifungseffekte auftreten. Die Verseifung ist die Rückreaktion der Veresterung. Dies bedeutet, die funktionelle Estergruppe der Polyester und der Vinylester wird in ihre Einzelbestandteile aufgespalten. Voraussetzung dafür ist ein Aufeinandertreffen der betreffenden Kunststoffe mit dem basischen Porenwasser des Betons. Es kann somit zu einer Schädigung des oberflächennahen Bereiches der Polyester und Vinylester kommen, welche sich aufgrund des damit verbundenen Molmassenabbaus durch ein deutlich weiches Verhalten des Kunststoffes im Randbereich auswirkt. Dies kann weit reichende Folgen für das Tragverhalten der chemischen Dübel haben, da ein Erweichen der Grenzschicht zwischen dem Mörtel und dem Beton zu einer verminderten Verbundwirkung führen kann. Die Auswirkungen des basischen Milieus auf die mechanischen Eigenschaften sind bei den Polyestern deutlich höher als bei den Vinylestern.

### **3 Experimentelle Untersuchungen**

#### **3.1 Verwendete Materialien und Verbindungs konstruktion**

##### **3.1.1 Übersicht**

Zunächst war daran gedacht, dass die für die angestrebte Klebeverbindung nötigen Metallteile (Stahlmuffen/ -hülsen etc.) in der Werkstatt des Instituts hergestellt und dass geeignete Kleber/ Klebemörtel oder Einzelbestandteile von der einschlägigen Industrie bezogen werden können. Dies hätte aber einer vollständig neuen Entwicklung bedurft, was den Rahmen dieser Forschungsarbeit gesprengt hätte und auch nicht der Zweck sein sollte. Aus diesem Grund wurde auf eine begonnene Entwicklung der Fa. Pfeifer, Memmingen aufgesetzt, die eine solche Klebeverbindung in der Entwicklung hat – unserer Kenntnis nach derzeit als einzige. Zu dieser Entwicklung gehören entsprechende Verbindungsbauteile, der Kleber/ Klebemörtel und das nötige Werkzeug. Letztere (Kleber/ Klebemörtel und Verpresswerkzeug) wurden in Abstimmung mit der Fa. Fischer, Befestigungssysteme in Denzlingen eingebracht, wobei zunächst von bereits zugelassenen Produkten ausgegangen werden sollte. In diesem Sinne wurden von der Fa. Pfeifer für die Untersuchungen die Muffen/ Hülsen sowie von der Fa. Fischer ein Kleber/ Klebemörtel in Abstimmung mit der Fa. Pfeifer zur Verfügung gestellt.

Im Verlauf der Untersuchungen hat sich gezeigt, dass der zunächst ausgewählte Kleber/ Klebemörtel (System a) wegen doch zu großer Verformungen nicht zielführend ist. Daraufhin wurden orientierend (System b) geänderte Mörtelrezepturen von der Fa. Fischer erarbeitet sowie (c) eigene Mörtelrezepturen bzw. geänderte Verfahren entwickelt. In beiden Fällen (b) und (c) wurden weiterhin die Muffen/ Hülsen von der Fa. Pfeifer verwendet. Durch diese erste Erkenntnis musste der anfangs vorgesehene Untersuchungsplan geändert werden.

### 3.1.2 Stahlmuffen/ -hülsen

Das bei der Fa. Pfeifer in Entwicklung befindliche System wird dort unter der Bezeichnung „Stroncon“ geführt. In **Bild 31** sind die Komponenten der konzipierten Betonstahl-Verbindung und die vorläufigen Maße für die hier verwendeten Betonstahl-Durchmesser von 8, 10, 16, 25 und 28 mm angegeben. Bezüglich der minimalen Streckgrenzen von Betonstahl und Hülse an der ungünstigsten Stelle (siehe rote Eintragungen) sind die Hülsen-Querschnittsflächen ausreichend. Die Bruchtragfähigkeiten der Hülsen liegen sogar 50 bis 80 % über jenen des Betonstahls nach DIN 488. Die beiden kleinsten Durchmesser haben den schwächsten Querschnitt an den beiden Querbohrungen, die anderen Durchmesser am Gewinde. Da am Gewinde der Betonstahl eingeklebt/ eingemörtelt ist, dürfte jedoch ein Versagen am Gewinde bei den größeren Durchmessern unwahrscheinlich sein. Die Verbundfläche (Mantelfläche des Innengewindes der Hülse) beträgt im Vergleich zum Betonstahlquerschnitt das 79- bis 29-fache, wobei das Verhältnis umso ungünstiger ist, je größer der Durchmesser ist.

Zwecks Oberflächensauberkeit und temporärem Korrosionsschutz sind die Hülsen wenige  $\mu\text{m}$  dick verzinkt.

Eine mittige Querbohrung dient zur Injektion des Klebemörtels. Gegenüber dieser Verpressbohrung ist ein Zentrierstift angeordnet, der als Anschlag für die zu verbindenden Betonstahlelemente dient. Zur Kontrolle der Einstecktiefe sind an den Betonstählen zuvor im entsprechenden Abstand Markierungen anzubringen.

An den beiden Enden der Muffen/ Hülsen sind Endkappen aus Kunststoff aufgesteckt, welche zur Zentrierung der eingesteckten Betonstahlelemente dienen sowie die Aufgabe haben, das Auslaufen des Mörtels zu behindern, wobei aber durch kleine stirnseitige Bohrungen eine Entlüftung und ein begrenzter Mörtelaustritt zugelassen wird.

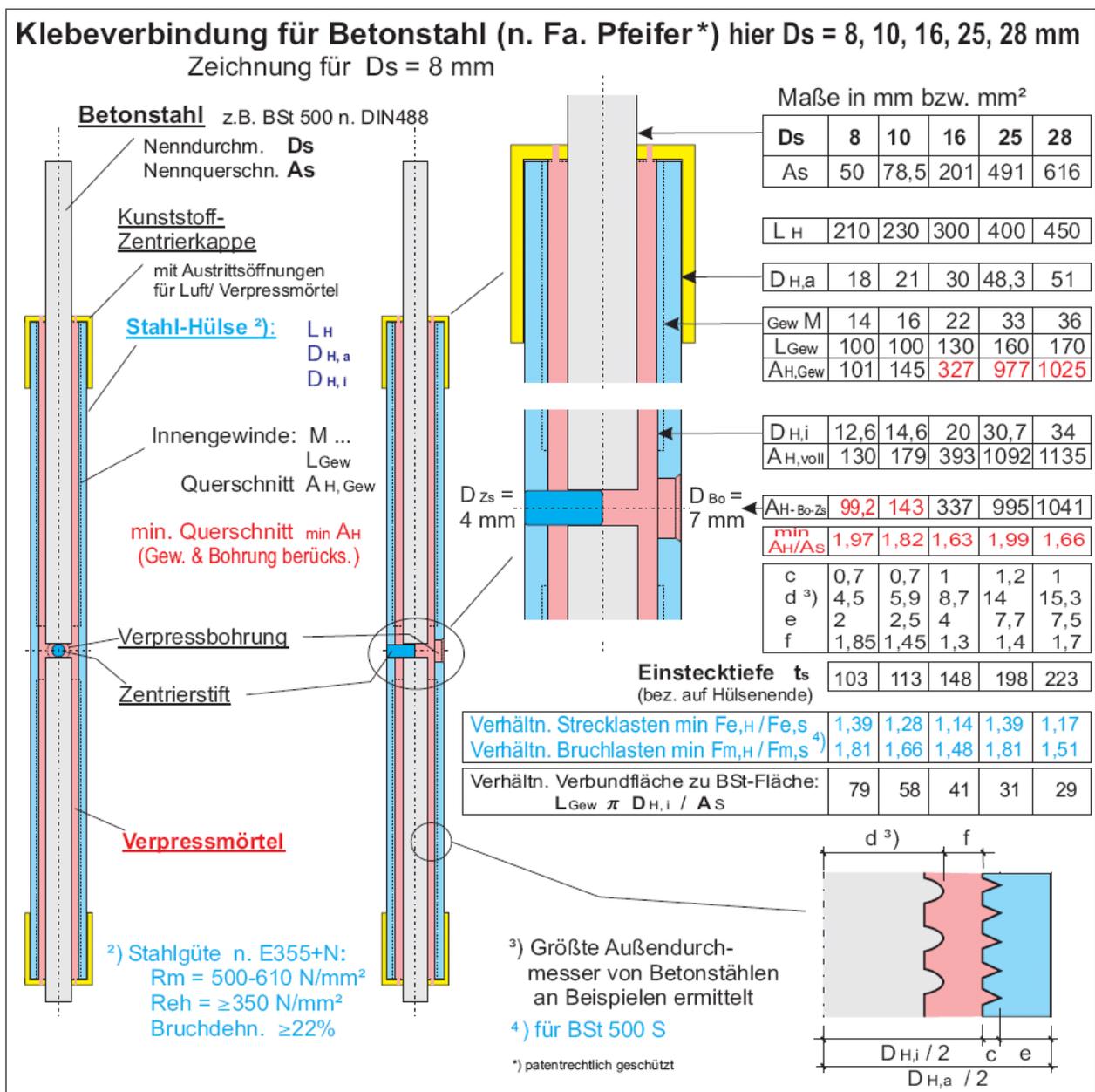


Bild 31: Prinzipskizze und Maße zur verwendeten Klebeverbindung von Betonstäben.

### 3.1.3 Klebe-/ Injektionsmörtel (a), (b1) bis (b3) sowie Verfahren (c1) und (c2)

Von Klebemörteln, die möglichst schnell aushärten und dabei möglichst wärmefest und dauerhaft sein sollten (i.d.R. auf Basis der heute verfügbaren Vinylesterharze), kamen von den in Deutschland zugelassenen Produkten zwar mehrere Hersteller und z.T. auch unterschiedliche Systeme eines Herstellers in Betracht, es wurde jedoch davon ausgegangen, dass bezüglich des Polymers für die hier zu untersuchenden Fragen des Dauerstandverhaltens keine bedeutenden Unterschiede vorhanden sind. Nach Vorversuchen durch die Fa. Pfeifer wurden mit folgendem **Injektionsmörtel (a)** bisher gute Erfahrungen gemacht, weshalb zunächst auf dieses Produkt

zurückgegriffen wurde: Die Herstellerbezeichnung lautet FIS HB. Es handelt sich um ein 2-komponentiges Vinylesterharz mit Quarzsand als Zuschlag gemäß der nationalen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Nr. Z-21.3-1707 [55] für Verbundanker (Dübel) bzw. den europäischen technischen Zulassungen ETA-05/ 0164 bis ETA-05/ 0166 [56]. Die chemische Zusammensetzung des Mörtels ist beim Deutschen Institut für Bautechnik DIBt, bei der Zertifizierungsstelle und der fremdüberwachenden Stelle hinterlegt. Vom Hersteller werden folgende Angaben gemacht, **Tabelle 2**:

Tabelle 2: Mörtelspezifikationen nach Herstellerangaben (%-Angaben = M.-%)

	<b>Styrolfreies Vinylesterharz</b>		<b>Gemisch</b>
<b>Harz</b>	2-Hydroxypropylmethacrylat	1 - < 10 %	1 - < 10 %
	Quarz	30 - < 60 %	
	Dichte (20°C)      g/cm <sup>3</sup>	1,7	
	Viskosität          Pa s	220 - 400	
<b>Härter</b>	Lösungsmittelnaphtha	0,1 - < 1 %	
	Quarz	30 - < 40 %	50 - < 80 %
	Dibenzoylperoxyd	10 - < 20 %	1 - < 20 %
	Dichte (20°C)      g/cm <sup>3</sup>	1,5	1,5 / 1,8
	Viskosität          Pa s	350 - 400	80 - 180
	<b>Temperatur</b>	<b>Verarbeitungszeit</b>	<b>Aushärtungszeit</b>
	-5 °C		360 Min *)
	0 °C		180 Min *)
	5 °C	15 Min.	90 Min *)
	20 °C	6 Min.	35 Min *)
	30 °C	4 Min.	20 Min *)
	40 °C	2 Min.	12 Min *)

\*) bei Feuchtigkeit mit 2 zu multiplizieren

Daneben wären auch andere zugelassene Systeme dieses Herstellers möglich, z.B. FIS V.

Es gibt hier auf dem Markt auch so genannte Hybridsysteme, einerseits Epoxidharzmörtel, die als Zuschlag u.a. Zement enthalten, der bei Feuchtigkeitzutritt einen pH-Wert-Anstieg zwecks Korrosionsschutz bewirken soll. Andererseits gibt es auch Systeme, die neben dem Polymerbindemittel zusätzlich zum Zement auch Wasser zu dessen Hydratation enthalten, ebenfalls zwecks Korrosionsschutz.

Die zwei Komponenten (Harz und Härter) des verwendeten Injektionsmörtels (a) werden ungemischt in einer Zwei-Kammer-Kartusche zusammen mit einer Mischdüse geliefert. Die Mischdüse besteht aus einer Kunststofffülle mit innenliegender Mischwendel. Das Harz ist grau und der Härter rot eingefärbt, um die Vermischung visuell kontrollieren zu können. Der Zuschlag im Harz-Härter-Gemisch besteht aus Quarzsand.

Der Harzanteil betrug nach einer eigenen Glühverlustbestimmung (bei 1000°C) 40,99 M.-%.

Mit  $\rho_{\text{Quarz}} = 2,65 \text{ g/cm}^3$  und  $\rho_{\text{Harz}} = 1,1 \text{ g/cm}^3$  ergibt sich daraus ein Zuschlaggehalt von **37,40 Vol.-%**. Am Glührückstand wurde auch die Sieblinie ermittelt (Bild 34, s.u.).

Da die engste Packungsdichte theoretisch etwa 74 Vol.-% beträgt, muss davon ausgegangen werden, dass der Effekt einer Korn-zu-Korn-Abstützung planmäßig kaum gegeben sein kann, d.h. das Kriechen dürfte nur eingeschränkt behindert sein. Am Glühverlust-Rückstand wurde eine etwa stetige Sieblinie zwischen den Korngrößen von ca. 0,08 und ca. 0,4 mm ermittelt. Das Größtkorn beträgt danach etwa 1/3 bis 1/23 der engsten Stelle des Ringspalts zwischen Betonstahl und Hülsen-Innenfläche, vgl. **Bild 31**.

Für eine bessere Korn-zu-Korn-Abstützung verbunden mit einer möglichst hohen Steifigkeit wurde deshalb auch die Idee verfolgt, als Mörtelzuschlag **Stahlkügelchen** zu verwenden.

In einem ersten orientierenden Versuch wurden Stahlkügelchen für Uhr-Kugellager verwendet. Sie wurden von der Fa. Fischer geliefert und hatten einen Durchmesser von 0,83 mm. Ihre Oberfläche war sehr glatt. Um daraus einen Reaktionsharzmörtel herstellen zu können, lieferte die Fa. Fischer dazu auch ein passendes 2-komponentiges Reaktionsharz auf Polyvinylester-Basis. Daraus wurden Mörtel mit unterschiedlichen Füllstoffgehalten angemacht, in eine 1-Kammer-Kartusche gefüllt und Verpressversuche an Betonstahlverbindungen durchgeführt. Begonnen wurde mit einem Gehalt an Kügelchen von 74 Vol.-%. Diese Mischung war jedoch nicht richtig mischbar und auf keinen Fall zum Verpressen geeignet. Eine halbwegs brauchbare Verpresskonsistenz ergab sich erst bei Gehalten unter 40 Vol.-%. Diese ersten Versuche waren jedoch enttäuschend, weil sich beim Verpressen Entmischungen einstellten und sich Pfropfen bildeten. Daraufhin wurde das Reaktionsharz mit einem Stellmittel thixotropiert (anfangs mit Kalksteinmehl **Injektionsmörtel (b1-1)**, dann mit einem gelartigen Mittel, das von Fa. Fischer passend zum System geliefert wurde **Injektionsmörtel (b1-2)**). Als brauchbare Konsistenz ergab sich im letzten Fall ein Gehalt an Kügelchen von 40 bis 45 Vol.-%. Das Separieren von Harz und Zuschlag wurde vor allem durch das gelartige Thixotropiermittel zwar recht befriedigend unterbunden. Es ergaben sich jedoch noch andere Schwierigkeiten: 1. wurde durch das Mischen die Topfzeit des Harzes – trotz eingestellter Reaktionsverzögerung – soweit ausgenutzt, dass das Verpressen von gerade nur einer Verbindung halbwegs möglich war. 2. war die Haftung des Harzes an den Kügelchen schwach. 3. erwiesen sich die Kartuschen als ungünstig, weil sich das Material beim Auspressen am Ende zum Auslass hin so verdichtete, dass sich ein Pfropfen bildete. Hier müsste die Kartusche konisch und nicht eben geformt sein. 4. erschien die Aushärtung gestört, was laut Mitteilung durch Chemiker auch daran liegen könnte, dass der Härter/ Beschleuniger sich nicht mit Metalloberflächen verträgt, wenn er schon

beim Mischen damit in Kontakt kommt. Das Abfüllen in eine 2-Kammer-Kartusche könnte damit erst recht verkehrt sein. Somit scheint diese Idee so noch nicht realisierbar.

Mit demselben Ansatz von (b1-2) wurde dennoch weiter experimentiert, indem statt der glatten Stahlkugeln rauerer **Stahlschrot** (auch gerundet) verwendet wurde, wie er zum Strahlen von Oberflächen eingesetzt wird. Dieser wurde anfangs von dem Hersteller Fa. Asikos, Dinslaken für **Injektionsmörtel (b2-1)**, später von der Fa. Spielvogel, Krumbach für **Injektionsmörtel (b2-2)** sowie für Verfahren (c), (s.u.) bezogen und daraus Mörtel hergestellt. Zu den zwei leicht unterschiedlichen Stahlschrot-Typen lagen Herstellerangaben vor und es wurden Schüttdichte und Sieblinie ermittelt:

Tabelle 3: Sieblinien für verwendeten Stahlschrot S110 und S70

Fa. Asikos							Typ	<b>S110</b>	n. SAE-Norm J 445	Größt- korn
Rohdichte $\rho_o = 7,3 \text{ g/cm}^3$							Schüttd.	$\rho_s = 4,44 \text{ g/cm}^3$		
Siebdurchgang in M.-% durch Sieb ... mm										
0,040	0,063	0,090	0,125	0,25	0,4	0,5	rd. <b>0,75 mm</b>			
0	0,08	0,16	0,28	1,28	50,88	98,28				

Fa. Spielvogel							Typ	<b>S1-S 70</b>	n. SAE-Norm J 445	Größt- korn
Rohdichte $\rho_o = 7,3 \text{ g/cm}^3$							Schüttd.	$\rho_s = 4,18 \text{ g/cm}^3$		
Siebdurchgang in M.-% durch Sieb ... mm										
0,040	0,063	0,090	0,125	0,25	0,4	0,5	rd. <b>0,4 mm</b>			
0	0	0,12	3,21	53,39	99,96	100				

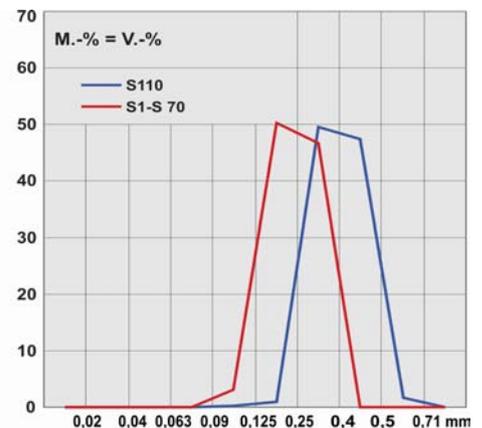
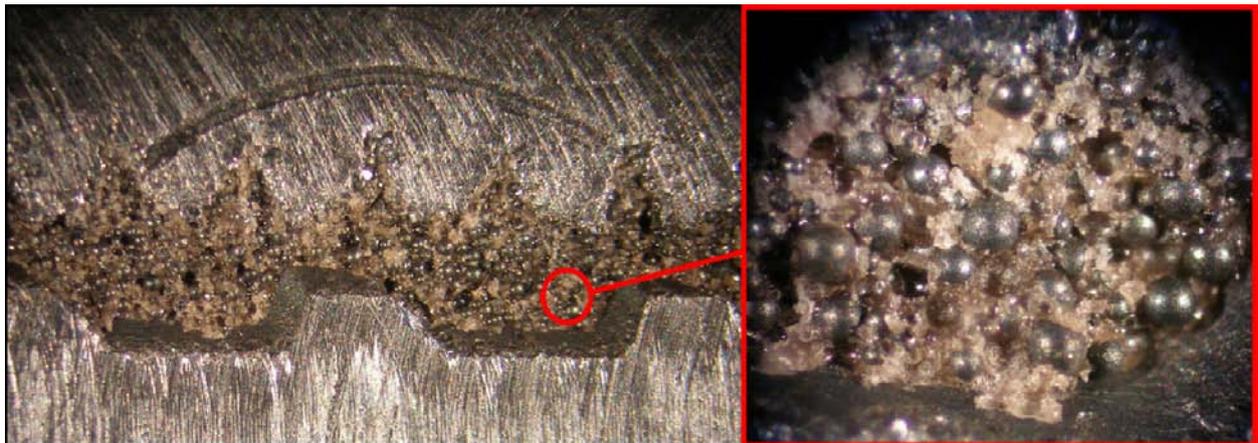


Bild 32: Sieblinien für S110 und S70

Hiermit und mit obigem Harz einschließlich gelartigem Thixotropiermittel wurden Mörtel mit rd. 40 Vol.-% Schrotgehalt hergestellt und zum Verpressen eingesetzt. Das Problem mit der ungünstigen Kartusche bestand zwar weiterhin, jedoch erschien der Verpressvorgang zunächst ähnlich wie bei dem Mörtel (a). Nach Aushärtung wurden orientierende Zugversuche mit Schlupfmessung durchgeführt und anschließend die Hülsen aufgeschnitten, um die Verpressgüte beurteilen zu können. Es zeigte sich in allen Fällen, dass nur eine unbedeutende Verbesserung der Schlupfwerte erreicht wurde und dass häufig Hohlstellen im Ringspalt verblieben waren, **Bild 33**. Wie die mikroskopische Betrachtung des injizierten Mörtels ferner ergab, waren zwischen den einzelnen Schrotkugeln immer noch dickere Harzschichten vorhanden, also konnte immer noch nicht von einem Korn-zu-Korn-Kontakt ausgegangen werden.



a)

b)

Bild 33: a) Mikroskopaufnahme des Verpresszustands im Ringspalt einer längs aufgesägten Muffenverbindung, b) Detailaufnahme des erhärteten Klebers im Ringspalt (Luft einschüsse sind zu erkennen)

Aufgrund der eher unbefriedigenden Versuche mit (b1-1) bis (b2-2) wurde noch ein weiteres **Verfahren (c)** ausprobiert und technisch für gut befunden:

Ähnlich wie beim Prepact- oder Colcrete-Verfahren sollten eine Packung aus nahezu gleich großen Stahlkugeln erzeugt und die verbleibenden Zwickel dann mit Reaktionsharz ausgepresst werden.

Für diese Ein-Korn-Kugelpackung wurde zunächst der gerundete Stahlschrot S70 von der Fa. Spielvogel ausgewählt (**c1**), weil er zum Einrütteln in den Ringspalt fein genug erschien. Zum Verpressen wurde das oben genannte Harz ohne Thixotropiermittel verwendet. Es zeigte sich aber, dass beim Verpressen eine Lockerung der Packung nicht zu verhindern war und dass einzelne feine Schrotpartikel an den Sieben am Ende ausgespült wurden.

Aufgrund dieser Schwierigkeit und dem Gedanken, dass die Kugelpackung mit möglichst großem Größtkorn besser wirksam ist, wurde letztendlich die gröbere Schrotsorte S110 der Fa. Asikos weiter verwendet (**c2**).

Möglicherweise eignet sich auch scharfkantiger Schrot. Dies wurde hier jedoch nicht untersucht. Interessant wäre dieser Aspekt u.U. auch für Dübel/ Anker wegen der dort vorhandenen glatten Bohrlochwandung.

Daneben wurde für die weiteren Untersuchungen von der Fa. Fischer auf Basis von Quarzzuschlag noch ein **Sonder-Injektionsmörtel (b3)** in fertig abgefüllten 2-Kammer-Kartuschen zum Testen zur Verfügung gestellt.

Er wies gegenüber (a) bei etwa gleichem Reaktionsharztyp einen höheren Zuschlaganteil und mit 0,5 mm ein deutlich größeres Größtkorn auf. Der Harzanteil betrug nach der eigenen Glühverlustbestimmung (bei 1000°C) 26,57 M.-%.

Mit  $\rho_{\text{Quarz}} = 2,65 \text{ g/cm}^3$  und  $\rho_{\text{Harz}} = 1,1 \text{ g/cm}^3$  ergibt sich daraus ein Zuschlaggehalt von **53,42 Vol.-%**.

Wie bei Mörtel (a) wurde auch hier am Glührückstand die Sieblinie ermittelt:

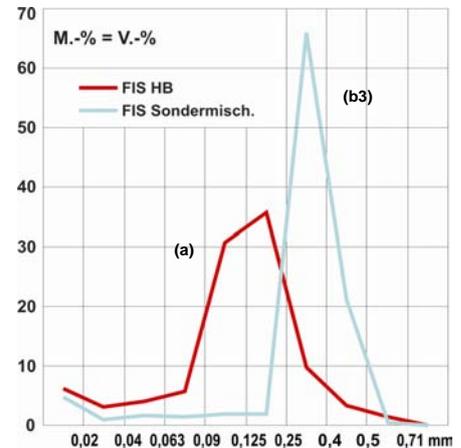


Bild 34: Sieblinie des Glührückstands der Mörtel (a) FIS HB und Sonderinjektionsmörtel (b3)

Das Auspressen aus der Kartusche zum Ende hin wie auch das Einpressen in den Ringspalt nach längerem Fließweg machte allerdings Probleme.

### 3.1.4 Betonstähle nach DIN 488 und höherfeste Betonstähle

Für den Fall von Betonstahlversagen statt Versagen der Verklebung (i.d.R. bei nicht erhöhten Temperaturen zu erwarten) sollten für orientierende Zugversuche neben Betonstählen nach DIN 488 (BSt) auch höherfeste Betonstähle verwendet werden, um ein Kleberversagen provozieren zu können. Hierzu standen zum einen nicht-rostende Betonstähle von der Fa. Ancon, England mit der Bezeichnung „Staifix“ als auch Gewinde-Stäbe vom Stahlwerk Annahütte, Hammerau (SAH) mit der Bezeichnung S670 („Gewi“) zur Verfügung. Bei den Edelstählen ist zu bedenken, dass hier der E-Modul mit rd. 170.000 N/mm<sup>2</sup> niedriger als bei normalem Betonstahl ist. Ferner könnte die glatter erscheinende Oberfläche eine andere Haftung zum Kunstharz aufweisen. Bei den „Gewi“ ist zu berücksichtigen, dass hier eine gröbere Profilierung vorliegt als bei BSt. An separaten Proben der verwendeten Betonstähle wurden die Festigkeitseigenschaften im Versuch bestimmt. Zusammen mit den Herstellerangaben ergibt sich folgende Übersicht,

**Tabelle 4a:**

Tabelle 4a: Festigkeitseigenschaften der verwendeten Betonstähle

Dn mm	Stahl	Prüfergebnisse *)				DIN- / Herstellerangabe	
		Anz. Proben f. Rm, n	Mittel(ReH/ Rp0,2, n) N/mm <sup>2</sup>	Mittel(Rm, n) N/mm <sup>2</sup>	Var-k. %	ReH, n N/mm <sup>2</sup>	Rm, n N/mm <sup>2</sup>
10	<b>BSt 500</b>	6	530	606	1,91	≥ 500	≥ 550
16		15	583	659	1,16		
25		3	549	670	0,77		
28		11	567	666	1,61		
10	<b>Staifix</b>	4	ca. 870	1.086	6,65	≥ 880	≥ 990
16		5	805	893	2,62	≥ 800	≥ 930
25		4	813	886	2,78	≥ 700	≥ 850
25, 28	<b>S 670</b>	4	678	870	0,14	≥ 670	≥ 800

\*) z.T. auch von verklebten Proben, die eindeutig nur zum Stabbruch führten

Ausserdem wurden an den Betonstählen die Rippengeometrien vermessen und die zugehörigen bezogenen Rippenflächen ( $f_R$ ) berechnet. Danach ergeben sich beim Staifix mit D=10 mm sowie beim S 670 bei beiden Durchmessern stärker abweichende Werte, **Tabelle 4b**:

 Tabelle 4b: Bezogene Rippenflächen ( $f_R$ -Werte)

Dn mm	Stahl- typ	$f_R$ [-] (mittlere Prüfergebnisse von 2 bzw. 3 Rippenreihen)
8	<b>BSt 500</b>	0,074
10		0,071
16		0,069
25		0,064
28		0,070
10	<b>Staifix</b>	0,041
16		0,083
25		0,074
25	<b>S 670</b>	0,116
28		0,121

### 3.1.5 Herstellung der Klebeverbindung im Mörtel-Injektionsverfahren

Zunächst sind die beiden Enden der Betonstahlabschnitte durch die Kunststoffkappen in die Hülse bis zum Anschlag (Zentrierstift) einzustecken. Dann wird die Mörtelkartusche in die Verpresspistole (z.B. Handpresse) eingelegt und ein erster Teil durch die Mischdüse gepresst, bis eine einheitliche Mischung vorliegt. Dies ist der Fall, wenn eine gleichmäßige Konsistenz und graue Färbung vorliegt. Zur Injektion des Mörtels ist die Spitze der Mischdüse dann in die Öffnung der sich mittig in der Verbindungshülse befindlichen Bohrung zu stecken (siehe **Bild 35**) und der Verpressvorgang hat stetig mit gleichmäßiger Geschwindigkeit zu erfolgen, bis der Mörtel an beiden Enden an den Entlüftungsbohrungen beginnt auszutreten, siehe **Bild 36**. Dabei muss der Druck laufend verstärkt werden, um den zunehmenden Fließwiderstand überwinden zu können.

Ist zwischen zwei Verpressungen eine größere Pause einzulegen (etwa > 3 Minuten) wurde die Mischdüse entfernt, um Verstopfer zu verhindern.

Nach dem Absetzen der Auspresspistole ist darauf zu achten, dass die verklebten Betonstahlabschnitte bis zum Erreichen der mindestens erforderlichen Aushärtezeit nicht bewegt



werden, um den Verbund nicht zu stören. Die Dauer bis zum ersten Erstarren betrug bei Raumtemperatur etwa 5 Min..

Bild 35:  
Mörtelinjektion  
mit einer  
Handpresse



Bild 36: Mörtelaustritt aus den Entlüftungsöffnungen nach erfolgreichem Verpressen.

### 3.1.6 Herstellung der Klebeverbindung mit einer Stahlschrot-, „Packung“

Zur Herstellung der Verbindung mit einer in den Ringspalt eingerüttelten Stahlschrot-, „Packung“ mussten zunächst die Entlüftungsbohrungen in den Kunststoffkappen von innen mit einer Gaze verschlossen werden, deren Maschenweite kleiner als das kleinste Schrotkugelchen war. In die so präparierten Kappen wurden die Betonstäbe durchgesteckt und eine davon wieder auf die Stahlhülse aufgeschoben. Dann wurde die Hülse mit dem eingesteckten Stahl nach unten vertikal in einen Schraubstock eingespannt, die seitlich liegende Verpressbohrung mit einem Klebeband verschlossen sowie der andere Betonstahl von oben eingeführt (Kappe einige Zentimeter vom Hülсенende entfernt) und provisorisch in der Hülse zentrisch fixiert. In dieser Anordnung wurde der Stahlschrot von oben langsam in den Ringspalt eingerieselt, während durch Schläge mit einem Hämmerchen seitlich auf die Hülse ein Einrüttel-effekt erreicht werden sollte. Der Schrot musste dabei an dem Zentrierstift vorbei bis zum unteren Betonstahl durchrieseln. Nach vollständiger Füllung wurde die obere Kappe auf die Hülse aufgeschoben, die Anordnung in die Horizontale gebracht, die Verpressbohrung wieder geöffnet und kontrolliert, ob die Stahlschrot-packung gut verdichtet sichtbar war. Dann wurde entsprechend der Mörtelinjektion die Schrot-packung mit dem ungefüllten Kunstharz langsam verpresst, bis das Harz an beiden Kapfen austrat. Für einen späteren Test wurde bei einer Probe das Klebeband auf der Verpressbohrung belassen und keine Verpressung mit Harz vorgenommen.

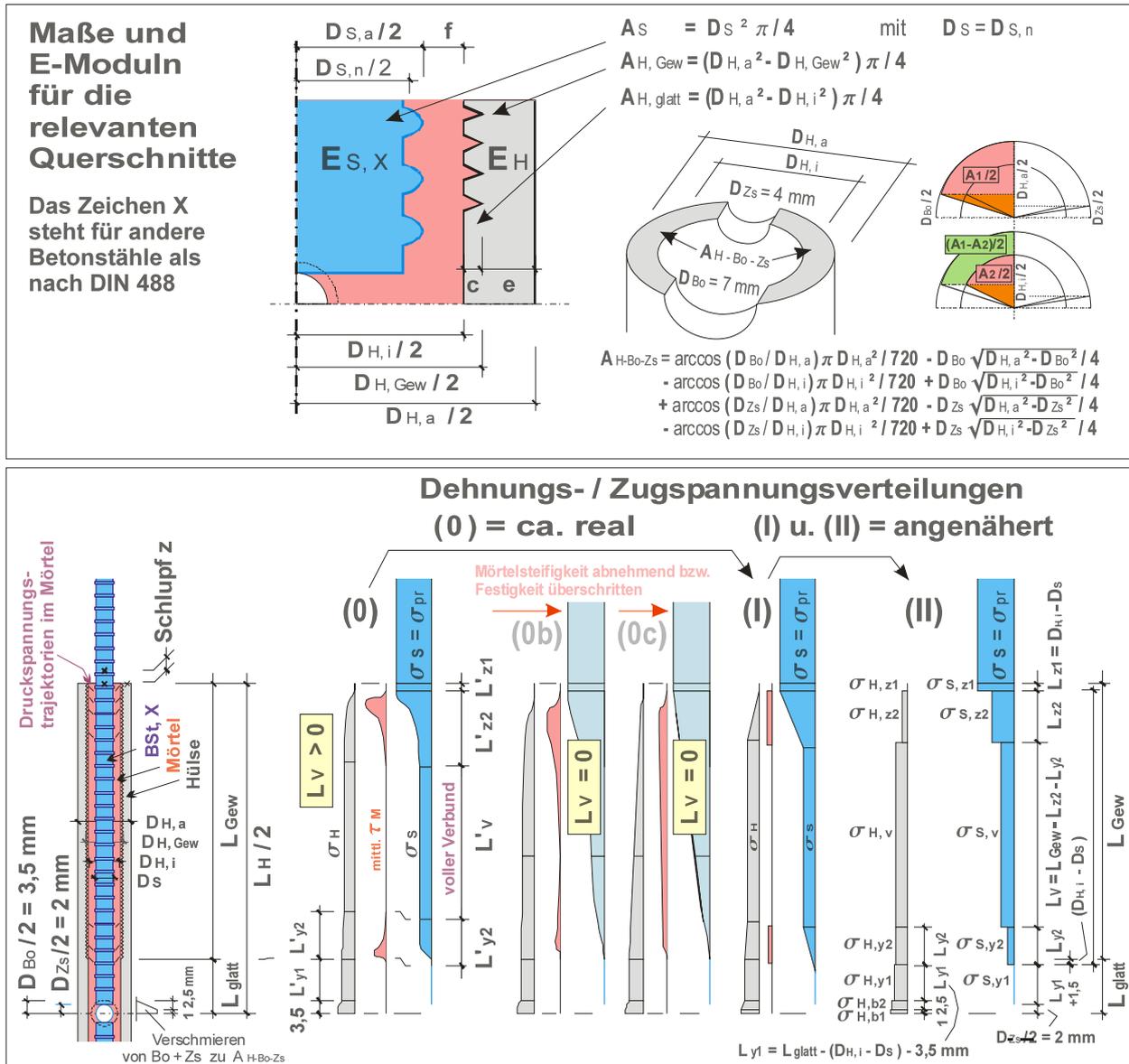
Dieses Laborverfahren kann so sicher nicht in der Praxis eingesetzt werden. Hier müssten erst noch weitere Entwicklungen aufsetzen.

### 3.2 Überlegungen zum Trag- und Verformungsverhalten

Die Kenntnis über das Verformungsverhalten der Hülse ist u.a. zur Ermittlung des Schlupfes nötig, wenn nur die Gesamtverformung gemessen wird.

Wegen der Symmetrie kann das Tragverhalten an der halben Verbindung betrachtet werden,

**Bild 37:**



**Bild 37:** Maße sowie geschätzte Spannungen, Verformungen und Schlupf der Verbindung

Für den maßgebenden Querschnitt des Betonstahls kann dessen Nenn-Durchmesser  $D_{S,n} = D_S$  zugrunde gelegt werden:  $A_S = \pi D_S^2 / 4$ . Bei der Hülse mit dem Außendurchmesser  $D_{H,a}$  ist der Querschnitt im Bereich  $L_{H,Gew}$  mit dem eingeschnittenen Innengewinde mit  $A_{H,Gew} = \pi (D_{H,a}^2 - D_{H,Gew}^2) / 4$  annehmbar. D.h. bezüglich des nicht voll ausgebildeten

Gewindes wird vereinfachend angenommen, dass sich die Gewindegänge nicht auf die Dehnsteifigkeit auswirken. Im daran anschließenden Bereich  $L_{\text{glatt}}$  ohne Gewinde beträgt der Hülsenquerschnitt  $A_{H, \text{glatt}} = \pi (D_{H, a}^2 - D_{H, i}^2) / 4$ . In Hülsenmitte liegen die Bohrungen für das Mörtelinjizieren mit  $D_{Bo} = 7 \text{ mm}$  und für den Zentrierstift mit  $D_{Zs} = 4 \text{ mm}$ . Genau in Hülsenmitte ergibt sich der Hülsenquerschnitt nach der in **Bild 37** oben rechts angegebenen, komplizierten Beziehung mit  $\arccos$ . Zur Vereinfachung wird angenommen, dass dieser Querschnitt ab der Symmetrielinie über  $1 \text{ mm}$  Länge wirksam ist und sich anschließend „verschmierend“ bis zum Abstand von  $D_{Bo} / 2 = 3,5 \text{ mm}$  linear auf  $A_{H, \text{glatt}}$  vergrößert.

Als E-Moduln für Hülse und Betonstahl gelten i.d.R.  $E_H = E_S = 210 \text{ kN/mm}^2$ . Lediglich im Fall von nicht-rostemdem Betonstahl muss dessen E-Modul mit  $E_S = 160$  bzw.  $170 \text{ kN/mm}^2$  niedriger angenommen werden.

Durch den Anschlag der beiden verbundenen Betonstahlenden am Zentrierstift kann sich unter Druckbelastung am Betonstahl kein bleibender Schlupf bemerkbar machen. Es kann sich höchstens am Hülsenende ein leichtes, elastisches Eindringen in die Hülse einstellen. Anders ist es bei Zugbelastung, unter der es zu einem merklichen Schlupf kommen kann, der bezüglich der Rissbildung im Beton auch von maßgebender Bedeutung ist.

### (I) Begrenzter Schlupf mit stabilem Verbund im Mittelbereich:

Zu Beginn der Belastung durch eine Zugkraft (Prüfkraft  $F_{Pr} = \sigma_{Pr} A_S$ ) wird der Mörtel noch als Kleber wirken und Zugspannungen aufnehmen. Mit zunehmender Belastung wird er aber beginnend am Hülsenende auf Zug versagen und ab einer bestimmten Entfernung in Form von  $45^\circ$ -Druckspannungstrajektorien (quasi als Sprengwerk) die Kräfte übernehmen. Wegen der zufälligen Lage der ersten Betonstahlrippe werden etwas mehr als  $45^\circ$  angenommen, d.h. diese Länge wird auf die doppelte Ringspaltweite geschätzt:  $L'_{z1} = D_{H, i} - D_S$ . Die auf diese Länge praktisch ungehinderte Dehnung des Betonstahls ergibt mit  $z1 = L'_{z1} \sigma_{Pr} / E_S$  den ersten Teil des Schlupfes  $z = z1 + z2$  zwischen Hülsenende und Betonstahl. In dem daran anschließenden Bereich  $L'_{z2}$ , in dem sich die Zugkraft zunehmend auf Hülse und Betonstahl aufteilt, wird der Mörtel entsprechend seiner Schersteifigkeit und -festigkeit nachgeben. Das Maß, um das sich der Betonstahl hier mehr dehnt als die Hülse, ergibt mit  $z2 = L'_{z2} (\epsilon_{S, z2} - \epsilon_{H, z2})$  den zweiten Teil des Schlupfes zwischen Hülsenende und Betonstahl.

Im Mittelbereich des Verbundes dehnen sich dann Hülse und Betonstahl gleich, d.h. der Mörtel ist hier (bei nicht zu hoher Prüfkraft) scher- bzw. schubspannungsfrei. Diese Länge wird  $L_v$  genannt. Die gemeinsame Dehnung  $\varepsilon_v = \varepsilon_{Hv} = \varepsilon_{Sv}$  ergibt sich aus der Zugkraft  $F_{Pr} = \sigma_{Pr} A_S$  und den Flächen von Hülse und Betonstahl sowie deren E-Moduln wie folgt:

Mit  $\varepsilon_{Hv} = \varepsilon_{Sv}$  gilt hier  $\sigma_{Hv} / E_H = \sigma_{Sv} / E_S$  und damit  $\sigma_{Hv} = \sigma_{Sv} E_H / E_S$ .

Bezüglich der Kräfte gilt ferner  $F_{Hv} + F_{Sv} = F_{Pr}$  oder  $\sigma_{Hv} A_H + \sigma_{Sv} A_S = \sigma_{Pr} A_S$ .

Daraus ergeben sich:  $\sigma_{Sv} = \sigma_{Pr} / [ 1 + (E_H / E_S) (A_H / A_S) ]$

und  $\sigma_{Hv} = \sigma_{Pr} / [ (A_H / A_S) + (E_S / E_H) ]$

sowie  $\varepsilon_v = \sigma_{Pr} / [ E_H A_H / A_S + E_S ]$

Eine exakte Ermittlung des Spannungs- bzw. Dehnungsverlaufs ist nur über eine Berechnung mit finiten Elementen möglich. Auf eine solche Berechnung wurde hier verzichtet. Stattdessen wurden weitere Vereinfachungen angenommen. Der Verbundverlust über  $L'_{z1}$  wird mit  $L_{z1} = L'_{z1}$  unverändert belassen. Über  $L_{z2} \leq L'_{z2}$  wird in einer ersten Vereinfachung (I) beim Betonstahl eine trapezförmige Verteilung und bei der Hülse eine dreieckförmige Verteilung angenommen. In einer weiteren Vereinfachung (II) können diese Verteilungen auch konstant mit mittlerer Größe angesetzt werden, so dass folgendes gilt:

Für die Hülse ist dann  $\sigma_{H, z2} = \sigma_{Hv} / 2$  und für den Betonstahl  $\sigma_{S, z2} = (\sigma_{Sv} + \sigma_{Pr}) / 2$ .

Mit obigen Größen werden damit:  $\sigma_{H, z2} = \sigma_{Pr} / 2 [ 1 / (A_{H, Gew} / A_S + E_S / E_H) ]$

und  $\sigma_{S, z2} = \sigma_{Pr} / 2 [ 1 + 1 / \{ 1 + (A_{H, Gew} / A_S) (E_S / E_H) \} ]$

Damit ergibt sich auch folgende Abhängigkeit zwischen  $z2$  und  $L_{z2}$ :

$L_{z2} = z2 / [ \sigma_{Pr} / E_S / 2 ]$  oder  $z2 / L_{z2} = \varepsilon_{S, z2} = \varepsilon_S / 2$ .

Die Kraftübertragung vom Betonstahl auf die Hülse bedingt an der Mantelfläche des Betonstahls folgende mittlere Scherspannung im Mörtel:  $\tau_{M, z2} = \sigma_{S, z2} A_S / [ \pi D_S L_{z2} ]$  und umgeformt:  $\tau_{M, z2} = \sigma_{Pr} D_S [ 1 + 1 / \{ 1 + (A_{H, Gew} / A_S) (E_S / E_H) \} ] / 8 / L_{z2}$

Ein vergleichbarer Schlupf muss auch am anderen Ende des Verbundes stattfinden, bis die volle Hülsenspannung aufgebaut ist. Hier sind die Bedingungen jedoch etwas anders, weil der Betonstahl über den Verbundbereich hinausreicht. Deshalb wird zunächst die Hülsenmitte an der Symmetrielinie betrachtet. Hier ist der Mörtel vernachlässigbar (z.B. gerissen), so dass die gesamte Zugkraft von der Hülse übernommen wird:  $\sigma_{H, b1} = \sigma_{Pr} (A_S / A_{H-Bo-Zs})$ . Diese Hülsenspannung wird bis zu einem Abstand von  $L_{b1} = 1 \text{ mm}$  von der Symmetrielinie

angenommen.

Im Hülseenteil anschließend an die beiden zentralen Bohrungen (ab 3,5 mm Entfernung von der Symmetrielinie) wird wegen der nicht profilierten, d.h. glatten Innenfläche (ohne Gewinde) davon ausgegangen, dass hier keine nennenswerten Scherspannungen vom Mörtel auf die Hülse übertragen werden (sofern das Gewinde nicht wie beim kleinsten Durchmesser bis fast zu den Bohrungen reicht). D.h. auch hier wirkt auf eine Länge von  $L_{y1} = L'_{y1}$  die volle Zugkraft auf die Hülse mit:  $\sigma_{H,y1} = \sigma_{Pr} (A_S / A_{H,glatt})$  und der Betonstahl ist hier spannungsfrei. Im Bereich dazwischen (Verschmierung der beiden Bohrungen auf  $L_{b2} = 2,5$  mm Länge) kann der trapezförmige Verlauf auch als Mittelung angegeben werden:  $\sigma_{H,b2} = (\sigma_{H,b1} + \sigma_{H,y1}) / 2$ .

Am Übergang vom glatten Teil der Hülse auf das Innengewinde ergeben sich die Druckspannungstrajektorien von der nächsten Betonstahlrippe bis zum Gewindeende. Vereinfachend wird zunächst wie bei  $L_{z1}$  angenommen, dass diese Länge  $D_{H,i} - D_s$  ausmacht. Um nicht bei der Hülse und beim Betonstahl für den Kraftübertragungsbereich unterschiedliche Lagen annehmen zu müssen, werden die Längen ab Symmetrielinie vereinfacht also wie folgt angesetzt:

$$\begin{aligned} \text{Bohrungen voll: } L_{b1} &= 1 \text{ mm, verschmiert: } L_{b2} = 2,5 \text{ mm,} \\ L_{y1} &= L_{glatt} - (L_{b1} + L_{b2}) - (D_{H,i} - D_s) . \end{aligned}$$

Für die anschließende Länge  $L'_{y2}$  (tlw. glatter und Gewindebereich) sei hier analog dem Schlupfbereich am anderen Ende  $L_{y2}$  statt  $L'_{y2}$  mit  $L_{y2} \leq L'_{y2}$  für Hülse und Betonstahl folgendes angesetzt:

$$\text{Für die Hülse gilt hier } \sigma_{H,y2} = (\sigma_{H,y1} + \sigma_{Hv}) / 2 \text{ und für den Betonstahl } \sigma_{S,y2} = \sigma_{Sv} / 2 .$$

Dem Bereich zwischen  $L_{z2}$  und  $L_{y2}$  mit vollem Verbund wird die Längenbezeichnung  $L_v$  zugewiesen. Diese Länge ist:  $L_v = L_{Gew} - L_{z2} - L_{y2}$

Im Bereich  $L_{z2}$  beträgt die Kraftänderung im Betonstahl:

$$\Delta F_{z2} = \sigma_{Pr} A_S [ 1 - 1 / \{ 1 + (E_H / E_S) (A_H / A_S) \} ]$$

$$\text{und im Bereich } L_{y2}: \Delta F_{y2} = \sigma_{Pr} A_S / \{ 1 + (E_H / E_S) (A_H / A_S) \} ]$$

Berechnet man daraus die zugehörigen Scherspannungen im Mörtel am Stahlumfang und gibt in beiden Fällen dieselbe Scherverformbarkeit vor, so ergibt sich daraus als Verhältnis für die Längen:

$$L_{y2} = (E_S / E_H) (A_S / A_H) L_{z2}$$

Da  $(A_H / A_S)$  1,7 bis 2 beträgt, so ergibt sich für gleiche E-Moduln, dass  $L_{y2}$  ungefähr die Hälfte von  $L_{z2}$  ausmacht.

Damit lässt sich für den Fall, dass  $L_v$  gerade Null ist, auch eine Beziehung zwischen Schlupf  $z_2$  und Zugspannung  $\sigma_{Pr}$  ableiten:  $z_2^* \approx \sigma_{Pr} L_{Gew} / 2 / E_s / (1 + E_s A_s / E_H / A_H)$ .

Wird über die gesamte Gewindelänge (abzüglich  $L_{z1}$ ) eine konstante Scherspannung angenommen, so ergibt sich für die dann dreieckförmigen Spannungsverteilungen im Mittel:

$$\sigma_{S, zy} = \sigma_{Pr} / 2 \quad \text{und} \quad \sigma_{H, zy} = \sigma_{H, y1} A_{H, glatt} / A_{H, Gew} / 2.$$

In diesem Fall ist  $\tau$  am niedrigsten.

## (II) Betonstahl schlupft insgesamt aus der Hülse ( $L_v = 0$ )

Stellt sich nirgends ein stabiler Verbund ein, so schlupft der Betonstahl insgesamt aus der Hülse, bis sich im Mörtel ein stabilisierendes Sprengwerk ausbildet. Die Betrachtungen zu  $L_{z1}$ ,  $L_{b1}$ ,  $L_{b2}$  und  $L_{y1}$  gelten hier unverändert. Im Bereich von  $L_{Gew}$  ist keine Untergliederung mehr nötig, vgl. in **Bild 37** den Fall (0c). Hier gelten dann:

$$\begin{aligned} \sigma_{S, Gew} &= \sigma_{Pr} / 2 \\ \text{und} \quad \sigma_{H, Gew} &= \sigma_{H, y1} / 2 = \sigma_{Pr} A_s L_{Gew} / 2 / A_{H, glatt} / E_H \end{aligned}$$

## 3.3 Kurzzeit-Zugversuche und Schlupfmessungen

### 3.3.1 Durchführung und Auswertungsvorgehen

Die Kurzzeit-Zugversuche wurden i.d.R. in einer spindelgetriebenen Zugprüfmaschine „Z600“ des Herstellers Zwick, Ulm (Höchstkraft 600 kN) mit Feindehnungsmesseinrichtung „Multi-Sense“ durchgeführt. Bei kleinen Proben wurde z.T. eine 100 kN-Maschine (Roell & Korthaus) verwendet. Alle Geräte unterliegen einer laufenden Kalibrierung. Die Versuchsbedingungen entsprachen den Forderungen der Grundsätze des DIBt für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen von Betonstahlverbindungen, vgl. Abschnitt 1.1.

Auch die Verformungs- bzw. Schlupfmessungen wurden danach durchgeführt, d.h. bei einer Prüflast entsprechend dem 0,6-fachen der Streckgrenzenlast des Betonstahls. Bei den höher-festen Betonstählen wurde dabei dieselbe Beanspruchung gewählt wie bei Betonstahl nach DIN 488, d.h. immer entsprechend  $\sigma_{Pr} = 0,6 Re_{(BSt, DIN 488)} = 300 \text{ N/mm}^2$ . Die Messanordnung in der Prüfmaschine mit Wegaufnehmern für den Einzelschlupf zeigt **Bild 38a**.

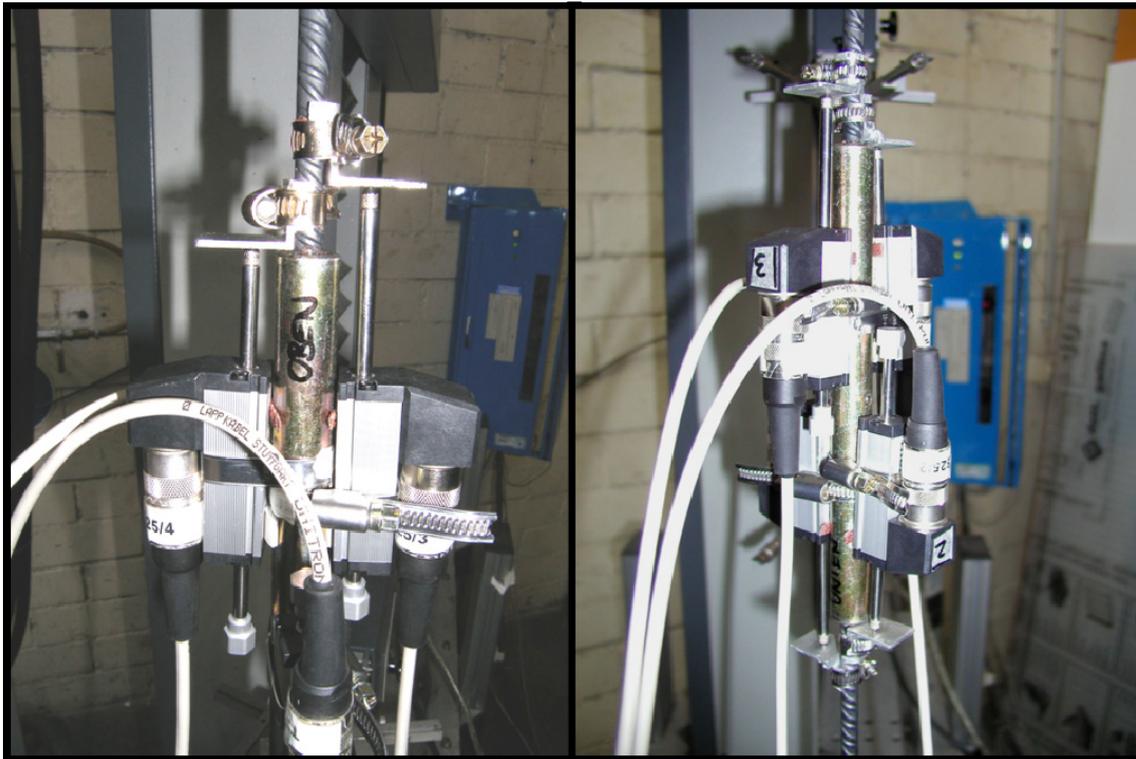


Bild 38a: Einzelschlupf-Messung in der Prüfmaschine.

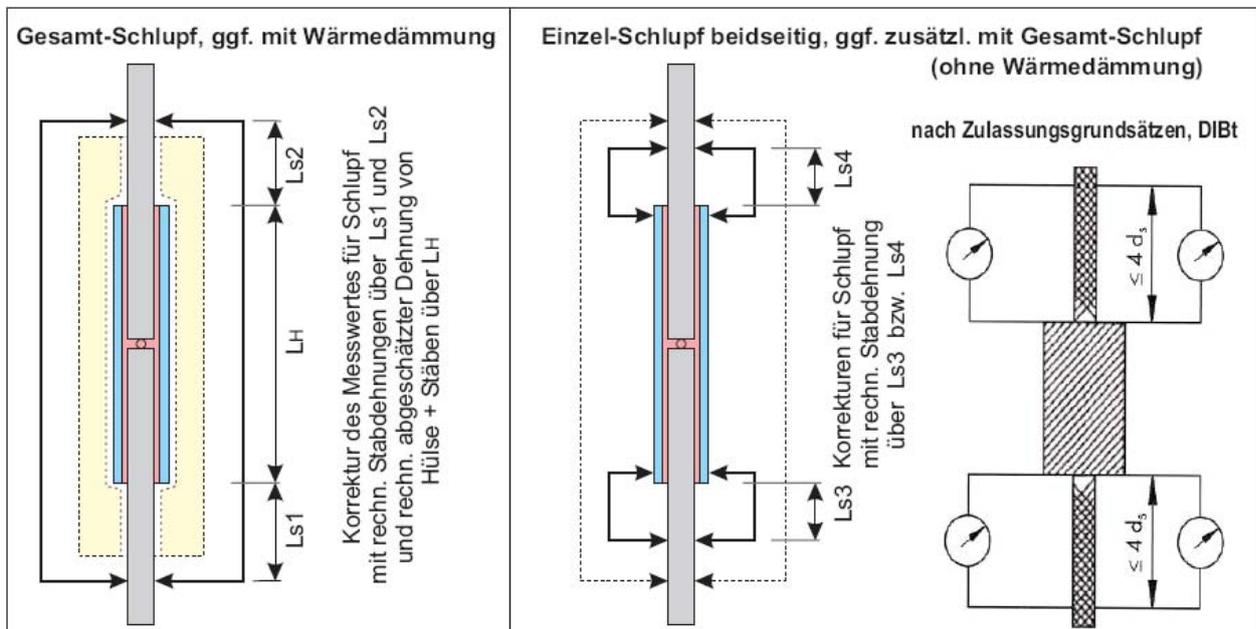


Bild 38b: Schema Schlupfmessung nach [7]: Links in Summe (a), rechts einzeln (b)

Wie in **Bild 38b** gezeigt ist, wurden (a) die Gesamt-Schlupfwerte oder wenn möglich zusätzlich auch (b) die Einzel-Schlupfwerte ermittelt. Um auf den jeweiligen Schlupf zu kommen, wurden bei (b) von den beiden  $LH$  Dehnungs-Messwerten die rechnerischen Dehnungen der Betonstähle

über die Längen  $L_{s3}$  und  $L_{s4}$  abgezogen. Es wurden dabei jeweils die Nenn-Querschnitte  $A_{S, \text{nom}}$  zugrunde gelegt. Bei Verwendung von nicht-rostenden Betonstählen wurde deren niedrigerer E-Modul bei der Dehnungsberechnung berücksichtigt. Ferner ist die Summe der beiden Einzel-Schlupfwerte zu betrachten.

Bei (a) ergibt sich die Messwertkorrektur mit der Summe aus den Betonstahl-Dehnungen über die Längen  $L_{s1}$  und  $L_{s2}$  sowie der Hüsendehnung über  $L_H$ . Bezüglich der rechnerischen Hüsendehnung müssen dabei die in Abschnitt 3.2 dargestellten Überlegungen angewendet werden. Im Fall (I) mit stabilem Verbund im Mittelbereich hängt die Hüsendehnung vom Schlupf ab. Hier ergibt sich aus der Summe aller Verformungsanteile eine komplizierte Gleichung, die aber explizit nach  $L_{z2}$  auflösbar ist, womit der Schlupfanteil  $z_2$  berechnet werden kann. Der Anteil  $z_1 = \sigma_{Pr} (D_{H, i} - D_s)$  ergibt sich direkt und damit in der Summe  $z = z_1 + z_2$ .

Da in allen geprüften Fällen größere Verformungen gemessen wurden, sich also kein stabiler Verbund einstellte, wird die Gleichung hier nicht wiedergegeben sondern der Fall (II) betrachtet:

$$\text{Messwert} = \Delta L_{\text{ges}} = \sigma_{Pr} (L_0 - L_H) / E_s + 2 z_1 + 2 z_2 + 2 \Delta L_{(H/2)}$$

und umgeformt:

$$z_2 = \Delta L_{\text{ges}} / 2 - \sigma_{Pr} \left\{ \left[ \frac{(L_0 - L_H)}{2} + D_{H, i} - D_s \right] / E_s + A_s \left[ \frac{L_{b1}}{A_{H-Bo-Zs}} + 2 \frac{L_{b2}}{(A_{H-Bo-Zs} + A_{H, \text{glatt}})} + \frac{(L_{\text{glatt}} - L_{b1} - L_{b2} - D_{H, i} + D_s)}{A_{H, \text{glatt}}} + \frac{L_{\text{Gew}}}{2} / A_{H, \text{glatt}} \right] \right\}$$

Neben dieser normgemäßen Betrachtung des absoluten Schlupfes ist es auch informativ, die im Vergleich zum Betonstahl höhere Steifigkeit der Hülse auf den Schlupf anzurechnen und so einen Vergleichswert zu betrachten, um wie viel sich die Verbindung mehr oder u.U. auch weniger dehnt als ein ungestoßen gedachter Betonstahl.

### 3.3.2 Zugversuch an einer Probe mit „trockener Stahlschrot-Packung“

Bei der mit Stahlschrot gefüllten und unverpresst gebliebenen Verbindung zeigte sich, dass der Betonstahl auch schon ohne Kleber sehr fest in der Hülse gehalten wurde. Aus diesem Grund wurde orientierend auch ein Zugversuch daran vorgenommen, der in der Tat einen Bruch des Betonstahls außerhalb der Hülse ergab, d.h. die trockene Packung allein überträgt die volle Bruchkraft des Betonstahls.

### 3.3.3 Zugversuche an verpressten Proben bei unterschiedlichen Prüftemperaturen

Das hier abgearbeitete Versuchsprogramm umfasste bei 4 unterschiedlichen Mörteln 3 unterschiedlich feste Betonstähle, 5 Durchmesser sowie 4 Temperaturbereiche.

Beispiele für aufgenommene Spannungs-Dehnungs-Linien mit unterschiedlichen Mörteln bei einer Prüftemperatur von 80°C sind in **Bild 39a** dargestellt. **Bild 39b** zeigt einen Ausschnitt dazu.

Es zeigt u.a., dass ein gradliniger Verlauf bis zur Streckgrenze des Stahls nur mit der nachträglich verpressten Stahlkugelpackung („Prepact-Verfahren“) erreicht wurde. Bei den anderen Mörteln knicken die Kurven schon weit eher ab bzw. zeigen von Beginn an ein visko-elastisches Verhalten.

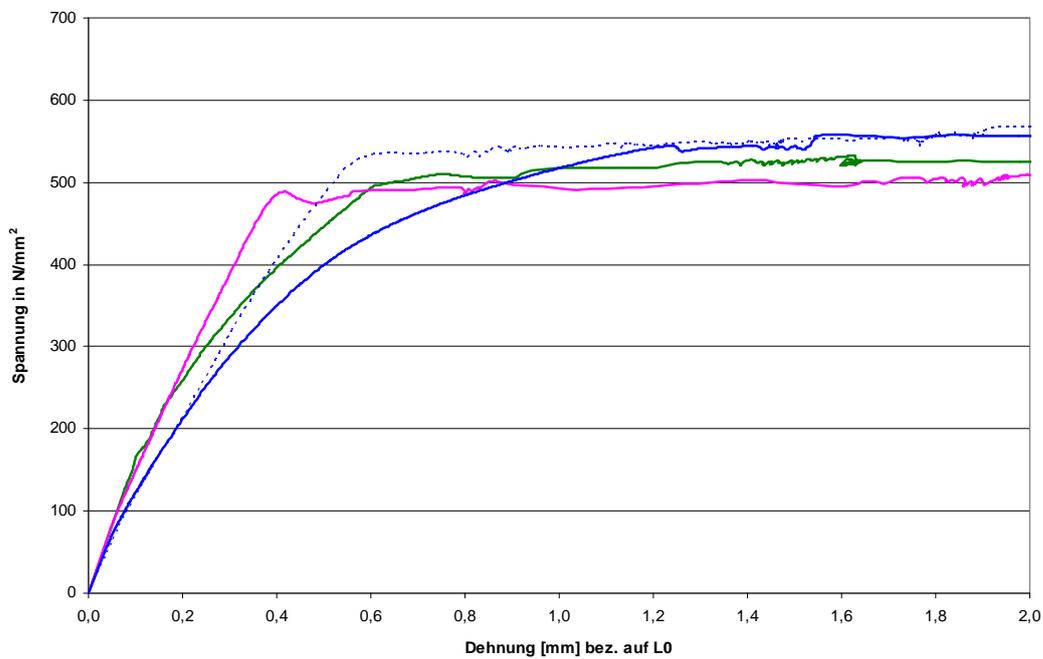
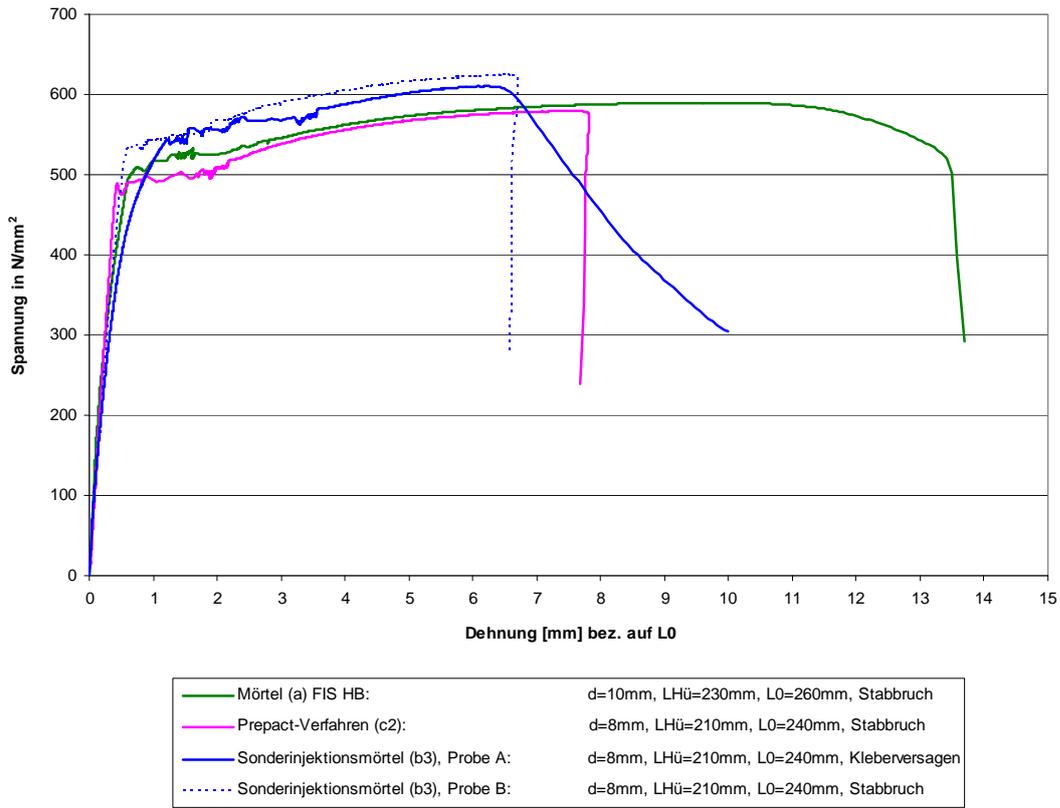


Bild 39: (a) Spannungs-Dehnungs-Linien zu unterschiedlichen Mörteln. (b) Ausschnitt

In **Tabelle 5a** sind auszugsweise die ermittelten Festigkeiten und Brucharten zusammengestellt.

Tabelle 5a: Festigkeiten in Abhängigkeit vom Betonstahltyp, vom Mörteltyp und von der Temperatur. (Leere Zellen = nicht untersucht)

Stabdurchmesser d [mm]			8	10	16	25	28	
BSt-Typ	Mörteltyp	Temperatur [°C]	Bruchspannung = Festigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]					
BSt 500 S (B)	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20	627,3	612,0	664,7	664,3	662,4	
				616,0	673,9	673,2	668,8	
					658,5		663,9	
					659,2		665,6	
					662,9		682,5	
					655,8		666,0	
					657,4		663,0	
					656,3			
					662,8			
					658,2			
			+ 40	609,1	654,4		654,5	
			+ 60		593,7	639,3	652,0	
			+ 80		589,8	<b>643,0</b>	<b>628,5</b>	
	Mörtel (b3) "Sondermischung"	+ 80	624,7					
			<b>610,3</b>					
			627,5					
	Kugelpackung (c2) "S110" verpresst	+ 80	579,6					
STAIFIX	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20		1111,0	<b>900,7</b>	904,6		
					<b>964,1</b>	889,0	850,3	
		+ 40			979,2	863,9	<b>854,2</b>	
						<b>769,4</b>		
						879,2		
						<b>873,8</b>	<b>855,1</b>	<b>816,7</b>
	+ 80			<b>744,8</b>	<b>719,8</b>	<b>745,1</b>		
				<b>544,0</b>				
	Mörtel (b2-2) "Stahlschrotmörtel"	+ 80		<b>294,0</b>				
S 670	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20				<b>859,5</b>	868,9	

fett+rot = Ausziehen aus dem Mörtel

kursiv+blau = Bruch der Hülse

In zwei Fällen (mit höherfestem STAIFIX-BSt bei d = 16 mm) ergab sich ein Bruch der Hülse an der Verpressbohrung. Im Vergleich der Hülsen untereinander (**Bild 31**) hat gerade dieser Hülsendurchmesser hier das schwächste Querschnittsverhältnis. In einigen anderen Fällen wurden allerdings auch höhere Festigkeiten erzielt, d.h. die Hülsen dürften unterschiedliche Qualität gehabt haben.

Die mit dem Mörtel (a) durchgeführten Zugversuche mit BSt (d= 10, 16, 28 mm) ließen nur einen schwachen Abfall der Bruchspannungen infolge Temperatur erkennen, **Bild 40a**.

Bei „STAIFIX“ war er beträchtlich größer, weil hier höhere Mörtelspannungen erzeugt wurden, **Bild 40b**.

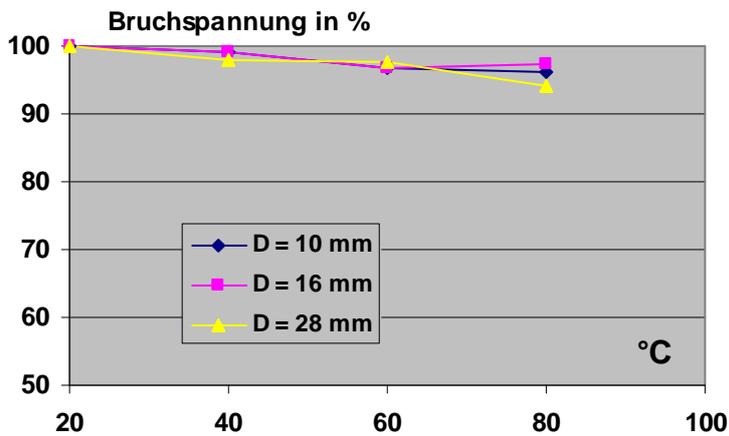


Bild 40a: Temperaturabhängiger Abfall der Bruchspannung bei Mörtel (a) und BSt 500 S (B).

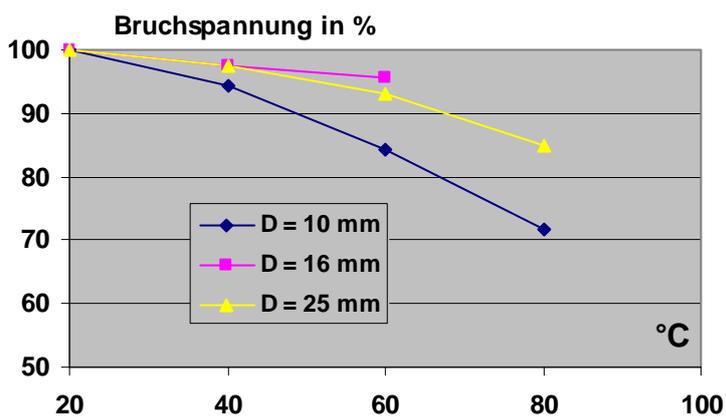


Bild 40b: Temperaturabhängiger Abfall der Bruchspannung bei Mörtel (a) und "STAIFIX".

Ein Versagen des Verbundes (Ausziehen aus dem Mörtel) wurde bei Raumtemperatur nur bei einzelnen Proben aus den höherfesten Stählen festgestellt, wobei allerdings zu berücksichtigen ist, dass deren Profilierungen z.T. deutlich unterschiedlich sind. Die erreichten mittleren Scherspannungen sind rechnerisch in nachfolgender **Tabelle 5b** aufgelistet.

Tabelle 5b: Mittlere Scherspannungen in Abhängigkeit vom Betonstahltyp, vom Mörteltyp und von der Temperatur. (Leere Zellen = nicht untersucht)

Stabdurchmesser d [mm]			8	10	16	25	28	
Verhältnis Verbundfläche je Hülsehälfte zu BSt-Querschn.			79	58	41	31	29	
BSt-Typ	Mörteltyp	Temperatur [°C]	mittl. Scherspannung im Mörtel [N/mm <sup>2</sup> ]					
BSt 500 S (B)	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20	7,9	10,6	16,2	21,4	22,8	
				10,6	16,4	21,7	23,1	
					16,1		22,9	
					16,1		23,0	
					16,2		23,5	
					16,0		23,0	
					16,0		22,9	
					16,0			
					16,2			
					16,1			
			+ 40		10,5	16,0		22,6
			+ 60		10,2	15,6		22,5
		+ 80		10,2	<b>15,7</b>		<b>21,7</b>	
	Mörtel (b3) "Sondermischung"	+ 80	7,9					
			<b>7,7</b>					
			7,9					
	Kugelpackung (c2) "S110" verpresst	+ 80	7,3					
STAIFIX	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20		19,2	<b>22,0</b>	29,2		
				<b>16,6</b>	21,7	27,4		
		+ 40		16,9	21,1	<b>27,6</b>		
					<i>18,8</i>			
					21,4			
			+ 60		<b>15,1</b>	<b>20,9</b>	<b>26,3</b>	
		+ 80		<b>12,8</b>	<i>17,6</i>	<b>24,0</b>		
	Mörtel (b2-2) "Stahlschrotmörtel"	+ 80		<b>9,4</b>				
				<b>5,1</b>				
S 670	Mörtel (a) "FIS HB"	+ 20				<b>27,7</b>	30,0	

fett+rot = Ausziehen aus dem Mörtel

kursiv+blau = Bruch der Hülse

Danach kann man bei „STAIFIX“ sagen, dass der Mörtel (a) „FIS-HB“ bei Raumtemperatur zwischen 17 und knapp 30 N/mm<sup>2</sup> aushielt. Mit ansteigender Prüftemperatur und kleineren Durchmessern ergaben sich durchweg geringere Scherspannungen, die zum Ausziehen aus dem Mörtel führten, **Bild 41**. Dies zeigt auch die oben eingeführte Zeile mit den Verhältnissen von Verbundfläche zu Stahlquerschnitt, vgl. auch Diskussion der Schlupf-Messergebnisse.

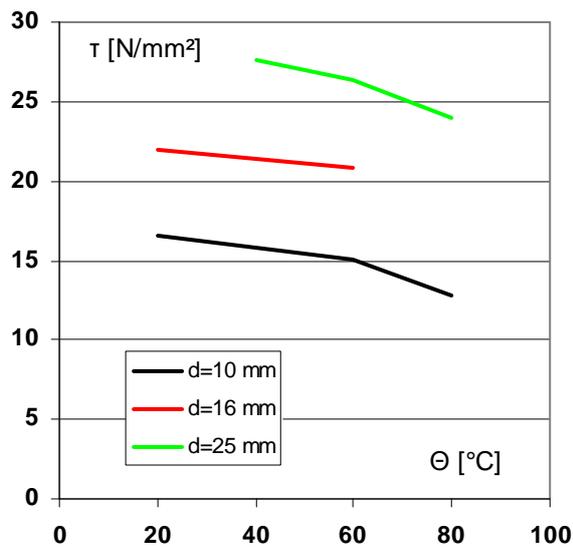


Bild 41: Abfall der Scherspannungen mit zunehmender Temperatur- und kleiner werdendem Durchmesser bei BSt-Typ „STAFIX“

### 3.3.4 Ergebnisse der Schlupfversuche

Die Schlupfversuche wurden in Anlehnung an die „Grundsätze für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen von mechanischen Betonstahlverbindungen“ durchgeführt. Das Versuchsprogramm umfasste hierbei 3 unterschiedliche Betonstähle, 5 Durchmesser sowie vier Temperaturbereiche.

Schlupf ist nach [7] die Relativverschiebung des Anschlussstabes gegenüber dem Hülsenende unter einer definierten Kraft (siehe Abschnitt 1.1.3.2). Aufgrund der erforderlichen durchgehenden Wärmedämmung bei Versuchen mit erhöhter Temperatur konnten die Einzelschlupfwerte nicht bestimmt werden. Hier wurde nur ein Extensiometer für den Gesamtschlupf eingesetzt. Die Einzelschlupfwerte wurden durch Halbieren rechnerisch ermittelt,

**Tabelle 6.**

Tabelle 6a: Gesamtschlupfwerte und rechnerische Einzelschlupfwerte bei unterschiedlichen Betonstahldurchmessern und Temperaturen, jeweils mit Mörtel (a) FIS HB. (Leere Zellen = nicht untersucht)

BSt-Typ	Temp. [°C]	Stabdurchmesser Ds [mm]	8	10	16	25	28	
BSt	+ 20	Einzelschlupfwerte [mm]	A	0,108	0,050	0,082	0,191	0,157
			B	0,108	0,050	0,082	0,191	0,157
		Gesamtschlupf = A + B [mm]		<b>0,216</b>	<b>0,101</b>	<b>0,164</b>	<b>0,382</b>	<b>0,313</b>
	+ 40	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,111	0,130		0,150
			B		0,111	0,130		0,150
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,221</b>	<b>0,261</b>		<b>0,300</b>
	+ 60	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,189	0,097		0,282
			B		0,189	0,097		0,282
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,379</b>	<b>0,193</b>		<b>0,563</b>
	+ 80	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,134	0,183		0,258
			B		0,134	0,183		0,258
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,268</b>	<b>0,367</b>		<b>0,515</b>
STAIFIX	+ 20	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,158	0,089	0,216	
			B		0,158	0,089	0,216	
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,315</b>	<b>0,177</b>	<b>0,431</b>	
	+ 40	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,242	0,099	0,206	
			B		0,242	0,099	0,206	
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,485</b>	<b>0,197</b>	<b>0,412</b>	
	+ 60	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,284	0,130	0,193	
			B		0,284	0,130	0,193	
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>0,568</b>	<b>0,261</b>	<b>0,387</b>	
	+ 80	Einzelschlupfwerte [mm]	A		0,505	0,206	0,334	
			B		0,505	0,206	0,334	
		Gesamtschlupf = A + B [mm]			<b>1,010</b>	<b>0,412</b>	<b>0,669</b>	
S 670	+ 20	Einzelschlupfwerte [mm]	A				0,181	0,114
			B				0,181	0,114
		Gesamtschlupf = A + B [mm]					<b>0,362</b>	<b>0,227</b>
A, B = rechnerische Einzelwerte		Max. zuläss. Einzelschlupf [mm]	<b>0,100</b>					
		Max. zuläss. Gesamtschlupf [mm]	<b>0,155</b>	<b>0,165</b>	<b>0,200</b>			

grüne Zellen = nach DIBt zulässig

Aus der Tabelle ist ersichtlich, dass z.T. schon bei 20°C die zulässigen Einzel- und Gesamtschlupfwerte unabhängig vom Stahl-Typ überschritten werden. Ab einem Durchmesser von 25 mm waren die Grenzwerte z.T. um ein Vielfaches höher.

Die Messungen der Einzelschlupfwerte ergaben im Wesentlichen dasselbe Bild, **Tabelle 6b**:

Tabelle 6b: Einzel- und Gesamtschlupfwerte über verschiedene Betonstahldurchmesser bei 20°C, BSt und zwei unterschiedlichen Mörteln: (a) FIS HB und Schrotmörtel (b2-2)

BSt	Stabdurchmesser Ds [mm]	8	10	16	25	28	
Mörtel-Typ :		Schrot-M. (b2-2)		(a) "FIS HB"			
Einzelschlupfwerte [mm]	A	0,080	0,078	0,060	0,122	0,221	0,186
	B	0,088	0,064	0,060	0,108	0,183	0,163
Gesamtschlupf = A + B [mm]		0,168	0,142	0,120	0,230	0,404	0,349
Max. zuläss. Einzelschlupf [mm]		0,100					
Max. zuläss. Gesamtschlupf [mm]		0,155	0,165	0,200			

A, B = Wegaufnahme oben, unten

grüne Zellen = nach DIBt zulässig

Aus den Messwerten lassen sich die erwarteten Abhängigkeiten vom Durchmesser und von der Temperatur darstellen, **Bild 42a bis 42c**.

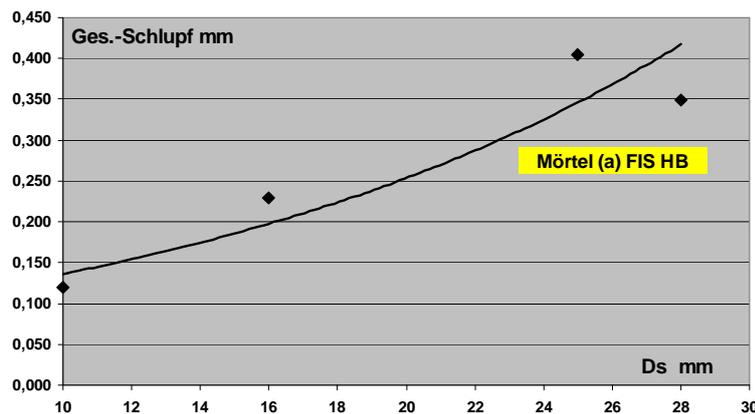
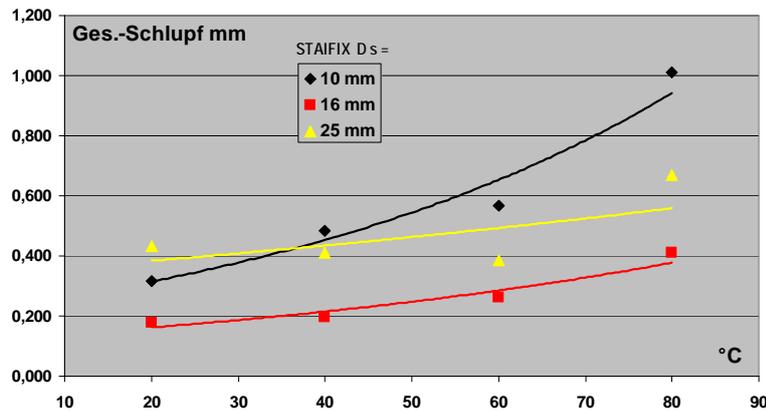
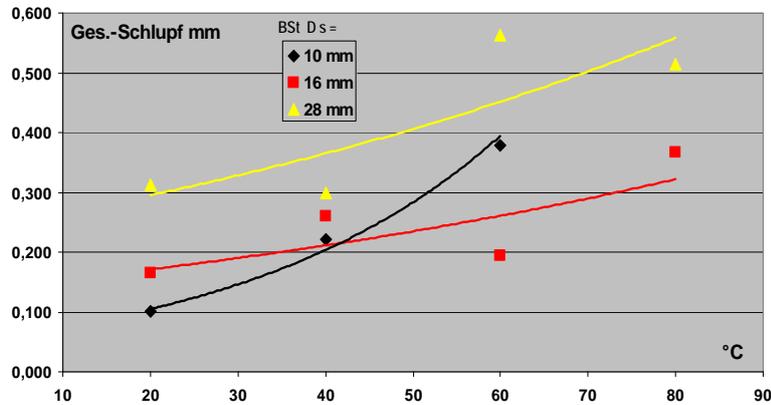


Bild 42: Gesamtschlupf bei unterschiedlichen Betonstahldurchmessern, Stahl-Typen und Temperaturen (jeweils Mörtel (a) „FIS HB“):  
 (a) BSt in Abhängigkeit von der Temperatur,  
 (b) STAIFIX in Abhängigkeit von der Temperatur,  
 (c) BSt bei 20°C in Abhängigkeit vom Durchmesser.

Die Zunahme des Schlupfes mit steigendem Durchmesser lässt sich damit erklären, dass die Prüfkraft bei konstanter Prüfspannung quadratisch mit  $D_s$  steigt. Der Umfang der Mantelfläche steigt dagegen nur linear an. D.h. wenn die Verbundlänge in der Hülse dies nicht ausgleicht, nimmt die Scherspannung und damit offensichtlich auch der Schlupf zu. Dies zeigt auch die folgende Abhängigkeit, **Bild 43**:

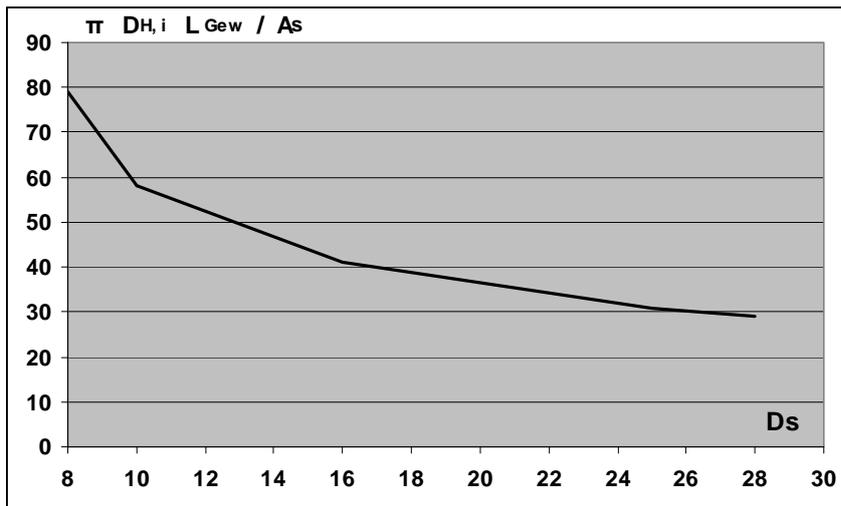


Bild 43: Abnahme der verfügbaren Scherfläche im Verhältnis zum Stahlquerschnitt mit zunehmendem Stahldurchmesser

### 3.4 Kriechversuche

#### 3.4.1 Übersicht und Versuchsbeschreibung

Aufgabenstellung und Ziel war, das Kriechverhalten zu beschreiben und eine ggf. begrenzte Zeit- bzw. Dauerstandfestigkeit zu ermitteln. Hierzu war vorgesehen, dies zunächst an einem ungünstigen Stabdurchmesser, d.h. bei einem möglichst großen  $D_s$  zu untersuchen und dabei den Einfluss der Temperatur mit zu erfassen.

Begonnen wurde mit  $D_s = 28$  mm bei den Temperaturen  $\theta_{RT} = \text{rd. } 20^\circ\text{C}$  und  $\theta = 60^\circ\text{C}$ . Die Verklebungen/ Injektionen waren mit dem Mörtel (a) „FIS HB“ hergestellt worden. Es wurden zunächst Kräfte von rd. 120 und 180 kN gewählt. Die zugehörigen Scherspannungen (bezogen auf das Innengewinde) betragen 8,03 und 12,04 N/mm<sup>2</sup>.

Die Kurzzeit-Zugfestigkeit dieser Verbindung betrug bei  $20^\circ\text{C}$  rd. 660 N/mm<sup>2</sup> bzw. rd. 406 kN und bei  $60^\circ\text{C}$  rd. 650 N/mm<sup>2</sup> bzw. rd. 400 kN. D.h. die zunächst gewählten Belastungen entsprechen rd.  $120/400 = 30\%$  bzw.  $180/400 = 45\%$  dieser Kurzzeit-Zugfestigkeit oder

rd. 39% bzw. 58% der Nenn-Streckgrenze des Betonstahls und damit weniger als es z.B. für den Schlupfversuch mit 60% vorgeschrieben ist.

Zur Dauerbelastung dieser Proben standen Kriechstände zur Verfügung, bei denen über einen Hebel und einen Flaschenzug (Gesamtübersetzung 1:120) über Gewichte konstante Belastungen bis zu 400 kN aufgebracht werden können. Jeder Kriechstand war mit einer Ring-Kraftmessdose (Klasse 1%) zur genauen Einstellung der erforderlichen Prüfkraft ausgestattet. Zur Krafteinleitung in die Betonstähle wurden Keilklemmbacken der Fa. Paul verwendet. Ferner wurden die Proben an jedem Hülsenende mit einem Wegaufnehmer bestückt, um den Schlupf zeitabhängig erfassen zu können. Zur Erzeugung der Wärme wurden die entsprechenden Proben mit einem Schlauch umwickelt, durch den mit einem Thermostat temperiertes Wasser gepumpt wurde. Um die Wärmeabgabe zu behindern, wurden diese Proben zusätzlich noch mit einer Wärmeschutzfolie umwickelt. Die Temperaturregelung erfolgte über einen Temperaturfühler direkt an einer der Proben mit einer Konstanz von  $\pm 2\text{K}$ . Die Proben ohne Temperiereinrichtung unterlagen der Temperatur des Prüfraums mit  $\theta_{\text{RT}} = +18^\circ\text{C}$  bis  $+22^\circ\text{C}$ , d.h. im Mittel  $20^\circ\text{C}$ .

Die Wegaufnehmer waren für den Einsatz in der Wärme kalibriert worden. Während der Dauerbelastung wurden alle Messwerte kontinuierlich mit einem Messsystem (Typ „Almemo“) aufgezeichnet, anfangs in kurzen und später in längeren Zeitintervallen.

Den Aufbau dieser Prüfanordnung zeigen die **Bilder 44 und 45**.

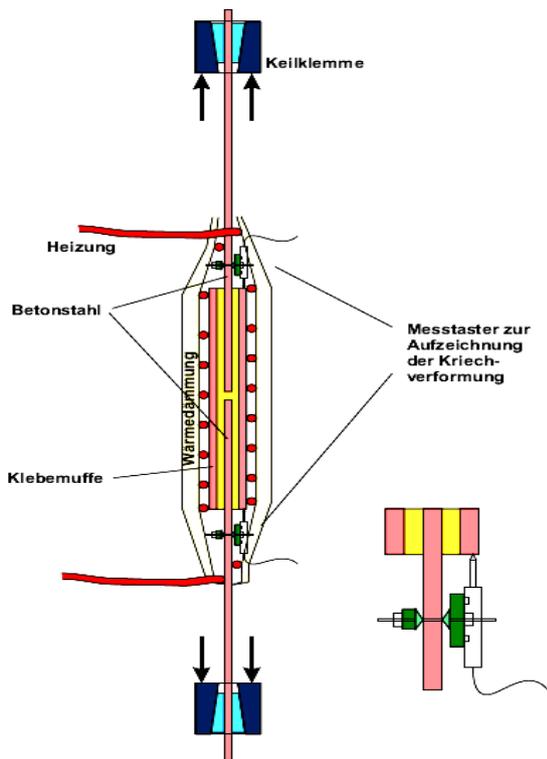
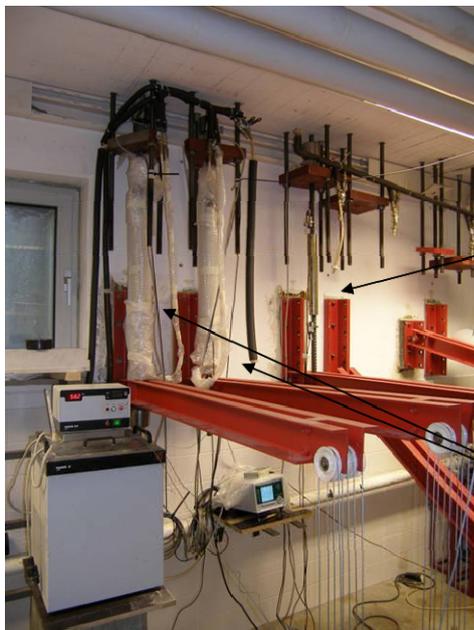


Bild 44: Versuchsanordnung zum Kriechversuch bei großem Durchmesser unter Wärmeeinwirkung.



„ohne Wärmedämmung“

„mit Wärmedämmung“

Bild 45: Kriechstände für große Durchmesser/ Kräfte.

Die Kraftaufbringung bis zur gewünschten Last erfolgte in 3 bis 5 Stufen mit jeweils kurzen Pausen dazwischen. Der Belastungsvorgang dauerte i.d.R. weniger als 5 Minuten. Eine Bestimmung des Anfangsschlupfes war wegen der ungleichmäßigen Lastaufbringung und z.T. auch wegen leichten Geradebiegens infolge der Last i.d.R. nur angenähert möglich und wurde daher nicht weiter in Betracht gezogen.

Für kleinere Durchmesser wurden 2 Kriechstandanlagen der Fa. Frank (bis zu 12 Proben ohne und bis zu 8 Proben mit Umluft-Temperierschrank) verwendet. Zum Aufbringen der Prüfkraft wurde eine Eigenkonstruktion (Hebel mit Übersetzung bis zu 1:40;  $F_{\max} = \text{rd. } 20 \text{ kN}$ ) verwendet. Die Prüfkraft kann damit sowohl über das angehängte Gewicht als auch über eine Skala am Hebel auf den gewünschten Wert eingestellt werden. Diese Prüfkrafteinstellung wurde mit einer kalibrierten Kraftmessdose überprüft. Die Lastaufbringung geschah wieder in Stufen mit jeweils kurzen Pausen dazwischen. Auch hier war der Belastungsvorgang in weniger als 5 Minuten abgeschlossen.

Für das Kriechen in der Wärme wurde eine erhöhte Temperatur von  $+60^\circ\text{C}$  ( $\pm 2\text{K}$ ) gewählt. Die Proben außerhalb der Temperierkammer unterlagen der Temperatur der Prüfhalle des Instituts. Hier wurden die Probentemperaturen mit einem Temperaturfühler laufend gemessen. Im Sommer erreichten sie bis zu  $+28^\circ\text{C}$ , im Winter nicht unter  $+22^\circ\text{C}$ , d.h. die mittlere Temperatur betrug rd.  $25^\circ\text{C}$ .

Für den Fall eines Bruchs der Probe ist jeder Prüfstand zur genauen Feststellung der Standzeit mit einem elektrischen Zeitzähler ausgerüstet.

**Bild 46** zeigt die Kriechstandanlage sowie eine Probe (Nenndurchmesser 8 mm) mit den beiden angesetzten Wegaufnehmern.

Auch auf diesen Kriechständen wurden zunächst Proben (Nenndurchmesser 8 mm; Raumtemperatur  $\theta_{\text{RT}} \approx 25^\circ\text{C}$  und  $\theta = +60^\circ\text{C}$ ) eingebaut, die mit dem Mörtel (a) „FIS HB“ hergestellt worden waren. Als Prüfkraften wurden zunächst 16,5 und 19,5 kN gewählt. Die zugehörigen Scherspannungen (bezogen auf das Innengewinde) betragen 6,57 und 7,76 N/mm<sup>2</sup>. Die Kurzzeit-Zugfestigkeiten betragen bei  $20^\circ\text{C}$  rd. 620 N/mm<sup>2</sup> bzw. 31 kN, und bei  $+60^\circ\text{C}$  rd. 600 N/mm<sup>2</sup> bzw. 30 kN. Die gewählten Belastungen entsprechen damit rd. 54% und 64% dieser Kurzzeit-Zugfestigkeit bzw. rd. 66% und 78% der Nenn-Streckgrenze des Betonstahls.

Die Lastaufbringung geschah auch hier wieder in Stufen mit jeweils kurzen Pausen dazwischen. Der Belastungsvorgang war in weniger als 5 Minuten abgeschlossen und ebenso eine Bestimmung des Anfangsschlupfes nur angenähert möglich.



Bild 46: Kriechstände bis 20 kN (ohne und mit Temperierschrank); Detail zur Schlupfmessung

Da sich in allen Fällen schon während der Lastaufbringung ein Schlupf einstellte, der die Forderungen für Betonstahl-Verbindungen weit überschritt (schon Einzelwerte  $> 0,1$  mm) und während des Kriechens noch ein Vielfaches dazukam, wurden diese Versuchsserien nicht weiter fortgeführt, insbesondere wurden keine höheren Laststufen mehr gewählt, um ggf. auch Brüche erzeugen zu können.

Stattdessen wurde bei den weiteren Versuchen der Einfluss der anderen Mörtelarten auf das Kriechen weiter untersucht:

Mörtel (b3) „Sondermischung“ (größerer Mörtel)

Mörtel (c2) Einkorn-Kugelpackung nachträglich verpresst („Prepact-Verfahren“)

Die Versuche mit Nenn-Durchmesser 8 mm sollen bis auf weiteres, d.h. auch nach Abschluss der Forschungsarbeit, unter Last und Beobachtung bleiben.

### 3.4.2 Exemplarische Ergebnisse der Dauerstand- bzw. Kriechversuche

Die während des Belastungsvorgangs erfassbaren, spontan elastischen Verformungen von Hülsen- plus Betonstahlabschnitt plus Anfangsschlupf ergaben zwar erwartungsgemäße Größenordnungen, sie wurden jedoch wegen der schon genannten Fehleranfälligkeit (Biegung; Lastaufbringung in Stufen) nicht weiter bewertet.

Der Nullpunkt der Zeit- und Dehnungs-/ Kriech-Messwerte wurde unmittelbar nach Beendigung des Belastungsvorgangs gesetzt, was bekanntermaßen zu anfänglichen großen Unterschieden führen kann. Die nachfolgenden Diagramme sind ab 0,01 Tagen = 14,4 Minuten aufgetragen, s. **Bilder 47 und 48** auf den folgenden 2 Seiten. Will man von der eingangs erwähnten Empfehlung ausgehen, die ersten 100 Stunden, d.h. gut 4 Tage, zu übergehen, so können die Kriechkurven dementsprechend erst ab diesem Zeitpunkt betrachtet werden, da die absoluten und keine bezogenen Kriechwerte aufgetragen wurden.

Die Kriechverformungen (Schlupfkriechen) wurden entsprechend den meisten Kriechfunktionsansätzen doppelt-logarithmisch aufgetragen.

Aufgrund der bei einigen Aufnehmern auf 2-3  $\mu\text{m}$  nach unten begrenzten digitalen Auflösung ergaben sich bei den anfänglichen nur geringen Kriechverformungen z.T. sehr unruhige Kriechkurven (durch Logarithmierung sehr deutlich sichtbar). Weitere Ursachen für nicht sehr glatte Kurven waren u.a. Temperaturänderungen und betriebsbedingte Gebäudevibrationen. Dennoch wurde auf Glättungsfunktionen verzichtet.

Bezüglich der Reproduzierbarkeit der Versuche ergaben sich zufriedenstellende Ergebnisse, was sich daran zeigt, dass jeweils 2 Kurven (einmal auch 4) bei gleichen Parametern jeweils befriedigend beieinander liegen.

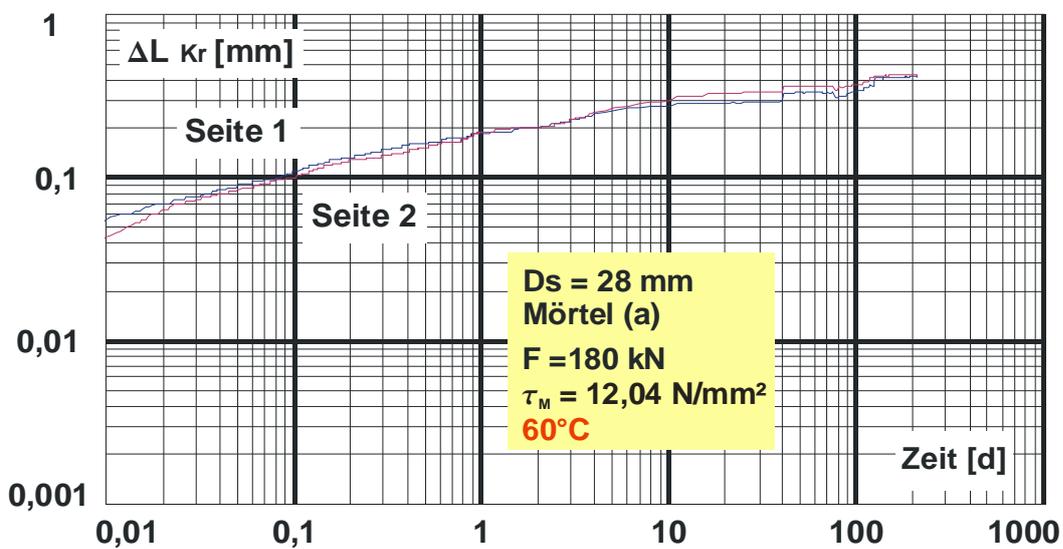
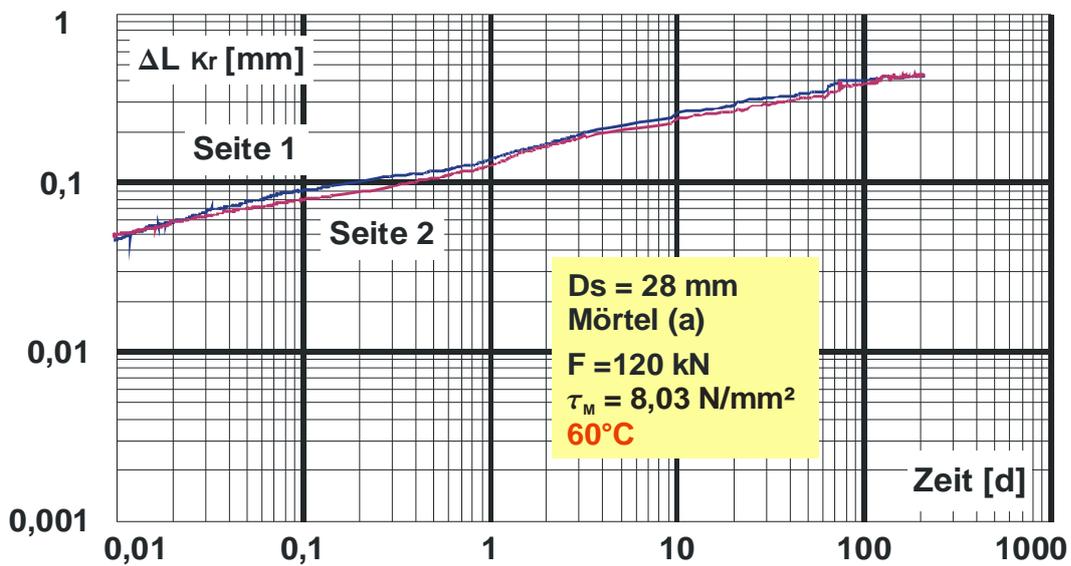
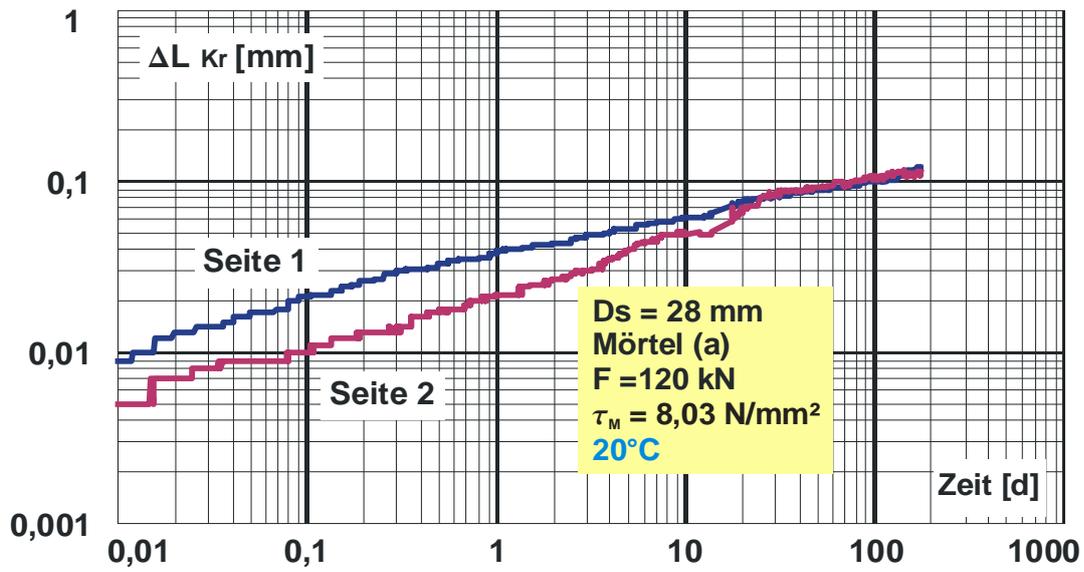


Bild 47: Schlupfkriechen bei Betonstahldurchmesser 28 mm

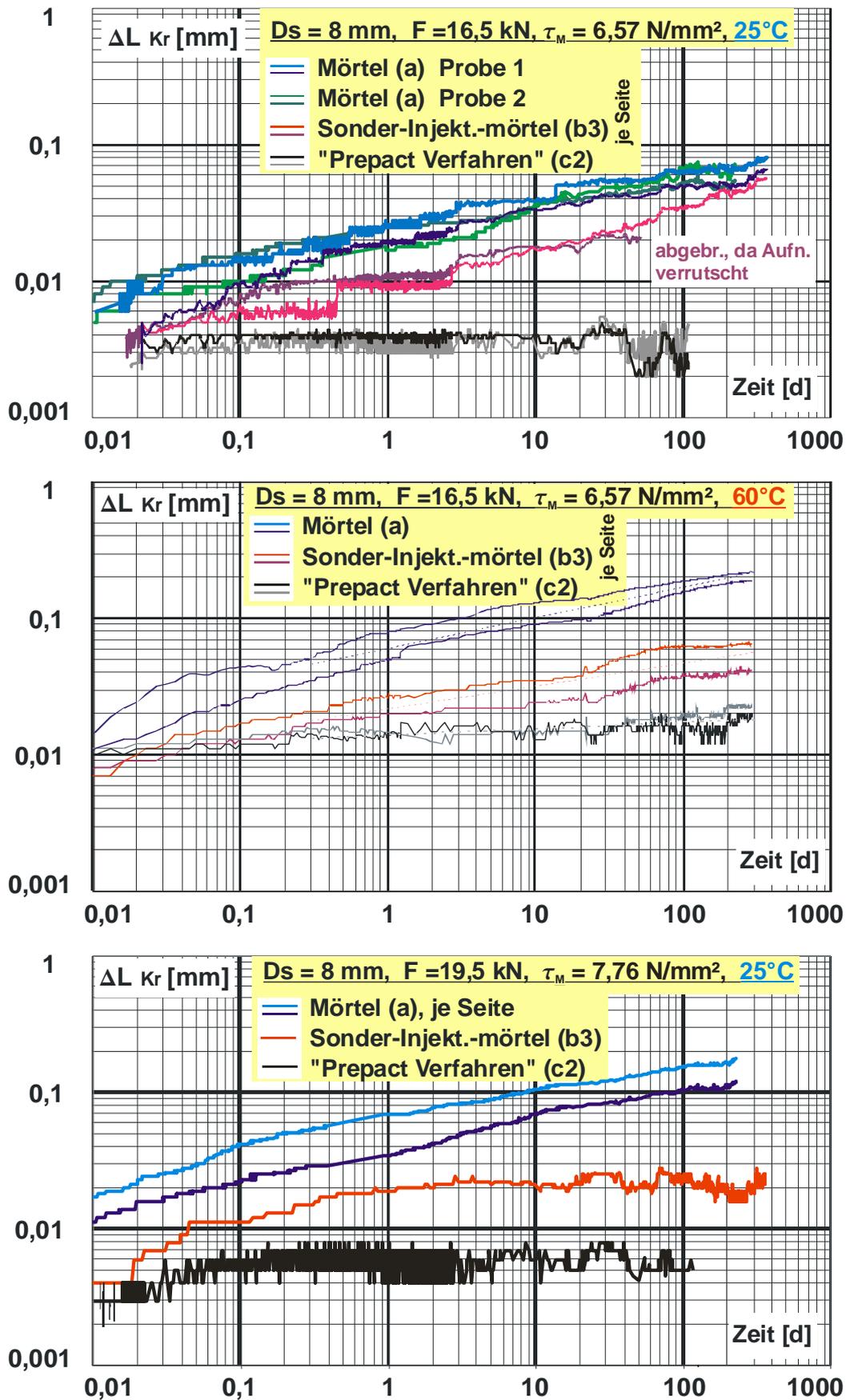


Bild 48: Schlupfkriechen bei Betonstahldurchmesser 8 mm

Im Wesentlichen zeigt sich, dass der Verbund bei Mörtel (a) „FIS HB“ sowohl bei dem großen Durchmesser ( $D_s = 28$  mm) wie auch bei den kleinen ( $D_s = 8$  mm) meistens ungefähr in Form von Geraden kriecht. Ein signifikant progressives Verhalten ergab sich in keinem Fall, d.h. bislang zeichnet sich nicht ab, dass ein Dauerstandbruch zu erwarten ist. Offensichtlich wurden die Spannungen (bis zu 78% der Norm-Streckgrenze des Betonstahls) noch bei weitem zu niedrig gewählt.

Beim Mörtel (b3) „Sonder-Injektionsmörtel“ war das Verhalten ähnlich, z.T. zeichnet sich zum Ende hin sogar ein leicht degressives Verhalten ab, was möglicherweise auf die zunehmende Verspannung des Grobzuschlags (Korn-zu-Korn-Kontakt) zurückzuführen ist.

Beim Mörtel (c2) „Stahlschrotpackung nachträglich verpresst“ („Prepact-Verfahren“) scheint kein nennenswertes Kriechen aufgetreten zu sein.

Die Geraden bei den Serien zu (a) und (b3) erscheinen auf den ersten Blick etwa parallel, d.h. der Einfluss von Mörtel-Scherspannung ( $\tau_M$ ) und Temperatur ( $\Theta$ ) ergab näherungsweise Parallelverschiebungen. Danach kann z.B. der Kriechansatz nach Norton/ Bailey zugrunde gelegt werden (vgl. Abschn. 2.6.4.2):  $\Delta L_{Kr} = K \tau^n t^m / e^{E_A/R/T}$  oder mit  $K' = K \tau^n / e^{E_A/R/T}$  auch  $\Delta L_{Kr} = K' t^m$ .

Auf dieser Grundlage wurden zu den gemessenen Kurven Regressionen durchgeführt (linear im Doppelt-Logarithmischen). Die erhaltenen Regressionsparameter Steigungsexponent  $m$  und Achsenabschnitt (AAS.)  $K'$  bei  $t = 1d$  sind in nachfolgender **Tabelle 7** zusammengestellt.

Tabelle 7: Ergebnisse der Regressionen

Ds [mm]	F [kN]	$\sigma_s$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\tau_M$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Theta$ [°C]	Mörtel	Exp. m [-]	AAS. K' [mm]
28	120	194,9	8,03	20	(a) <sup>2)</sup>	0,2740	0,0300
				60	(a) <sup>2)</sup>	0,2230	0,1430
	180	292,3	12,04	60	(a) <sup>2)</sup>	0,1690	0,1840
8	16,5	328,26	6,57	25	(a) <sup>4)</sup>	0,2014	0,0218
					(b3) <sup>2)</sup>	0,2732	0,0095
					(c2) <sup>2)</sup>	ca. 0	0,0037
	60	(a) <sup>2)</sup>	0,2254	0,0604			
		(b3) <sup>2)</sup>	0,1665	0,0219			
		(c2) <sup>2)</sup>	0,0477	0,0139			
	19,5	387,94	7,76	25	(a) <sup>2)</sup>	0,1974	0,0523
(b3) <sup>1)</sup>					0,0722	0,0177	
(c2) <sup>1)</sup>					ca. 0	0,0058	

<sup>1) 2) 4)</sup> Anzahl ausgewertete Proben (Verbindungshälften)

In der Beziehung für  $K'$  sind 3 Unbekannte:  $K$ ,  $n$  und  $E_A$ . Da bei jeder Serie 3 unterschiedliche Kombinationen von Spannung und Temperatur untersucht wurden, können die 3 Unbekannten berechnet werden. Es gelten somit folgende 3 Gleichungen:

$$K'_1 = K \tau_1^n / e^{E_A/R/T_1} \quad K'_2 = K \tau_2^n / e^{E_A/R/T_2} \quad K'_3 = K \tau_3^n / e^{E_A/R/T_3} .$$

Daraus ergeben sich nacheinander mit  $R = 8,314 \text{ J/mol/K}$  :

$$E_A = R [ \text{Ln}(K'_3/K'_2) \text{Ln}(\tau_2/\tau_1) - \text{Ln}(K'_2/K'_1) \text{Ln}(\tau_3/\tau_2) ] \\ / [ (1/T_2 - 1/T_1) \text{Ln}(\tau_3/\tau_2) - (1/T_3 - 1/T_2) \text{Ln}(\tau_2/\tau_1) ]$$

und

$$n = [ E_A (1/T_2 - 1/T_1) / R + \text{Ln}(K'_2/K'_1) ] / \text{Ln}(\tau_2/\tau_1)$$

oder falls  $\tau_2 = \tau_1$  :

$$n = [ E_A (1/T_3 - 1/T_2) / R + \text{Ln}(K'_3/K'_2) ] / \text{Ln}(\tau_3/\tau_2)$$

sowie

$$K = K'_1 e^{E_A/R/T_1} / \tau_1^n$$

oder dementsprechend aus den Versuchen 2 oder 3.

Die damit berechneten Parameter sind nachfolgend zusammengestellt:

Tabelle 8: Parameter für den Kriech-Ansatz nach Norton/ Bailey

Ds [mm]	Mörtel	$E_A$ [J/mol]	Spannungs-Exp. $n$	$K$
28	(a)	31700	0,622	3640
8	(a)	23800	5,207	0,0182
	(b3)	19600	3,706	0,0245

Bezüglich der Aktivierungsenergie sind die Ergebnisse in vergleichbarer Größenordnung und ähnlich, wie sie auch in der Literatur zu finden sind. Die Werte für die Parameter  $n$  und  $K$  unterscheiden sich bezüglich des Stahldurchmessers erheblich. Dafür kann hier z.Zt. zwar keine Erklärung gegeben werden, die Darstellung der sich daraus ergebenden Approximationen erscheinen jedoch nicht unglaublich, vgl. **Bild 49** mit den Kurven für die individuellen wie auch die gemittelten Steigungsexponenten. Beim Ansatz gemittelter Steigungen ist allerdings zu berücksichtigen, dass hier die  $K'$ - bzw.  $K$ -Werte unter Bezug auf die Zeit  $t = 1 \text{ d}$  verwendet wurden. Würde man – vielleicht richtiger – die Achsenabschnitte auf höhere Kriechzeiten beziehen, ergäben sich etwas höher liegende Kurven/ Geraden.

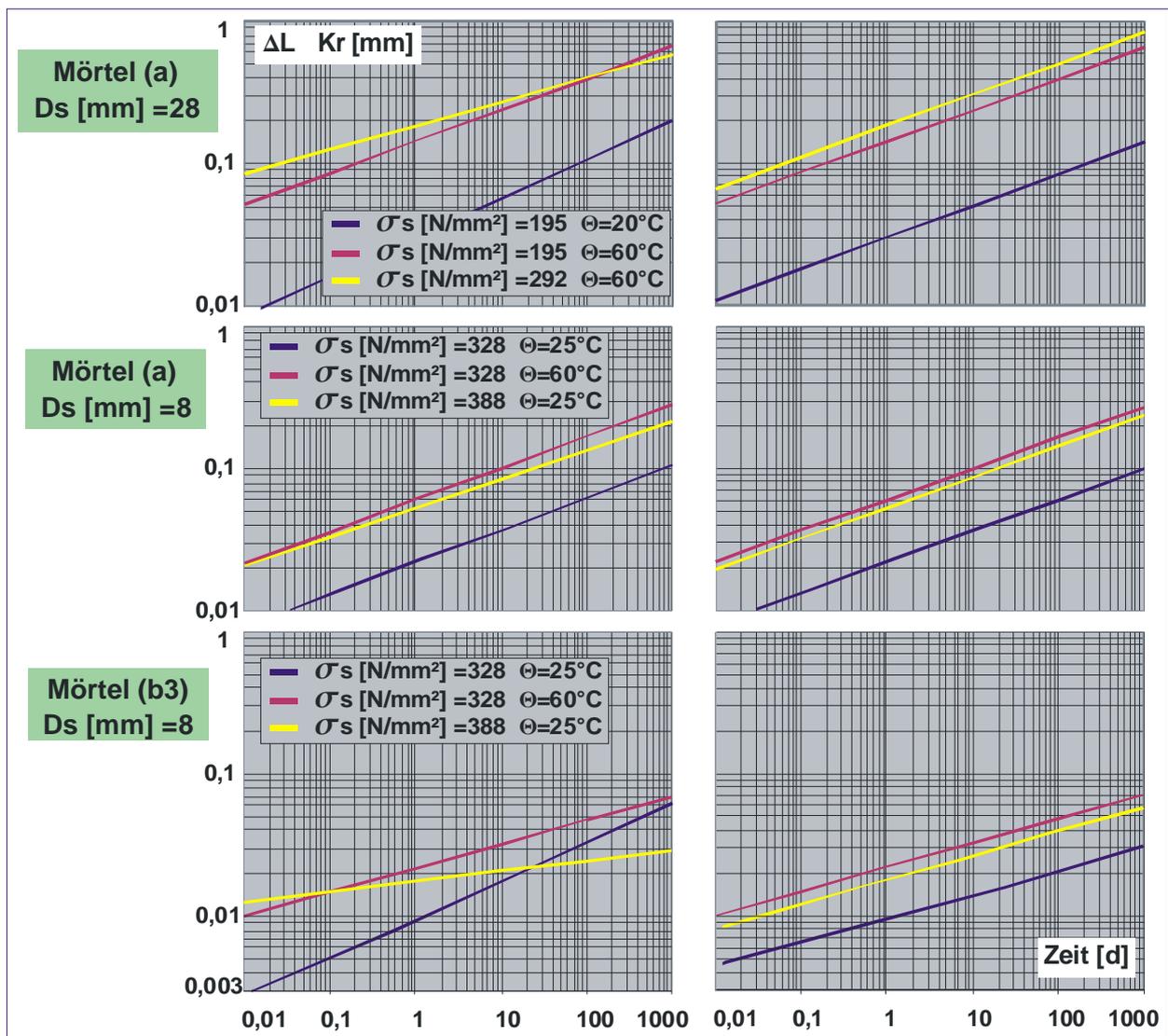


Bild 49: Berechnungsergebnisse zur Approximation des Schlupfkriechens nach Norton/ Bailey  
links: individuelle, rechts: gemittelte Steigungsexponenten (Bezug auf  $t = 1d$ )

Berücksichtigt man, dass die Steigungsexponenten  $m$  nicht konstant sind, so ließe sich u.a. deren Temperaturabhängigkeit nach den in Abschnitt 2.6.4.2 diskutierten Vorschlägen behandeln. Hierfür sollten jedoch mehr Versuchsergebnisse zur Verfügung stehen, weshalb hier darauf bislang verzichtet wurde.

### 3.5 Dauerschwingversuche

Das geforderte Dauerschwingverhalten von Verbindungen für den Betonstahldurchmesser von 28 mm (möglichst ungünstiger Durchmesser) wurde in einem Versuchsaufbau durchgeführt, mit dem zeitgleich vier Verbindungshälften geprüft werden konnten, s. Skizze der „Reihenschaltung“ in **Bild 50**. Bei Bruch an einer Stelle wurde dieser Teil abgesägt und der Versuch an den restlichen intakten Verbindungsteilen bei gleicher Beanspruchung fortgesetzt.

Die Verklebung / Injektion war mit dem ersten Mörtel (a) hergestellt worden.

Die Versuche wurden in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine (Instron 1276) in Kraftregelung durchgeführt. Die Frequenz betrug zwischen 5 und 10 Hz. Entsprechend den Forderungen von DIN 488 bzw. DIN 1045-1 und den Prüfgrundsätzen für Betonstahlverbindungen wurde als konstante Oberspannung das 0,6-fache der Nenn-Streckgrenze  $R_e$ , d.h.  $\sigma_o = 300 \text{ N/mm}^2$  gewählt und als Querschnitt der Nennwert des Betonstahls zugrunde gelegt. Als Schwingweiten wurden zunächst Werte im Bereich des Knicks der von Betonstahl bekannten Wöhler-Linie gewählt, weil dieser Bereich bekanntlich der kritischste für Betonstahl ist. Insgesamt wurden 15 bewertbare Ergebnisse erzielt, **Tabelle 9**.

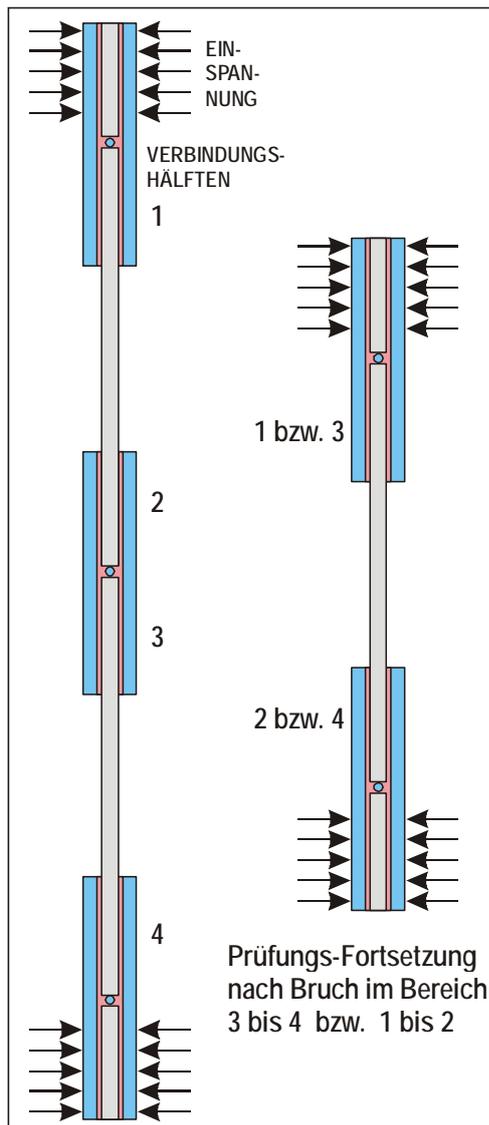


Bild 50:  
 Schema des Versuchsaufbaus und -ablaufs beim  
 Dauerschwingversuch (DSV).

Tabelle 9: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an 15 Verbindungshälften

$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	N Mio.	Oberspann. $\sigma_0 = 0,6$ Re = 300 N/mm <sup>2</sup> ; f = 5-10 Hz
		Ergebnis
230	0,773	Bruch BSt 30 mm in Hülse; Rippenfuß
	0,843	Bruch BSt 25 mm in Hülse; Rippenfuß
215	0,711	Bruch BSt 5 mm in Hülse; Rippenfuß
	0,956	Bruch BSt 25 mm in Hülse; Rippenfuß
	1,112	Bruch BSt 4 mm in Hülse; Rippenfuß
	3,543	Bruch BSt 20 mm in Hülse nahe Einspann.
200	1,030	Bruch BSt freie Länge; Walzfehler
	1,034	Bruch BSt an Hülsenrand; Werkkennzei.
	2,478	Bruch BSt an Hülsenrand; Rippenfuß
	5	2x Versuche ohne Bruch abgebrochen
185	5	4x Versuche ohne Bruch abgebrochen

Bei allen Brüchen stellte sich der Schaden/ Bruch am Betonstahl und weder an der Hülse noch an der Verklebung ein. Eine Beeinträchtigung des Betonstahls durch die Verklebung wurde nicht festgestellt. Dies zeigt auch der Vergleich mit Normen-Vorgaben für Betonstahl (Bemessungsvorgaben der alten und neuen DIN 1045-1 wie auch bezüglich der Mindesteigenschaften der neuen DIN 488), **Bild 51**.

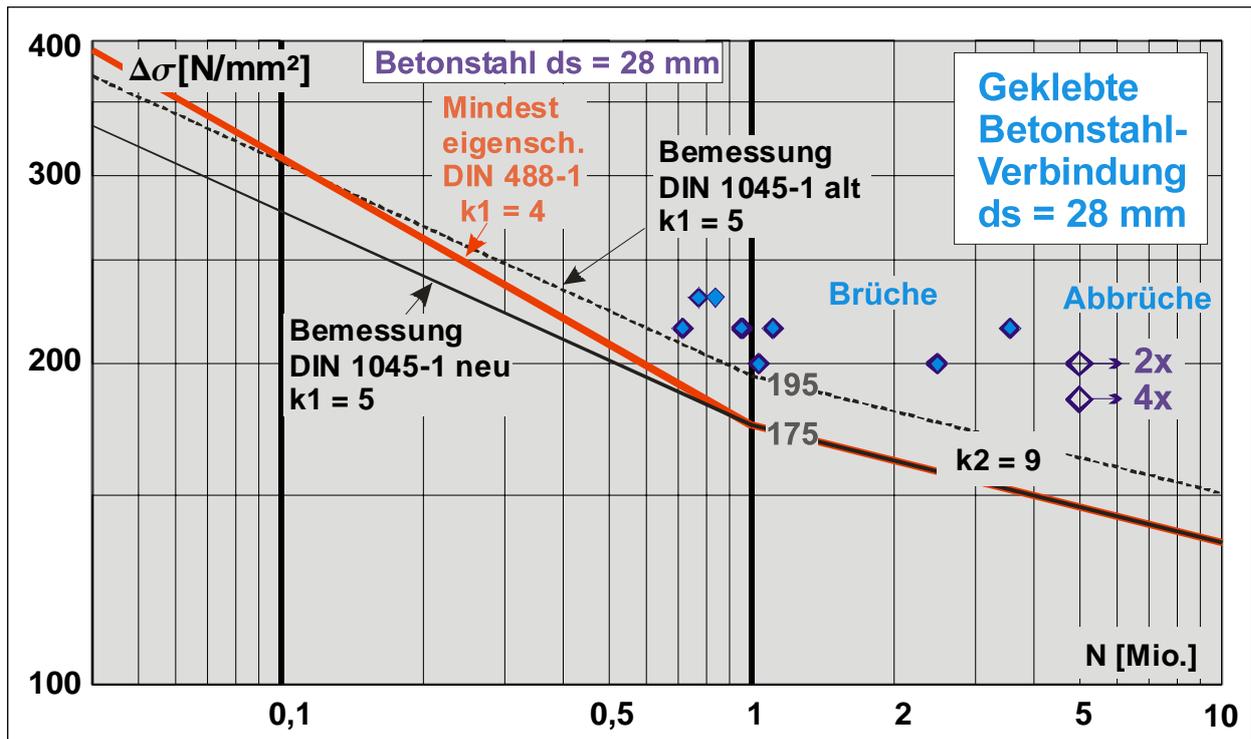


Bild 51: Darstellung der Ergebnisse im Wöhler-Schaubild mit den Wöhler-Linien nach Normen für die Eigenschaften von Betonstahl und die Bemessungsvorgaben.

Aufgrund dieses Ergebnisses konnte davon abgesehen werden, auch noch Versuche im oberen Wöhler-Linien-Bereich vorzunehmen.

Es kann also wie erwartet davon ausgegangen werden, dass diese Art der Verbindung im Vergleich mit den meisten anderen Verbindungen tatsächlich keine Minderung des Dauerschwingverhaltens bewirkt.

## 3.6 Versuche unter Brandeinwirkung

### 3.6.1 Allgemeines

Von den untersuchten Mörteln bzw. Verklebungen erschien das „Prepact-Verfahren“, d.h. Mörtel (c2) = nachträgliches Verpressen einer Kugelpackung aus Stahlschrot, als am sinnvollsten für die Prüfung des Verhaltens unter Brandeinwirkung, auch wenn dieses Verfahren bezüglich eines praxistauglichen Procederes noch weiterer Entwicklungen bedarf. Diesen Mörtel bzw. dieses Verfahren auszuwählen lag nicht nur darin begründet, dass das Kriechverhalten hier am günstigsten war, sondern auch wegen der Feststellung, dass bereits eine „trockene“ Stahlschrotpackung (ohne Injektionsharz) in der Lage ist, die volle Tragfähigkeit des Betonstahls zu erreichen. Beim anfänglich vorgesehenen Mörtel (a) „FIS HB“ wie auch bei dem später dazu gekommenen Sonder-Injektionsmörtel (b3) wurde erwartet, dass keine nennenswerte Feuerwiderstandsklasse erreichbar ist.

Für die zur Brandprüfung vorgesehenen 4 Stahlbeton-Versuchsbalken wurden also je 3 Betonstäbe mit  $D_s = 8 \text{ mm}$  und knapp 5 m Länge mit einem bzw. zwei Klebestößen im cbm der TU München präpariert und an ein Beton-Fertigteilwerk zur dortigen Balkenherstellung versandt. Die Balken wurden dann an das MPA der TU Braunschweig weitergegeben, wo die Brandversuche durchgeführt wurden.

Die Planung der Versuchsbalken geschah im Einvernehmen mit dem MPA Braunschweig (Dipl.-Ing. Schmieder). Die Brandprüfungen wurden am 24. und 26. Februar 2009 in Anlehnung an DIN 4102-2: 1977 [57] durchgeführt. Die nachfolgenden Ausführungen beziehen sich z.T. auf den Bericht Nr.: 3148/479/08 des MPA der TU Braunschweig vom 03.04.2009 [58].

### 3.6.2 Versuchsplanung

Aus Kostengründen wurden lediglich 2 Versuche vorgesehen, wobei je Versuch gleichzeitig 2 Balken der dreiseitigen Brandbeanspruchung unter statischer Belastung ausgesetzt werden sollten. Bei einem der jeweils 2 Balken (Typ Q) sollte eine Biege-Schub-Beanspruchung am Klebestoß und beim anderen (Typ M) eine volle Biegebeanspruchung am Klebestoß stattfinden. Mit Versuch A sollte die Feuerwiderstandsklasse F90 und mit Versuch B die F60 nachgewiesen werden. In **Bild 52** sind die Balken sowie die Prüfanordnung je Versuch schematisch dargestellt. Im Anhang sind die Werkpläne und weitere Details zu den Bügeln und der Brandanordnung abgebildet.

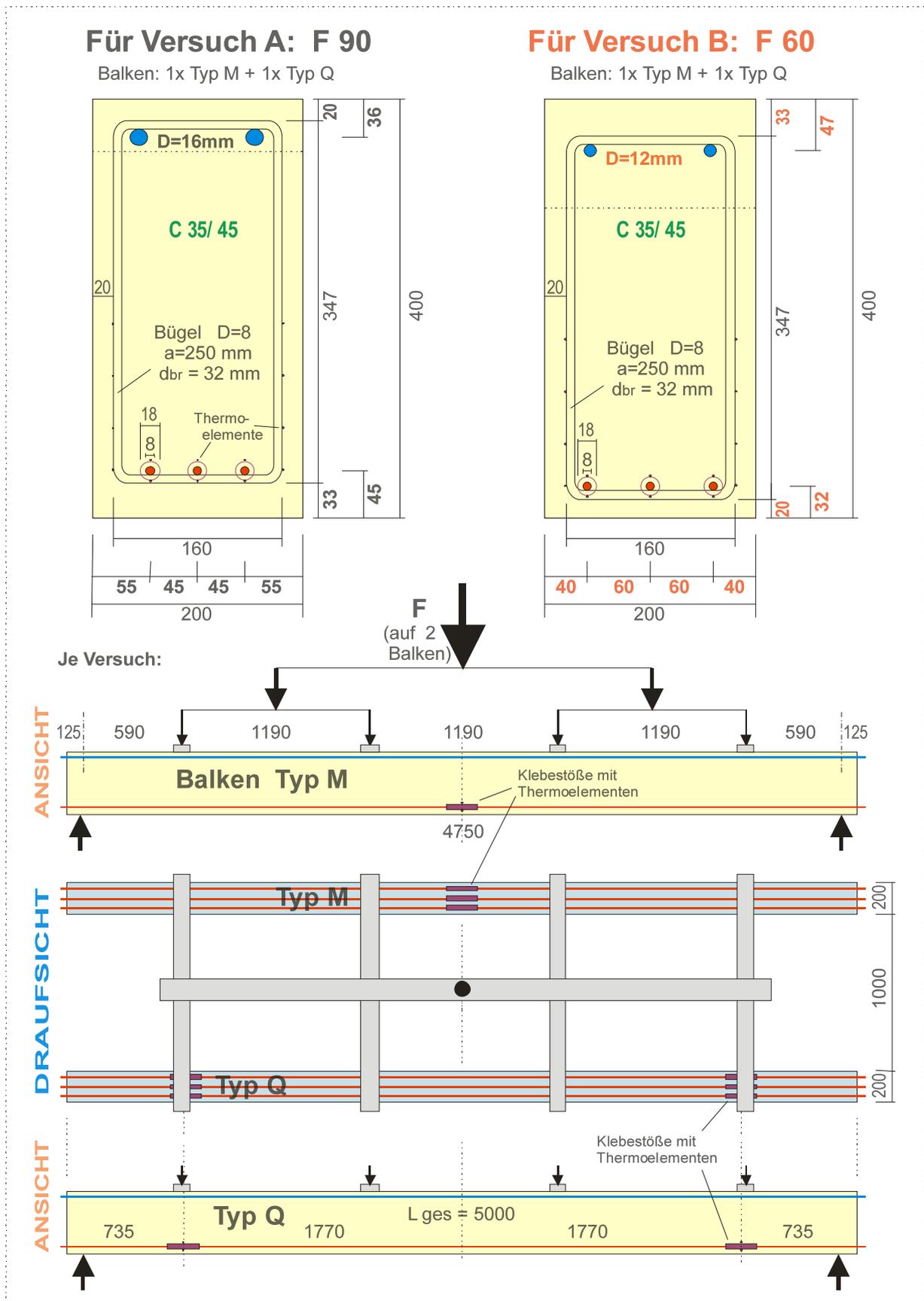


Bild 52: Aufbau und Abmessungen der Stahlbetonbalken sowie Versuchsaufbau

Die Stahlbetonbalken hatten jeweils die Abmessungen  $L \times B \times H = 5000 \times 200 \times 400 \text{ mm}^3$ . Oben enthielten sie 2 Längsstäbe von  $D_s = 12$  bzw.  $16 \text{ mm}$ . Die Biegezugbewehrung bestand aus 3 Stäben  $D_s = 8 \text{ mm}$ , wobei beim Balkentyp M die Klebestöße in der Mitte, beim Balkentyp Q im Bereich der größten Schubbeanspruchungen lagen. Die Bügel hatten einen Durchmesser von  $D_s = 8 \text{ mm}$ . Für den Nachweis von F90 (Versuch A) betrug die Betondeckung der Klebehülsen  $36 \text{ mm}$ , für F60 (Versuch B) mit  $23 \text{ mm}$  etwas weniger. Diese Dimensionierungen entsprachen DIN 4102-4: 1994 [59].

Zur Messung der Temperaturen innerhalb der Balken in unterschiedlichen Betontiefen sowie an direkt an der Bewehrung bzw. den Hülsen der Klebestöße dienten jeweils  $36$  bzw.  $45 \text{ Ni-Cr-Ni}$ -Thermoelemente.

Die statische Stützweite bei der Prüfung betrug  $L_s = 4750 \text{ mm}$ , der lichte Abstand zwischen den Balken  $1000 \text{ mm}$ . Die Betongüte betrug zum Zeitpunkt der Prüfung im Alter von rd. 12 Wochen nach Lagerung in einer Werkhalle rd. C 35/45.

### 3.6.3 Prüfanordnung und –durchführung

Die jeweils zwei Balken wurden auf den Brandschutzwänden der Brandkammer statisch bestimmt und gegen Kippen gesichert aufgelagert sowie mit  $150 \text{ mm}$  dicken Porenbetonplatten als horizontaler Raumabschluss abgedeckt. **Bild 53** zeigt die Belastungseinrichtung.



Bild 53: Belastungseinrichtung oberhalb der Brandkammer

Die Balken wurden unter Berücksichtigung des Eigengewichtes insgesamt so belastet, dass gemäß DIN 4102-22: 2004 [60] rd. 70 % des Bemessungsmomentes  $M_{Ed}$  erreicht wurden. Das waren (inkl. Eigengewicht sowie Gewicht von Porenbetonabdeckung und Belastungseinrichtung) je Last-Einleitungspunkt 4,37 kN (Versuch A für F90) und 4,60 kN (Versuch B für F60).

Neben den Temperaturen wurde bei jedem Balken getrennt die Durchbiegung in Balkenmitte gemessen.

### 3.6.4 Ergebnisse

#### 3.6.4.1 Versuch A für Feuerwiderstandsklasse F90

Die Tragfähigkeit des Balkenpaares (F90) blieb über 64 Minuten trotz Biege- und Schubrisse voll erhalten. Die Durchbiegungen erreichten 58 bis 60 mm (rd. 1 mm vor Brandbeginn). Danach versagte der Balken vom Typ M spontan. Die Temperaturen an der Hülsenunterseite betragen zu diesem Zeitpunkt zwischen 290 und 450°C. Bis zum Versagen wurden die zulässigen Durchbiegungsgeschwindigkeiten von maximal 1,25 cm/Minute eingehalten. Den Bruch in Balkenmitte mit aus den Hülsen ausgerissenen Betonstählen zeigen die **Bilder 54a und 54b**.



Bild 54a: Bruch in Balkenmitte (F90) {bei (F60) etwa vergleichbares Bild}



Bild 54b: Versagte Klebestöße aus dem Beton ausgebaut (F90)

Die an den Hülsen ermittelten Temperaturen sind in folgendem **Bild 55** dargestellt:

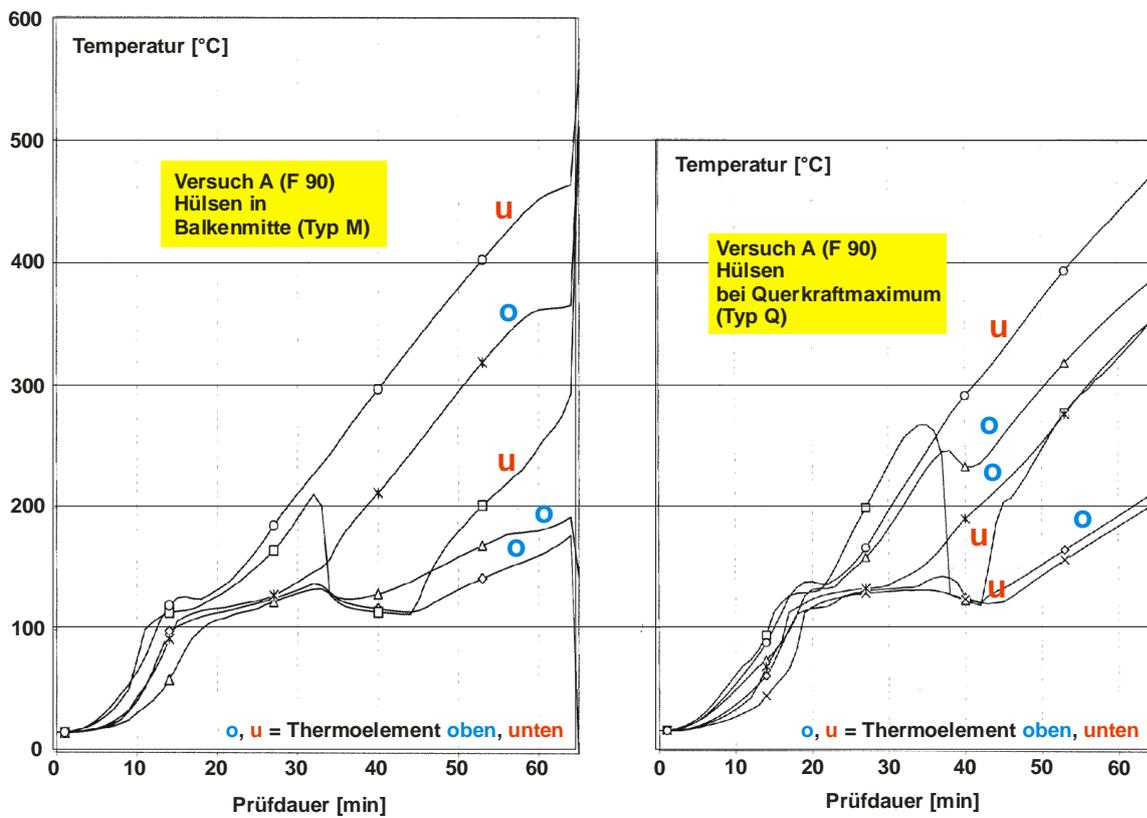


Bild 55: Temperaturverlauf an den Hülsen in Feldmitte und am Querkraftmaximum (F90)

### 3.6.4.2 Versuch B für Feuerwiderstandsklasse F60

Die Tragfähigkeit des Balkenpaares (F60) blieb über 56 Minuten trotz Biege- und Schubrisse voll erhalten. Die Durchbiegungen erreichten 68 mm (beide Balken gleich; Durchbiegung vor Brandbeginn rd. 1 mm). Danach versagte der Balken vom Typ M spontan. Die Temperaturen an der Hülsenunterseite betragen zu diesem Zeitpunkt zwischen 410 und 520°C. Bis zum Versagen wurden auch hier die zulässigen Durchbiegungsgeschwindigkeiten von maximal 1,25 cm/Minute eingehalten. Den Bruch in Balkenmitte mit aus den Hülsen ausgerissenen und ausgebauten Betonstählen zeigt **Bild 56**.



Bild 56: Versagte Klebestöße aus dem Beton ausgebaut (F60)

Die an den Hülsen ermittelten Temperaturen sind in folgendem **Bild 57** dargestellt:

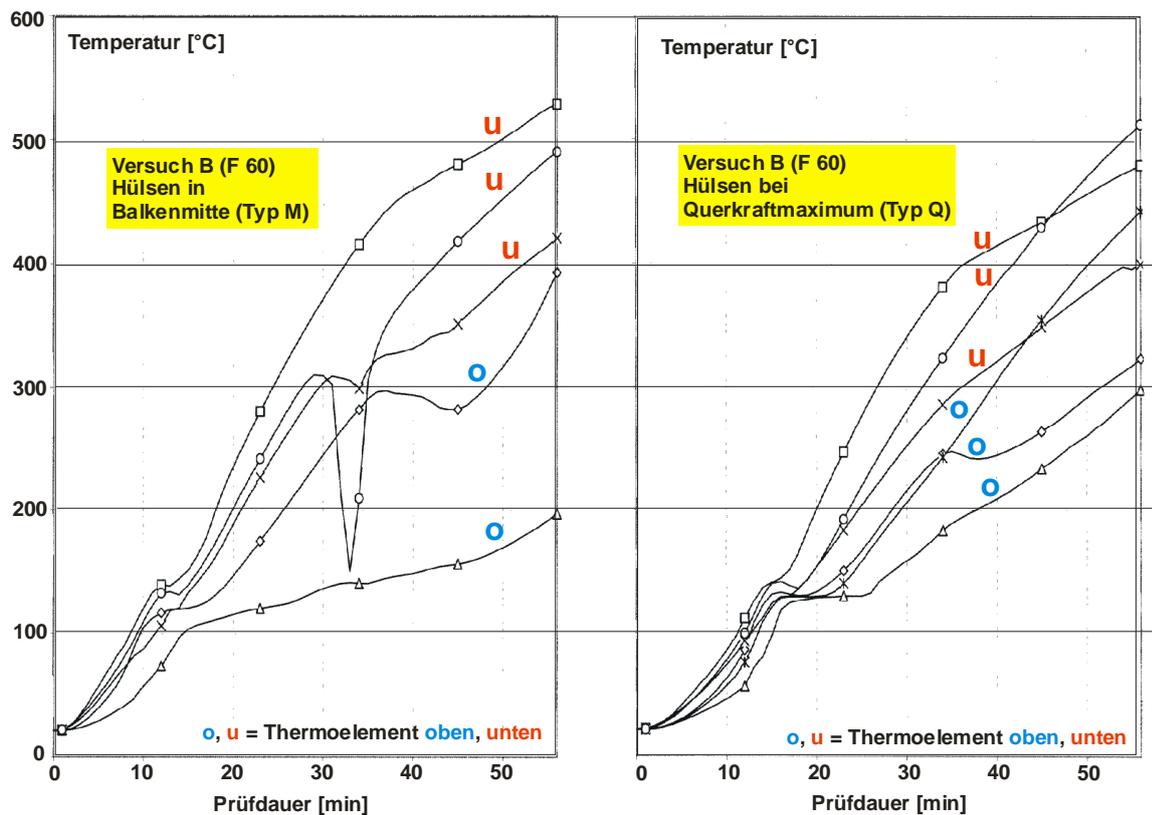


Bild 57: Temperaturverlauf an den Hülsen in Feldmitte und am Querkraftmaximum (F60).

### 3.6.5 Rest-Tragfähigkeit von noch intakten Klebestößen/ Klebestoßhälften

Alle Klebestöße wurden schonend aus dem Beton ausgebaut. Die Klebestoßhälften aus den Balkenmitten (krumme Hülsen vorsichtig gerade gebogen und Betonstahl in leere Hälfte eingegossen) wie die noch beidseitig ungeschädigt erschienenen Klebestöße aus den Balken vom Typ Q wurden dann im Zugversuch bei rd. 20°C geprüft, **Tabelle 10**. Es zeigte sich, dass z.T. kaum Festigkeitseinbußen entstanden waren. Die größte Einbuße betrug 19% gegenüber der Betonstahlfestigkeit, obwohl die erlittenen Temperaturen hier nicht am größten waren.

Nach der Bestimmung der Resttragfähigkeiten wurden die Hülsen längs aufgesägt, um eventuelle Verpressfehler erkennen zu können. Es wurden keine besonderen Auffälligkeiten bemerkt, d.h. die im Labor eingerüttelten Stahlschrotpackungen und die nachträglichen Verpressungen waren weitgehend gut gelungen.

Tabelle 10: Resttragfähigkeiten von im Brandversuch erhitzten Klebestößen im Vergleich zum Betonstahl (etwa gleich wie nicht erhitzte Klebestöße)

Feuerwiderstands-klasse	Hülsen-bezeichnung	max. Temperatur bei Brandversuch [°C]	Resttrag-fähigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Spannungsvergleich mit BSt gleicher Charge [%]
F90	M4	290	631	2,3
	M5	190	597	-3,2
	M6	405	580	-6,0
	Q10	430	593	-3,9
	Q11	375	590	-4,4
	Q12	290	615	-0,3
F60	M1	520	609	-1,3
	M2	410	633	2,6
	M3	490	541	-12,3
	Q7	510	540	-12,5
	Q8	400	499	-19,1
	Q9	470	582	-5,7

Vergleichswerte	max. Bruchspannung [N/mm <sup>2</sup> ]
BSt gleicher Charge	617
Prepact-Verfahren (c2), 20°C	612

### 3.6.6 Bewertungen

Die Feuerwiderstandsklasse F60 wurde fast erreicht, F90 wurde relativ weit verfehlt. Die ertragenen Temperaturen lagen jedoch erstaunlich hoch.

Die in den nachfolgenden Untersuchungen zu den Rest-Tragfähigkeiten der im Brandversuch beanspruchten Klebestöße ergaben dennoch nur geringe Festigkeitseinbußen. Daraus lässt sich folgern, dass das Versagen im Brandversuch mit der Kunststoffverweichung und einer daraus folgenden „Schmierung“ der Kugelpackung in Zusammenhang stehen dürfte. Möglicherweise hätte sich ein kantiger Schrot besser verhalten (wahrscheinlich auf Kosten der Verpressbarkeit) oder ein mit feinem Gesteinsmehlmehl versetztes Kunstharz hätte die „Schmierung“ verhindert.

#### 4 Zusammenfassung, Folgerungen und Ausblick

Das Verbinden/ Stoßen von Betonstahl durch mechanische Verbindungselemente ist in Deutschland nach DIN 1045 erlaubt und wird international in der Praxis häufig eingesetzt. Wegen ungünstiger Eigenschaften solcher Verbindungen (Schlupf mit der Folge von Betonrissen; stark vermindertes Ermüdungsverhalten bei Dauerschwingbeanspruchung) wurde mit dieser Forschungsarbeit der Idee nachgegangen, Betonstähle in innen profilierte Stahlhülsen mit schnell abbindendem Kunstharzmörtel einzukleben. Für die beiden genannten Nachteile bei herkömmlichen Verbindungen wurden hiermit günstigere Eigenschaften erwartet, wobei angestrebt wurde, die volle Betonstahlfestigkeit übertragen zu können.

Ein solcher Verbund zu Betonstahl ist bezüglich der Kraftübertragung sehr ähnlich wie bei Klebe-/ Verbundankern /-dübeln wie auch bei heute bereits bauaufsichtlich zugelassenem Einkleben von Betonstahl in Bohrungen im Beton. Deshalb konnte eine Reihe von Kenntnissen aus diesen Bereichen aus der Literatur entnommen werden. Als bedeutend erweist sich wegen der Wärmeempfindlichkeit von Kunststoffen der Einfluss erhöhter Temperaturen, was insbesondere das Kriechen und u.U. verminderte Zeit-/ Dauerstandfestigkeiten betrifft. Dazu und bezüglich damit zusammenhängender Aspekte wurde als Grundlage einer angestrebten Anwendung von geklebten Betonstahlstößen die internationale Literatur ausgewertet.

Zur Einwirkung erhöhter Temperaturen gehört auch das Verhalten unter Brandeinwirkung.

Zur experimentellen Erforschung einer solchen Verbindungsart stand ein neu entwickeltes System aus der Industrie, zunächst kombiniert mit einem bereits bauaufsichtlich zugelassenen Reaktionsharzmörtel, zur Verfügung. Wegen einer festgestellten sehr hohen Nachgiebigkeit dieses Mörtels, vor allem bei Wärmeeinwirkung, wurden eigene Entwicklungen von geeigneteren Mörteln vorangetrieben. Als vielversprechend erwies es sich, den Spalt zwischen Betonstahl und Stahlhülse mit Stahlschrot zu füllen und den verbliebenen Hohlraum mit Kunstharz zu verpressen (im Betonbau als „Prepact-Verfahren“ bekannt). Auf diese Weise kann der erforderliche Korn-zu-Korn-Kontakt erreicht werden und das Polymer ist theoretisch lediglich zur Fixierung nötig, was sich darin zeigte, dass so auch ohne Kunstharz die Betonstahlfestigkeit ausgenutzt werden kann. Maßnahmen, die dieses Verfahren baustellentauglich machen, stehen allerdings noch aus.

An den im Labor verklebten Verbindungen wurden die Kurzzeit-Zugfestigkeiten und der Schlupf sowohl bei Raumtemperatur als auch in der Wärme (bis 80°C) ermittelt. Ferner wurden Dauerstandversuche gefahren, bei denen das Kriechen gemessen wurde. Die anfangs ebenfalls angestrebte Ermittlung von Zeit-/ Dauerstandfestigkeiten ergaben bisher keine Ergebnisse, weil noch keine Brüche erzeugt wurden. Im Wesentlichen wurde festgestellt, dass der anfänglich eingesetzte, bauaufsichtlich zugelassene Mörtel wegen eines zu großen Schlupfes (beim Kurzzeit-Zugversuch wie auch durch Kriechen jeweils bereits bei Raumtemperatur, in der Wärme erst recht) ungeeignet ist. Ein vom Reaktionsharzmörtel-Hersteller weiter entwickelter Sondermörtel mit größerem Quarz-Zuschlag ergab zwar ein etwas günstigeres Verhalten, jedoch im Vergleich zur verpressten Stahlschrot-Packung immer noch unbefriedigende Ergebnisse.

Bei der Auswertung der Kriechversuchsergebnisse zeigte sich, dass der Approximationsansatz nach Norton/ Bailey recht gut zutrifft. Eine leichte Abhängigkeit des Steigungsexponenten u.a. von der Temperatur kommt möglicherweise noch dazu.

Mit dem anfangs eingesetzten Mörtel wurden auch Dauerschwingversuche durchgeführt. Die Ergebnisse (Wöhler-Linie) zeigten das für ungestoßenen Betonstahl zu erwartende Verhalten. D.h. von der gewünschten Verbesserung gegenüber herkömmlichen Verbindungen kann ausgegangen werden. Es besteht kein Zweifel, dass dieses Verhalten auch bei anderen Mörteln, z.B. bei der verpressten Stahlschrot-Packung so gegeben ist.

Aus Verbindungen mit verpresster Stahlschrot-Packung wurden zwei Paare von Stahlbetonbalken hergestellt, die in zwei Brandversuchen bis zum Bruch geprüft wurden (MPA der TU Braunschweig). Die Zielvorgaben waren F60 und F90. Das Versagen stellte sich bei Temperaturen an der Klebehülse zwischen 400 und 500°C ein. Bei den zwei unterschiedlich gewählten Betondeckungen ergaben sich so Feuerwiderstandsdauern von knapp unter bzw. etwas über F60.

An den nicht im Brandversuch gebrochenen jedoch ebenfalls erhitzten Verklebungen wurden anschließend die Rest-Zugfestigkeiten ermittelt. Die Festigkeitseinbußen betragen erstaunlicherweise nur zwischen 0 und 19%.

-----

Als generelle Schlussfolgerung ergibt sich bisher, dass die Realisierung eines Klebestoßes von Betonstahl, wie er hier angedacht war, mit den z.Zt. gängigen Reaktionsharz-Mörteln, wie sie z.B. auch für Klebeanker/ -dübel verwendet werden, nicht machbar ist. Der Hauptgrund sind die

insbesondere bei höheren Temperaturen (z.B. schon bei Sonneneinstrahlung) auftretenden Kriechverformungen unter Zugbelastung. Sie würden eine zu starke Rissbildung im Beton verursachen.

Eventuell ließen sich noch Verbesserungen dadurch erreichen, dass z.B. die Stoßlänge deutlich vergrößert wird und gleichzeitig die Muffen-/ Hülsenform so angepasst wird, dass die Rissbildung im Beton über größere Länge verteilt wird, um die Rissbreiten begrenzen zu können. Eine deutlich begrenzte Feuerwiderstandsdauer erscheint aber dennoch kaum verhinderbar.

Wie aus den Untersuchungen ersichtlich wurde, ist diesbezüglich von besonderer Bedeutung, wie gut und wie sicher der Korn-zu-Korn-Kontakt im Klebemörtel aktivierbar ist, wobei die Körner selbst nicht nachgeben dürfen, z.B. infolge zu geringer Eigenfestigkeit. Der bei den durchgeführten Untersuchungen eingesetzte Stahlschrot erscheint als möglicher Lösungsweg. Eventuell ist hier eine nicht-kugelige Form sogar noch günstiger, was noch zu prüfen wäre. Der Kleber selbst, d.h. das Reaktionsharz darf also nur zur Lagefixierung angesetzt werden und sollte nicht als „Schmierstoff“ zwischen den Körnern wirken, was insbesondere im Brandfall von Bedeutung sein dürfte. Weit vielversprechender wären hier sicher anorganische Kleber/ Feinstmörtel, wenn sie mit ausreichend hoher Geschwindigkeit erstarren/ erhärten würden. Nicht allzu abwegig erscheint auch ein Verguss mit einer bei nicht zu hoher Temperatur schmelzbaren Metalllegierung, was bei Seilverankerungen schon realisiert wurde.

Das baustellengerechte Herstellen einer Korn-zu-Korn-Packung in einem engen Spalt dürfte jedoch ein großes Problem sein. Genau hier müssten deshalb zunächst weitere Entwicklungen ansetzen. Wenn diesbezüglich ein praktikables Verfahren bestehen würde, hätte die Klebeverbindung von Betonstahl Zukunftschancen.

Aus den Untersuchungsergebnissen können auch für andere Bereiche wertvolle Anregungen entnommen werden, insbesondere für die Verankerung von Betonstahl oder Dübeln in z.B. Beton.

## 5 Literaturverzeichnis

- [1] DIN 1045: 2008: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [2] Rußwurm, D.; Martin, H.: Betonstähle für den Stahlbetonbau. Bauverlag BV GmbH.
- [3] Vollprecht, H.: Schweißaufsicht Betonstahlschweißen. Schweißtechnische Versuchs- und Lehranstalt, SLV München.
- [4] DIN 4099-1/-2:2003-08: Schweißen von Betonstahl. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [5] DIN EN ISO 17660: Schweißen von Betonstahl. Deutsche Fassung EN ISO 17660-1/-2:2006-12, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [6] Mechanische Verbindungen: Arbeitsblatt 12; Ausgabe 2002-01 ISB Institut für Stahlbetonbewehrung e.V.
- [7] Deutsches Institut für Bautechnik DIBt: Grundsätze für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen von mechanischen Betonstahlverbindungen. DIBt (05/2007), Berlin.
- [8] Verzeichnis der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen: Sachgebiet: Verbindungen und Verankerungen, DIBt, Stand 14.01.2010.
- [9] DIN EN 1504-6:2006-11: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken - Definitionen, Anforderungen, Qualitätsüberwachung und Beurteilung der Konformität - Teil 6: Verankerung von Bewehrungsstäben.
- [10] ETAG 001 - Leitlinie für die europäische technische Zulassung für Metalldübel zur Verankerung im Beton; Teile 1 bis 3: veröffentlicht im Bundesanzeiger Nr. 95a vom 26. Mai 1998 und Sonderheft Nr. 16 vom 31. Dezember 1997 der Mitteilungen des Deutschen Instituts für Bautechnik; Teil 4: veröffentlicht im Bundesanzeiger Nr. 105a vom 11. Juni 1999; Teil 5: veröffentlicht im Bundesanzeiger Nr. 49a vom 12. März 2003; Teil 6: veröffentlicht im Bundesanzeiger Nr. 167a vom 4. September 2004.
- [11] EOTA Technical Report TR 023 - Assessment of post-installed rebar connections; Ausgabe November 2006; veröffentlicht unter [www.eota.eu](http://www.eota.eu).
- [12] Wisser, E.: Bewehrungsanschluß mit eingemörtelten Bewehrungsstäben. 4. Massivbauseminar Biberach (1995), Band 79.
- [13] Eligehausen, R.; Spieth, H.A.; Sippel, T.: Eingemörtelte Bewehrungsstäbe – Tragverhalten und Bemessung. Beton- und Stahlbetonbau 94 (1999), Heft 12, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG.

- [14] Spieth, H.A.: Tragverhalten und Bemessung von eingemörtelten Bewehrungsstäben, Dissertation, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Stuttgart, 2002.
- [15] Pöhlmann, M.: Thermisch härtende Polymerverbundmaterialien als Basis für neue Befestigungssysteme. Dissertation 2006, Technische Universität Dresden.
- [16] Gropper, H.; Gabriel, K.: Zur Verankerung von Faserbündeln und Stahldrahtseilen in Stahlhülsen mit Kunstharzverguß. Bauingenieur 62 (1987) 293-304.
- [17] Feistel, G.: Bewehrungsanschlüsse mit nachträglich eingemörtelten Bewehrungsstäben. DIBt Mitteilungen 6/2007, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KG.
- [18] Hilti Deutschland GmbH: Bewehrungsanschluss mit Hilti-Injektionsmörtel HIT-HY 150. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-21.8-1648, Berlin, 01.12.2004.
- [19] Kunz, J.; Cook, R.A.; Fuchs, W.; Spieth, H.A.: Tragverhalten und Bemessung von chemischen Befestigungen. Beton- und Stahlbetonbau 93 (1998), Heft 1 u. 2, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, Berlin.
- [20] Rehm, G.; Eligehausen, R.; Mallee, R.: Befestigungstechnik. Betonkalender 1988, T. 11, S.569-663, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, GmbH & Co. KG, Berlin. Artur Fischer GmbH & Co. KG: Fischer FHB 11. Arbeitsanweisung, Waldachtal, 07/2005.
- [21] Artur Fischer GmbH & Co. KG: Fischer FHB 11. Arbeitsanweisung, Waldachtal, 07/2005.
- [22] Artur Fischer GmbH & Co. KG Fischer FIS EM 390 S u. 1199 S Arbeitsanweisung, Waldachtal, 09/2006.
- [23] Eriksson, O.: The Sleeve Method of Splicing Reinforcing Bars. Volume 4, 1960, S. 136-147 Ingenieren – International Edition, Kopenhagen.
- [24] Eriksson, O.: Sleeve Method of Splicing Reinforcing Bars. Proceedings V. 59, Nr. 5, Mai 1962, S. 723-729 Journal of the American Concrete Institute.
- [25] König G.; Gandler, R.: Die Betonstahlverbindung 'Mörtelmuffenstoß' – Teil 1. Betonwerk - Fertigteiltechnik, Heft 1/1986, Bauverlag BV GmbH.
- [26] König, G.; Gandler, R.: Die Betonstahlverbindung 'Mörtelmuffenstoß' – Teil 2. Betonwerk - Fertigteiltechnik, Heft 2/1986, Bauverlag BV GmbH.
- [27] YEE, A.A.: NMB Splice Sleeve Systems. Prospect: Splice Sleeve Japan Ltd., Tokio.
- [28] Engineering Developments in the USSR: Civil Engineering and Public Works Review. June 1964, S. 701.
- [29] Gandler, R.: Experimentielle und theoretische Untersuchung zum Tragverhalten der Betonstahlverbindung 'Mörtelmuffenstoß'. Dissertation 1984, Technische Hochschule Darmstadt.

- [30] McDermott, J.F.: Mechanical Connections of Reinforcing Bars. ACI Structural Journal V.88, No. 2, Committee Report 439.3R-91, April 1991, ACI American Concrete Institute.
- [31] Rostásy, F.S.; Holzenkämpfer, P.; Hankers, Ch.: Geklebte Bewehrung für die Verstärkung von Betonbauteilen. Betonkalender 1996, T. 11, S.547-576, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, Berlin.
- [32] Stahlton AG: Verstärkung von Tragkonstruktionen. PDF-Datei, [www.stahlton.ch](http://www.stahlton.ch).
- [33] Klees, M.: Sachstandsbericht zur Bemessung von Bauteilen mit Klebeverstärkung. Diplomarbeit 2004, Technische Universität Kaiserslautern.
- [34] Borchert, K.: Zeit- und temperaturabhängiges Systemverhalten von Klebebewehrung. Tagungsband zum 45. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschuss für Stahlbeton, 2005, München.
- [35] Ehrenstein, G. W.; Pongratz, S.: Beständigkeit von Kunststoffen, Band 1, München, 2007.
- [36] Hülder, G.: Zur Aushärtung kalthärtender Reaktionsharzsysteme für tragende Anwendungen im Bauwesen. Dissertation Universität Erlangen-Nürnberg, 2008.
- [37] Wieser, J.: Zum Deformationsverhalten thermoplastischer Kunststoffe unter ein- und mehrachsigen Beanspruchungen, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1999.
- [38] Lehr, B.: Tragverhalten von Verbunddübeln unter zentrischer Belastung im ungerissenen Beton – Gruppenbefestigungen und Befestigungen am Bauteilrand, Dissertation, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Stuttgart, 2002.
- [39] Dallner, C.: Thermo-mechanische Einsatzgrenzen von Kunststoffen. Dissertation. Universität Erlangen, 2008.
- [40] Smith, K.J.: Compression creep of a pultruded E-Glass/Polyester Composite at elevated service temperature. Masterthesis. Georgia Institute of Technology, USA, 2005.
- [41] Dasgupta, Li: Failure-Mechanism Models and Creep Rupture, IEEE Transactions on Reliability 42, Heft 3, 1993.
- [42] Hristova, J.; Valeva, V.; Ivanova, J.: Aging and filler effects on the creep model parameters of thermoset composites, Composites Science and Technology 62, 2002.
- [43] Bennett, E.A.: Influence of Creep on the Stability of Pultruded E-Glass/ Polyester Composite Columns at elevated service Temperatures, Georgia Institute of Technology, 2005.
- [44] DIN 53768: Extrapolationsverfahren für die Bestimmung des Langzeitversagensverfahrens von glasfaserverstärkten Kunststoffen(GFK). DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.

- [45] DIN EN ISO 9080:2003: Kunststoff-Rohrleitungs- und Schutzrohrsysteme - Bestimmung des Zeitstand-Innendruckverhaltens von thermoplastischen Rohrwerkstoffen durch Extrapolation. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [46] Sarabi, B.: Das Anstrengungsverhalten von Polymerwerkstoffen infolge ein- und zweiachsigen Kriechens, Dissertation, Institut für Werkstofftechnik der Universität GH-Kassel, Kassel, 1984.
- [47] Ocel, J. M.; Hartmann, J.; Fuchs, P.: I-90 Seaport Portal Tunnel Partial Ceiling Collapse Investigation: Sustained Load Behavior of Powers Fasteners Power-Fast+ Adhesive Anchors. Federal Highway Administration Turner-Fairbank Highway Research Center Report, Boston, Massachusetts, USA, 2007.
- [48] Eligehausen, R.; Silva, J.F.: The Assessment and Design of adhesive anchors in concrete for sustained loading. Quelle: Firma Hilti USA, 7. Januar 2008.
- [49] Eligehausen, R.; Mallee, R.; Silva, J.F.: Anchorage in Concrete Construction. Berlin: Ernst & Sohn, 2006. - ISBS-13 978-3-433-01143-0.
- [50] Fuchs; Eligehausen, R.: Zum Kriechverhalten von Verbunddübeln unter Zugbeanspruchung, Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. H. W. Reinhardt, Stuttgart, 1999.
- [51] Fatemi, Plaseied: Deformation response and constitutive modelling of vinyl ester polymer including strain rate and temperature effects, Journal of Materials Science 43, Heft 4, 2007.
- [52] Dharmarajam, N.: Flexural creep behavior of polymer concrete systems. Dissertation. Rice University, Houston Texas, USA, 1987.
- [53] Lang, G.: Festigkeitseigenschaften von Verbundanker-Systemen, Bauingenieur, 55. Jahrgang, 1979.
- [54] ETAG 001 – Teil 5: Verbunddübel, Leitlinie für die Europäische Technische Zulassung für Metalleinlagen zur Verankerung im Beton, Ausgabe März 2002, 2003.
- [55] Artur Fischer GmbH & Co. KG: Fischer Highbond – Anker FHB. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-21.3-1707 Berlin, 20.03.2001.
- [56] Artur Fischer GmbH & Co. KG: Fischer Highbond – Anker FHB 11. Europäische Technische Zulassung ETA-05/0164, Europäische Technische Zulassung ETA-05/0165, Europäische Technische Zulassung ETA-05/0166 Berlin, 07/08.09.2005.
- [57] DIN 4102-2:1977-09: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [58] Prüfbericht Nr.: 3148/479/08: „Prüfung von vier statisch bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken in Verbindung mit einer geklebten Betonstahlverbindung auf Brandverhalten nach DIN 4102-2 : 1977-09 zur Ermittlung der

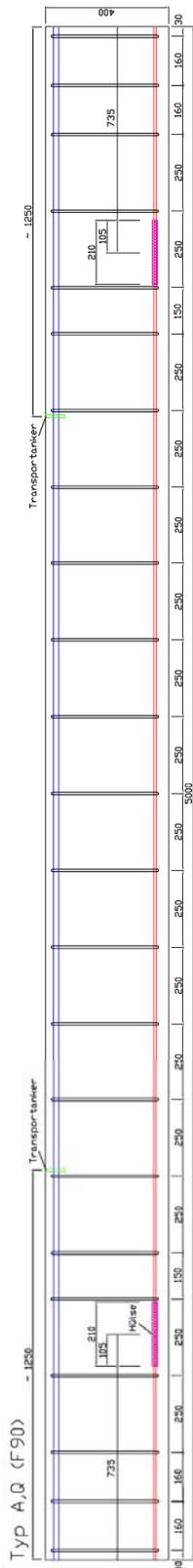
Feuerwiderstandsdauer bei einer 3-seitigen Brandbeanspruchung“. MPA der TU Braunschweig, 03.04.2009.

- [59] DIN 4102-4:1994-03: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.
- [60] DIN 4102-22 : 2004-11: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 22: Anwendungsnorm zu DIN 4102-4 auf der Bemessungsbasis von Teilsicherheitsbeiwerten. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin Beuth Verlag GmbH.

## Anhang Details zu den Brandversuchen

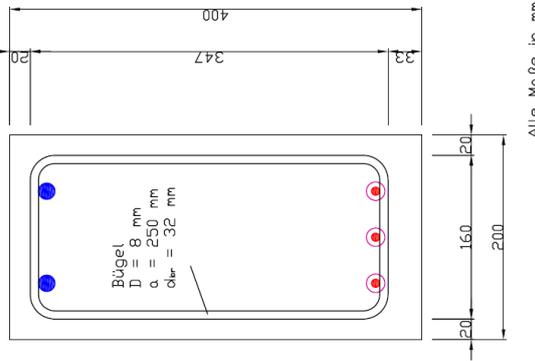
### 1 Werkpläne zu den Stahlbetonbalken

#### 1.1 Typ Q für Versuch A (F90)

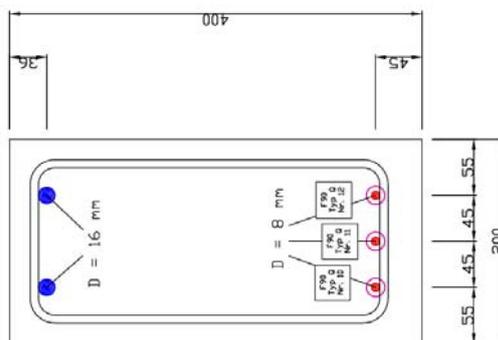


Am Tag der Brandprüfung ermittelte Betongüte:  
C35/45

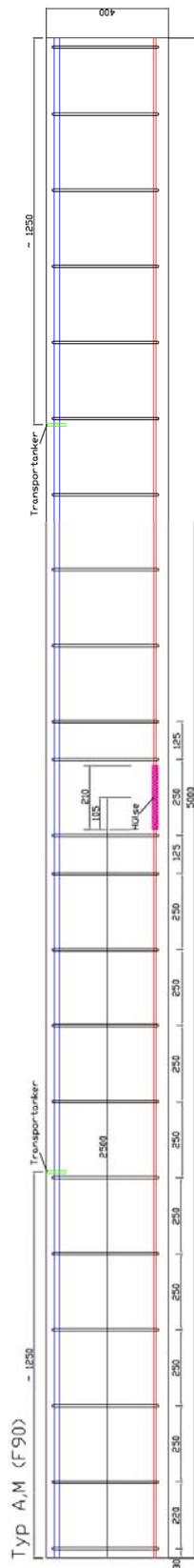
Betondeckung der Bügelbewehrung



Querschnitt und Achsabstände der Längsbewehrung

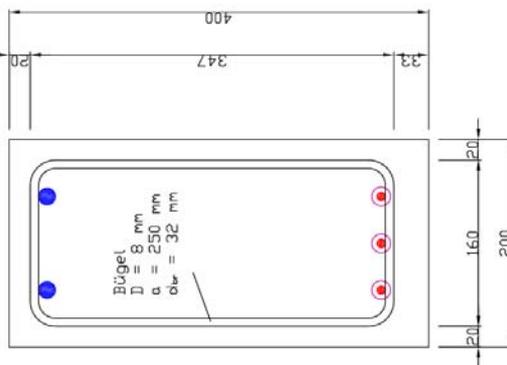


## 1.2 Typ M für Versuch A (F90)



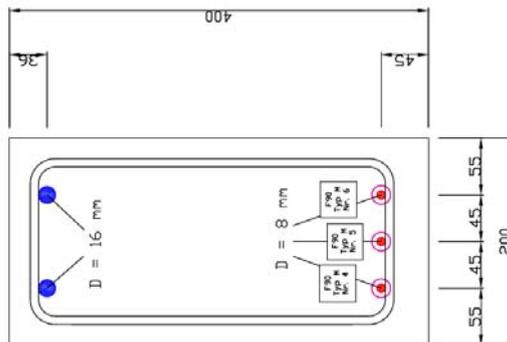
Am Tag der Brandprüfung ermittelte Betongüte:  
C35/45

Betondeckung der Bügelbewehrung

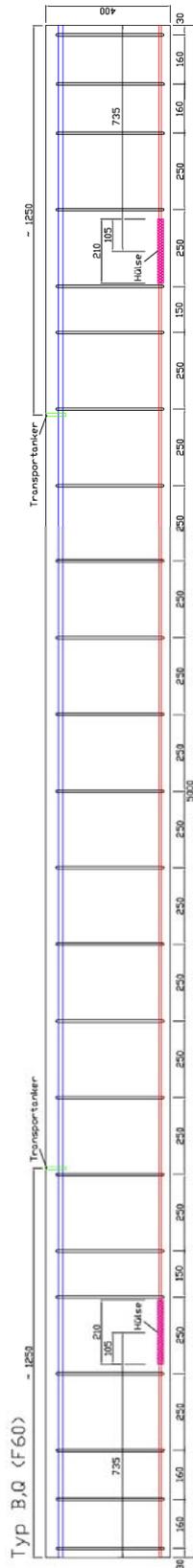


Alle Maße in mm

Querschnitt und Achsabstände der Längsbewehrung

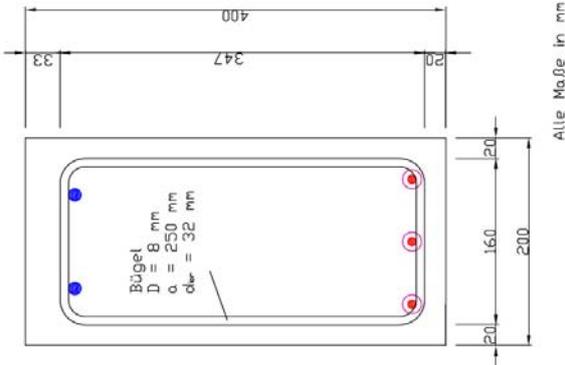


### 1.3 Typ Q für Versuch B (F60)



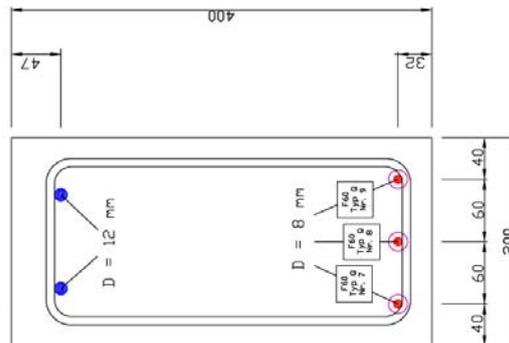
Ermittelte Betongüte am Tag der Brandprüfung:  
C35/45

Betondeckung der Bügelbewehrung

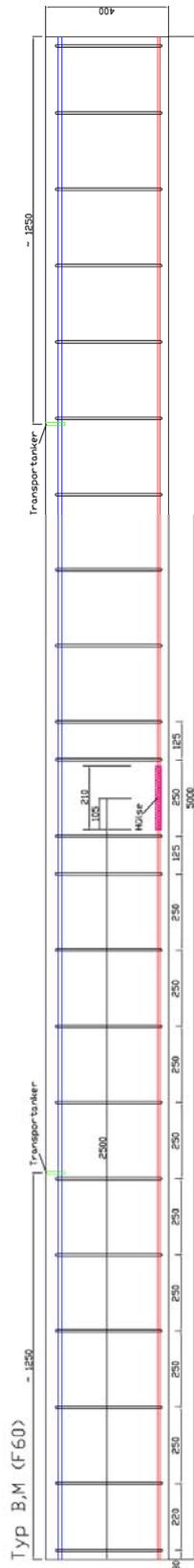


Alle Maße in mm

Querschnitt und Achsabstände der Längsbewehrung

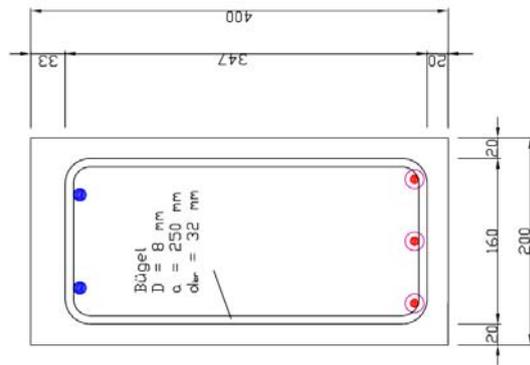


### 1.4 Typ M für Versuch B (F60)



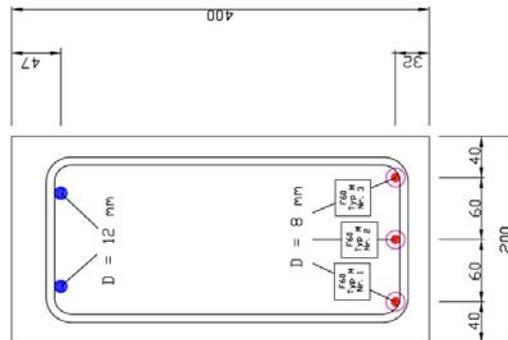
Ermittelte Betongüte am Tag der Brandprüfung:  
C35/45

Betondeckung der Bügelbewehrung



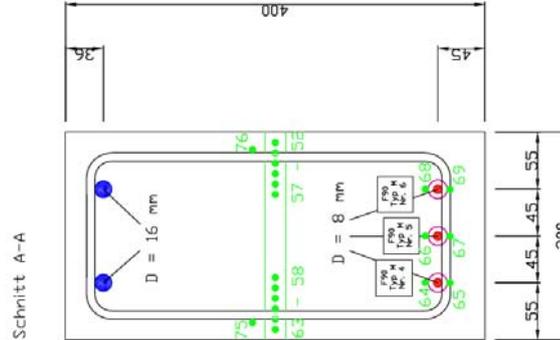
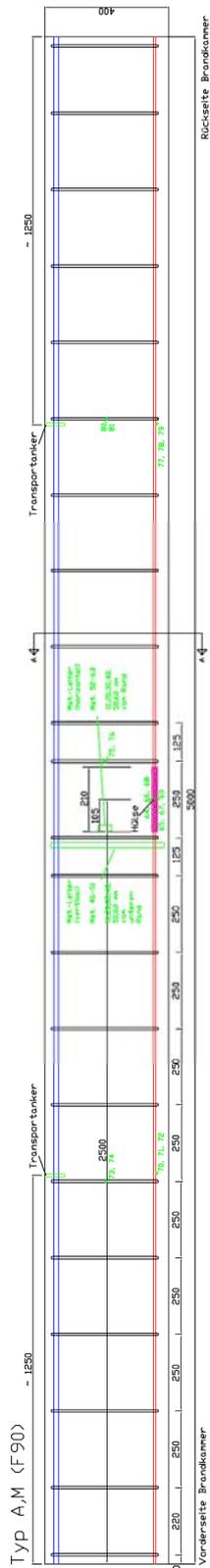
Alle Maße in mm

Querschnitt und Achsabstände der Längsbewehrung



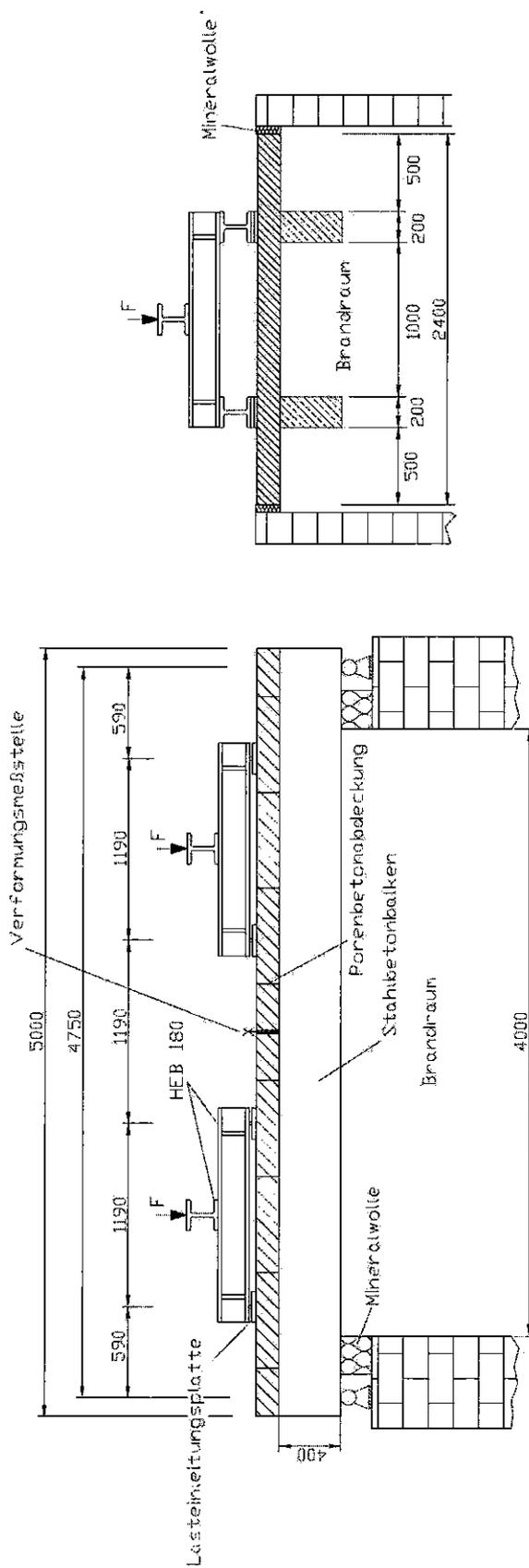
## 2 Anordnung der Thermolemente

### 2.1 Temperaturmessstellen Versuch A, Balken Typ M (F90)





### 3 Prüfanordnung



Maße in mm