

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**ZUM TRAGVERHALTEN VON VERANKERUNGEN
FÜR HOCHFESTE STÄBE AUS GLASFASERVERBUNDWERKSTOFF
ALS BEWEHRUNG IM SPANNBETONBAU**

von

BERNHARD KEPP

Heft 67

BRAUNSCHWEIG

1985

UB Braunschweig 84



2638-746-4

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**ZUM TRAGVERHALTEN VON VERANKERUNGEN
FÜR HOCHFESTE STÄBE AUS GLASFASERVERBUNDWERKSTOFF
ALS BEWEHRUNG IM SPANNBETONBAU**

von
BERNHARD KEPP



Heft 67

BRAUNSCHWEIG

1985

Diese Arbeit ist die vom Fachbereich für Bauingenieur-
und Vermessungswesen der Technischen Universität Braun-
schweig genehmigte Dissertation des Verfassers.

Eingereicht am 10.07.1984

Mündliche Prüfung am 23.11.1984

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. F.S. Rostásy

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. J. Scheer

V o r w o r t

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig.

Die Anregung hierzu erhielt ich durch die Bearbeitung verschiedener Projekte in den Bereichen Forschung und Materialprüfung. Herr Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy förderte die Arbeit durch stete Bereitschaft zu engagierter Diskussion, wofür ihm aufrichtig gedankt sei. Den Mitbericht übernahm Herr Prof. Dr.-Ing. J. Scheer. Auch ihm sei für die Durchsicht der Arbeit und die wertvollen Hinweise und Anregungen gedankt.

Bei der Durchführung der Versuche sowie deren zeichnerische und rechnerische Auswertung wurde ich durch zahlreiche Kollegen unterstützt. Stellvertretend für alle daran beteiligten Kollegen möchte ich den Herren Amelung, Dipl.-Ing. Klinkert und stud. ing. Heitmann Dank sagen sowie Frau Schroeder-Herrl dafür, daß sie das Schreiben des Manuskripts übernahm.

Braunschweig, im März 1985

Bernhard Kepp

I n h a l t

Seite

1	Einleitung	6
1.1	Zugelemente aus hochfesten Faserverbundwerkstoffen	6
1.2	Anforderungen an Verankerungen und Ziel der Arbeit	11
1.3	Übersicht über die Arbeit	12
1.4	Stand der Entwicklung von Verankerungen für Faserverbundwerkstoffe	14
2	Der Faserverbundwerkstoff des HLV-Stabes	22
2.1	Herstellung und Zusammensetzung	22
2.2	Mechanische Eigenschaften	23
2.2.1	Richtungsabhängige Festigkeits- und Verformungseigenschaften	23
2.2.2	Mechanisches Langzeitverhalten des Faserverbundwerkstoffs	31
3	Vergußmörtel	35
3.1	Anforderungen an den Vergußmörtel und seine Zusammensetzung	35
3.2	Der Härtungsvorgang	35
3.3	Das Festigkeits- und Verformungsverhalten unter Kurzzeitbeanspruchung	39
4	Das Verbundverhalten zwischen HLV-Stäben und Kunstharzmörtel	42
4.1	Der Adhäsionsmechanismus	42
4.2	Das Verbundverhalten von Verbindungen mit Polymerwerkstoffen	43
4.3	Das Kurzzeitverbundverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel	46
4.4	Das Verbundverhalten unter zyklischer Beanspruchung	49
5	Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von HLV-Verankerungen	52
5.1	Entwicklung einer HLV-Verankerung	52
5.1.1	Vorbemerkungen	52
5.1.2	Übertragbarkeit von Konstruktionsprinzipien der Spannstahlverankerungen auf HLV-Spannglieder	53
5.1.3	Überblick über die Entwicklung von HLV-Vergußverankerungen	58
5.2	Versuche an Einstab-Vergußverankerungen	65
5.2.1	Konstruktiver Aufbau der Einstabverankerung und Ziel der Versuche	65

	Seite
5.2.2 Einfluß der Verbundlänge auf Ankerkraft und Stabschlupf	67
5.2.3 Hülsendehnung und Verteilung der Verbund- spannungen	69
5.2.3.1 Ermittlung der Verbundspannungen.	69
5.2.3.2 Ergebnisse der Dehnungsmessungen.	70
5.2.4 Das Langzeitverhalten der Einstabveranke- rung	73
5.2.4.1 Statisches Langzeitverhalten	73
5.2.4.2 Verhalten der Verankerung bei dyna- mischer Beanspruchung	74
5.3 Versuche an Mehrstabvergußverankerungen	77
5.3.1 Ergebnisse der statischen Zugversuche	77
5.3.2 Verläufe der Hülsenlängsdehnung und Ver- bundspannungen	83
5.3.3 Das Langzeitverhalten der Verankerung	85
6 Rechnerische Ermittlung des Tragverhaltens von Ein- stab-Vergußverankerungen	90
6.1 Problemstellung	90
6.2 Berechnung mit der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes	91
6.2.1 Formulierung der Differentialgleichung	91
6.2.2 Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung	94
6.2.3 Bereichsweise Lösung der Differential- gleichung	98
6.2.4 Rechenergebnisse	98
6.2.4.1 Vorbemerkungen und Materialkenn- werte	98
6.2.4.2 Verlauf der Relativverschiebung, der Verbundspannung und der Stab- kraft	99
6.2.4.3 Ermittlung der maximalen Anker- kraft	99
6.2.4.4 Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerkraft im Bruchzustand	104
6.2.4.5 Einfluß der Dehnsteifigkeit der Hülse	105
6.2.4.6 Einfluß der Verankerungskraft auf die Verteilung der Verbundspannung	107
6.3 Ermittlung des Tragverhaltens der Einstabveranke- rung nach der Methode der Finiten Elemente	108
6.3.1 Vorbemerkungen	108
6.3.2 Elementtyp und Elementnetz	108

	Seite
6.3.3 Formulierung der Werkstoffgesetze . . .	109
6.3.4 Ergebnisse der Rechnung	109
6.3.4.1 Verläufe der Verbund- und Stabspannungen	111
6.3.4.2 Einfluß der Ankerkraft auf die Verbundspannungsverteilung . .	112
6.3.4.3 Einfluß der Lagerungsart auf die Verbundspannungsverteilung	113
7 Rechnerische Ermittlung des Tragverhaltens von Mehrstab-Vergußverankerungen.	115
7.1 Tragmodell der Mehrstabverankerung	115
7.2 Einfluß von Querpressungen auf das Verbundverhalten	122
7.2.1 Stand der Erkenntnisse	122
7.2.2 Druck-Schub-Untersuchungen	124
7.3 Durchführung der Berechnung	128
7.3.1 Vorbemerkungen und Materialkennwerte .	128
7.3.2 Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerkraft im Bruchzustand	131
7.3.3 Einfluß der Ankerkraft auf den Stabschlupf	131
8 Offene Probleme	134
9 Folgerungen für die praktische Anwendung	137
10 Zusammenfassung	139
11 Literaturverzeichnis	144

Bezeichnungen

soweit im Text nicht erläutert

1. Große Buchstaben

A_S, A_{GF}	Querschnittsfläche der Stahlhülse bzw. des GF-Stabes
B, C, D, E	Rechnungskonstante
D	Diagonalkraft
$E_G, E_H, E_{Hü}$	Elastizitätsmodul der Glasfaser, des Harzes bzw. der Hülse
EP	Epoxidharz
F	Kraft
F_T, F_N, F_{Sp}	Verbund-, Nennbruch-, Spanngliedkraft
GF	Glasfaserverbundwerkstoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
H	Horizontalkraft
K	Rechnungskonstante; Klemmkraft
L	Ankerlänge
N, N_g, N_u	Lastspielzahl, Grenzlastspielzahl, Bruchlastspielzahl
U	Umfang
UP	Ungesättigtes Polyesterharz

2. Kleine Buchstaben

a	Rechnungskonstante
d_{GF}, d_S	Durchmesser des GF-Stabes, des Stahlstabes
f_R	bezogene Rippenfläche
h	Höhe des Probekörpers
$l_{ü}, l_v$	Länge der Überlappung, des Verbundes

n	E-Modulverhältnis E_{GF}/E_S
m	Rechenvariable
p_r	Radialpressung
t, t_d	Zeit, Standzeit
t_v	Dicke der Verbundschicht
v	Relativverschiebung
x, x_o	Ankerkoordinaten

3. Griechische Buchstaben

β	Festigkeit
ϵ	Dehnung
σ_L, σ_N	Spannung in Längs-, in Querrichtung
μ	Reibungsbeiwert
	Flächenverhältnis A_{GF}/A_S
τ	Schub- bzw. Verbundspannung
τ_{ad}, τ_R	adhäsiver Verbund, Restverbund
τ_{um}	Mittelwert der Verbundspannung im Bruchzustand
τ_{mu}	Mittlere Verbundspannung im Bruchzustand (über Länge oder Umfang gemittelt)
$\bar{\tau}$	der Rechnung zugrundegelegte Verbundspannung
θ	Randwinkel
	Zentriwinkel

1. EINLEITUNG

1.1 Zugelemente aus hochfesten Faserverbundwerkstoffen

In den letzten Jahren wurden in großem Umfang Faserverbundwerkstoffe unterschiedlicher Zusammensetzung entwickelt. Sie bestehen meist aus hochfesten Fasern, die im allgemeinen in duroplastisches Reaktionsharz als Matrixwerkstoff eingebettet sind. Zur Faserherstellung werden Glas, Kohlenstoff oder Stahl verwendet. Darüber hinaus erlangen synthetische Fasern beispielsweise aus Polyamid (Aramid-Faser) in zunehmendem Maße Bedeutung. Die Matrix besteht im allgemeinen aus Epoxidharzen (EP-Harze) oder Ungesättigten Polyesterharzen (UP-Harze); in Sonderfällen werden auch Thermoplaste und metallische Werkstoffe wie Aluminiumlegierungen verwendet.

Dem Vorschlag von BRUNSCH [12] folgend, werden diese Werkstoffkombinationen, bei denen ein hoher Faseranteil zu einer dominierenden Rolle der Fasereigenschaften im Verbundwerkstoff führt, als Faserverbundwerkstoffe bezeichnet. Mit dieser Abgrenzung gegenüber den "faserverstärkten Kunststoffen" wird dem Sprachgebrauch im englischsprachigen Raum gefolgt, wo diese Werkstoffe als "fibre composites" oder kürzer als "composites", nicht aber als "fibre reinforced plastics" bezeichnet werden.

Faserverbundwerkstoffe finden in vielen technischen Bereichen in zunehmendem Maße Anwendung. Im Fahrzeug- und Apparatebau sowie in der Luft- und Raumfahrt werden aus ihnen tragende Bauteile gefertigt. Dabei werden sie nach anwendungsbezogenen Anforderungen ausgewählt, wobei sowohl ihre hohe Festigkeit bei geringem Gewicht als auch ihre Beständigkeit gegenüber korrosiven Einflüssen genutzt wird. Im Bauwesen werden hochfeste Fasern für tragende Bauteile bisher nur in geringem Umfang verwendet. Als Beispiele können Seile aus Aramidfasern zur Abspannung von Antennen oder zur Verankerung schwimmender Bohrhinseln [60] genannt werden. Zugelemente aus Kohlenstofffasern kommen aufgrund ihres vergleichsweise hohen Preises nur

in Sonderfällen zur Anwendung. Glasfaserverbundwerkstoffe werden für Felsanker zur Tunnelsicherung genutzt [10, 47]. In einem ersten Pilotprojekt wurde dieser Werkstoff zur Vorspannung eines kleinen Brückenbauwerks verwendet [62].

Einige mechanische Eigenschaften häufig genutzter Fasertypen sind in Bild 1.1 zusammengestellt. Die Zugfestigkeiten der darin aufgeführten Fasern weisen gegenüber den kompakten Ausgangsmaterialien zum Teil einen vielfachen Wert auf. So erreicht die Zugfestigkeit der Stahlfaser bis zu 2.700 N/mm^2 [24], ein Wert, der bei stabförmigen Proben größeren Durchmessers nicht erreicht wird. Die Ursache für die hohe Festigkeit liegt darin, daß Fasern geringere thermisch bedingte Eigenspannungen aufweisen, durch den Ziehprozeß kaltverfestigt werden und daß die ursprünglich polyederförmigen Körner durch die Umformung verstreckt werden (Ziehtextur). Zur Erklärung der hohen Festigkeit von Glasfasern wurden verschiedene Theorien aufgestellt. Nach KOSSIRA [27] bietet die sogenannte "Fehlstellentheorie" hierzu die beste Möglichkeit. Diese Theorie besagt, daß der

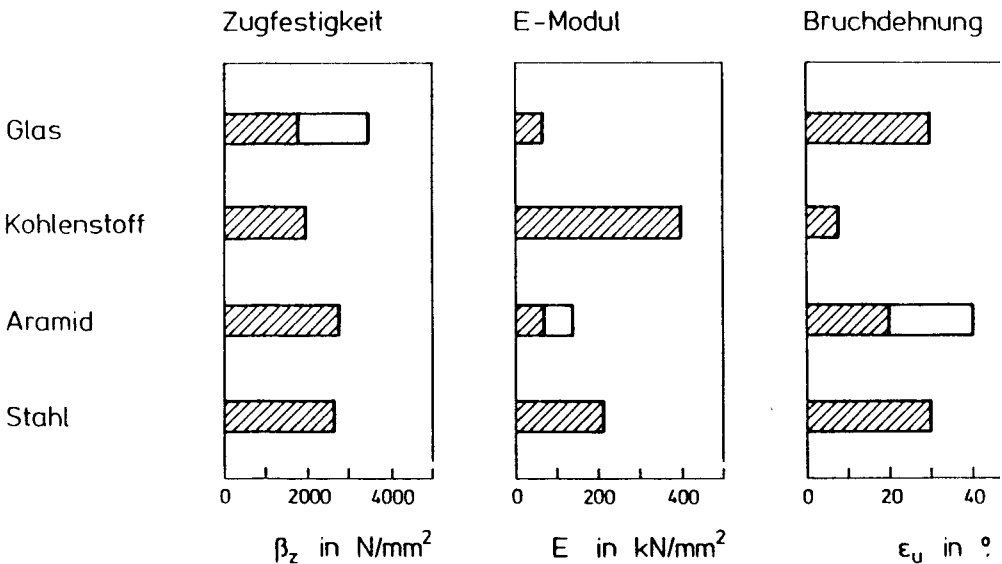


Bild 1.1: Mechanische Eigenschaften einiger Faserarten

Bruch der Faser unter Belastung durch produktionsbedingte Fehl- oder Kerbstellen auf deren Oberfläche eingeleitet wird. Eine hohe Faserfestigkeit ist demnach primär auf ihren fehlerstellenarmen Oberflächenzustand und weniger auf ihren geringen Durchmesser zurückzuführen.

In dieser Arbeit werden Eigenschaften des Glasfaserverbundwerkstoffs GF-UP angesprochen, die für dessen Verwendung als Spannbewehrung im Betonbau wichtig sind. Wie im Abschnitt 1.2 eingehend erläutert wird, steht dabei die Lösung der Verankerungsfrage bzw. das Tragverhalten eines bestimmten Verankerungssystems im Mittelpunkt. Daher soll zunächst das Festigkeits- und Verformungsverhalten des Werkstoffs unter statischer Kurzzeitbeanspruchung beschrieben werden. Gleichzeitig erfolgt eine wertende Gegenüberstellung mit den Eigenschaften eines Spannstahls. In Bild 1.2 sind die σ - ϵ -Linien eines Spannstahls der Güte St 1470/1670 und eines speziellen Verbundwerkstoffs mit der noch zu erläuternden Bezeichnung HLV dargestellt.

Beide Werkstoffe weisen eine Zugfestigkeit von $\beta_Z \sim 1600 \text{ N/mm}^2$ auf. Völlig unterschiedlich ist dagegen ihr Spannungs-Dehnungsverhalten: während der Stahl ein elastisch-plastisches Verhalten zeigt, bleibt der HLV-Werkstoff bis zum Bruch elastisch.

Durch die sehr unterschiedlichen E-Moduli weichen die Dehnungen bereits im Bereich der Gebrauchsspannungen deutlich voneinander ab. Ausgehend von der nach DIN 4227 zulässigen Spannstahlspannung von

$$\text{zul } \sigma_s = 0,55 \cdot \beta_Z = 0,55 \cdot 1670 = 918,5 \text{ N/mm}^2,$$

ergibt sich eine zugehörige Dehnung von $\epsilon_s = 4,5 \text{ ‰}$. Legt man den genannten Spannungswert auch für HLV als zulässig zugrunde, so ist damit eine Dehnung von $\epsilon_{\text{HLV}} = 17 \text{ ‰}$ verbunden. Die positive Konsequenz dieser großen Dehnung ist, daß Bauwerksverkürzungen aus Kriechen und Schwinden des Betons für die HLV-Spannbewehrung von untergeordneter Bedeutung sind.

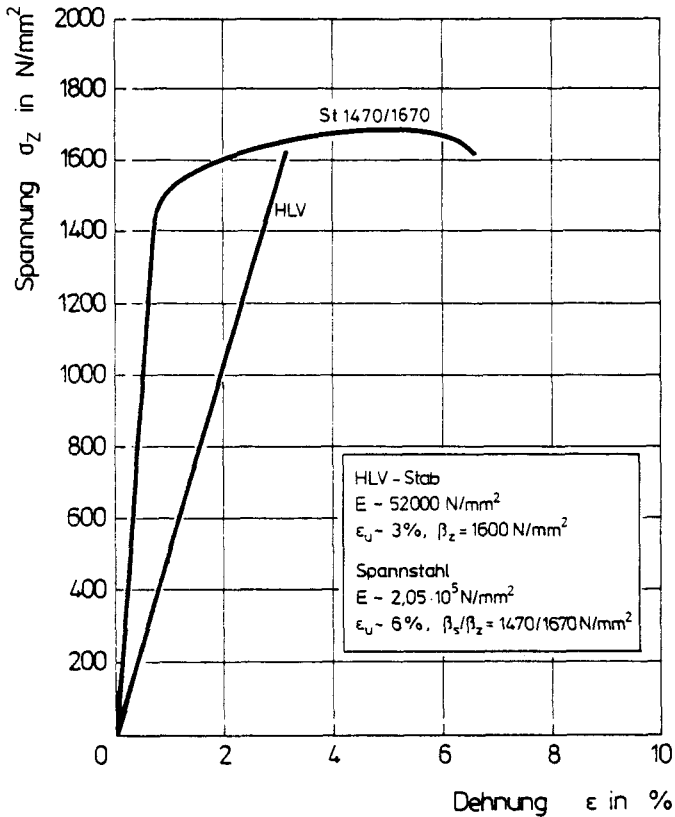


Bild 1.2: σ - ϵ -Linien von Spannstahl und Glasfaserverbundwerkstoff (HLV)

Auf nachteilige konstruktive Folgen, die sich aus den damit zusammenhängenden großen Spannwegen ergeben, soll hier noch nicht eingegangen werden. Zur Beurteilung der Bauwerkssicherheit ist das ausgeprägte Fließvermögen des Spannstahls anzusprechen, das dem HLV-Werkstoff völlig fehlt. Das plastische Verhalten des Stahls ist aus vielerlei Gründen vorteilhaft. Es gewährleistet nicht nur die warnende Vorankündigung des Bauteilversagens, sondern erlaubt außerdem bei statisch-

unbestimmten Tragwerken die Umlagerung von Schnittkräften aus überbeanspruchten Bereichen in jene mit Tragkraftreserven. Auch wenn das Fehlen dieser letztgenannten Eigenschaft beim HLV-Material einen Nachteil darstellt, der nur begrenzt durch das größere elastische Dehnungsvermögen ausgeglichen werden kann, so weisen die übrigen mechanischen Eigenschaften des HLV-Werkstoffs dessen grundsätzliche Eignung als Spannbewehrung nach. Ein eindeutiger Vorteil besteht in seiner Unempfindlichkeit gegenüber korrosiven Einflüssen: aufwendige Vorkehrungen bei der Lagerung auf der Baustelle sowie im unverpreßten Zustand im Bauteil können entfallen.

Der Gedanke, diesen Werkstoff für die Spannbetonbauweise einzusetzen, geht bereits auf das Jahr 1951 zurück [18]. Seit dieser Zeit wurden wiederholt Überlegungen angestellt, Glasfaserverbundwerkstoff als Spannbewehrung einzusetzen [48, 52, 22]. Die Ursache für die bisher geringe Nutzung des neuen Werkstoffs liegt darin, daß weder technisch ausgereiftes Stabmaterial noch baupraktische Verankerungen zur Verfügung standen. Die Firmen STRABAG-Bau AG und BAYER AG haben sich mit einem im Jahre 1978 begonnenen, vom Bundesministerium für Forschung und Technologie geförderten Forschungs- und Entwicklungsvorhaben zum Ziel gesetzt, hochfeste Glasfaserverbundwerkstoffe einschließlich ihrer baupraktischen Verankerungen zu entwickeln.

Zur Lösung der Aufgabe wurden mehrere Hochschulinstitute mit Teilaufgaben betraut. Im Rahmen dieses Projekts hatte der Verfasser von Beginn an Gelegenheit, an der Lösung der Verankerungsfrage mitzuwirken.

Das von der genannten Firmengruppe in der Entwicklung befindliche Vorspannsystem wurde HLV genannt. Dieses Kürzel, das für Hochleistungsverbundwerkstoff steht, wird im weiteren verwendet. Daneben steht allgemeiner die Abkürzung für Glasfaserverbundwerkstoff GF bzw. GF-UP, sofern als Matrix ein UP-Harz Verwendung gefunden hat.

1.2 Anforderungen an Verankerungen und Ziel der Arbeit

Mit dieser Arbeit soll ein Beitrag zur Lösung der Verankerungsfrage für den hochfesten Faserverbundwerkstoff HLW geleistet werden. Im Mittelpunkt steht dabei die experimentelle und analytische Untersuchung von Vergußverankerungen, wie sie im Kapitel 5 beschrieben werden.

Für Spannverfahren aus Spannstahl wurden im Verlauf der letzten Jahrzehnte Systeme entwickelt, die bei statischer Beanspruchung einen hohen Wirkungsgrad aufweisen. Die Leistungsfähigkeit einer Verankerung wird dadurch gekennzeichnet, in welchem Maße die Zugfestigkeit des Materials durch sie nutzbar gemacht werden kann. Als Leistungsmaß wird der mechanische Wirkungsgrad η_A ermittelt, der das Verhältnis der Spanngliedspannung im Bruchzustand $\sigma_{u,Sp}$ zur mittleren Zugfestigkeit der Spannstähle, die im Versuch verwendet werden, angibt:

$$\eta_A = \frac{\sigma_{u,Sp}}{\beta_{Zm}} \leq 1,0 \quad (1.1)$$

mit

$$\sigma_{u,Sp} = \frac{F_{u,Sp}}{\text{tot } A_s}$$

Die Zugfestigkeit der Spannstähle wird zuvor im Einzelzugversuch ermittelt. Ein nach Gl. 1.1 ermittelter Wirkungsgrad von $\eta_A = 1,0$ würde bedeuten, daß alle Einzelstäbe eines Spannglieds gleichzeitig auf ihrer freien Länge versagen. In der Bundesrepublik Deutschland wird bei der Zulassung von Spannverfahren ein Wirkungsgrad von $\eta_A \geq 0,97$ gefordert. Mit dieser hohen Anforderung wird sichergestellt, daß sich der Bruch des Spannglieds durch einen großen plastischen Dehnweg ankündigt. In den FIP-Empfehlungen für die Zulassung und Anwendung von Spannverfahren wird auch hinsichtlich der Spannglieddehnungen im Bruchzustand ein Mindestwert gefordert. Dieser beträgt nach [46] $\epsilon_{u,Sp} \geq 2,3 \%$. Während also die statische Ausnutzbarkeit der Spannstähle in den zugelassenen Verankerungen im allgemeinen hoch ist, ist die dynamische Leistungsfähigkeit von Verankerungen im allgemeinen noch gering. Nach

PATZAK [38] kann die Dauerschwingfestigkeit von Spannstahl über baupraktische Verankerungen nur zu 10 % bis 60 % genutzt werden.

Die Verankerungssysteme für GF-Stäbe befinden sich gegenüber den Spannstahl-Spannverfahren in einem deutlich niedrigeren Entwicklungsstadium. Wie im Abschnitt 1.4 gezeigt wird, sind der Literatur die Ergebnisse einiger Entwicklungen zu entnehmen, die jedoch zu keiner anwendungsreifen Verankerungskonstruktion geführt haben.

Das Ziel dieser Arbeit besteht darin, über eine Beschreibung der Eigenschaften von GF-Stäben und Vergußmörtel und deren Zusammenwirken als Verbundpartner auf die konstruktiven Grundlagen einer leistungsfähigen Verankerung zu kommen. Das Tragverhalten eines derartigen Ankertyps wird anhand experimenteller Untersuchungen dargestellt. Im rechnerischen Teil werden Verfahren zur Bemessung angegeben.

1.3 Übersicht über die Arbeit

In Kapitel 2 werden Herstellung und Zusammensetzung des HLV-Werkstoffs beschrieben. Daran schließt sich die Erläuterung der wesentlichen mechanischen Eigenschaften des anisotropen Werkstoffs an. Da die Festigkeitsanisotropie einen großen Einfluß auf die Konstruktion der Verankerung hat, wird in diesem Abschnitt auch das Bruchverhalten bei kombinierter Beanspruchung aus Längszug, Querdruck und Schub diskutiert. Zur Kennzeichnung des Werkstoffs mit Hinblick auf die Verwendung als Spannbewehrung wird ein kurzer Überblick zu dessen langzeitigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften gegeben.

Kapitel 3 befaßt sich mit dem Kunstharzmörtel als Verguß der im weiteren untersuchten Vergußverankerung. Dieser Teil enthält Angaben zur Zusammensetzung des Mörtels, zur Art und zum Ablauf seiner Härtung sowie zu seinem mechanischen Verhalten.

In Kapitel 4 werden grundsätzliche Eigenschaften von Fügungen unter Beteiligung polymerer Werkstoffe erläutert. Dieses Kapitel enthält ferner die Ergebnisse der Untersuchungen des Verbundverhaltens zwischen dem HLV-Stab und dem Kunstharzmörtel.

In Kapitel 5 wird nach einer Aufzählung der Konstruktionsprinzipien von Spannstahlverankerungen die Mehrstabvergußverankerung für HLV-Spannglieder dargestellt. Dann folgen Versuchsergebnisse an ein- und mehrstäbigen Verankerungen. Es wird über das Kraft-Schlupfverhalten bei unterschiedlichen Verankerungslängen berichtet. Weiterhin wird auf den Verlauf der Hülsen-
dehnung bei Kurz- und Langzeitbeanspruchung eingegangen.

Kapitel 6 enthält das Ergebnis analytischer Untersuchungen zum Tragverhalten der Vergußverankerungen. Zunächst wird eine das Verbundverhalten beschreibende DGl aufgestellt und deren allgemeine Lösung angegeben. Im weiteren werden die Einflüsse einzelner Parameter zunächst auf das Tragverhalten der Einstabverankerung berechnet und mit Meßergebnissen verglichen. Daran schließen sich rechnerische Ergebnisse an, die nach der Methode der Finiten Elemente ermittelt wurden.

In Kapitel 7 wird das Tragverhalten einer Mehrstabverankerung unter den dabei vorhandenen besonderen Bedingungen nachgerechnet.

In Kapitel 8 werden die offenen Probleme angesprochen, die durch weitere Untersuchungen zu klären sind.

Kapitel 9 enthält eine Reihe von Folgerungen, die sich für die technische Anwendung des HLV-Werkstoffs in der Spannbetonbauweise ergibt.

Eine Zusammenfassung der Arbeit befindet sich in Kapitel 10.

1.4 Stand der Entwicklung von Verankerungen für Faserverbundwerkstoffe

Die Lösung der Verankerungsfrage wurde frühzeitig als wesentliche Aufgabe auf dem Wege zur baupraktischen Anwendung der Faserverbundwerkstoffe im Spannbetonbau erkannt. RUBINSKY [48] berichtete bereits 1954 über die Krafteinleitung durch Verwendung von Klemmplatten. Seitdem wurde von verschiedenen Forschern an weiteren Lösungen gearbeitet. Die untersuchten Systeme lassen sich gemäß Bild 1.3 grob unterteilen in:

- Verbundverankerungen unter Verwendung eines Klebers oder Vergußmörtels,
- metallische Klemmverankerungen.

RUBINSKYs Klemmplattenverankerung zeichnet sich dadurch aus, daß die Querpressung innerhalb der Klemmlänge durch unterschiedlich hohe Vorspannung der Klemmschrauben steuerbar ist. Auf diese Weise lassen sich zur Kraftseite hin nach Bild 1.4 geringere Querpressungen und Verbundspannungen einstellen.

Diese Maßnahme kommt dem Wirkungsgrad der Verankerung zugute. Auf die Ursache für diese werkstoffspezifische Eigenschaft wird noch eingegangen werden. Die Schwäche dieser Verankerung liegt in ihrem Langzeitverhalten. Durch viskose Verformung des Stabes in Querrichtung entzieht er sich allmählich der Querpressung, und es entsteht die Gefahr des Stabauszugs.

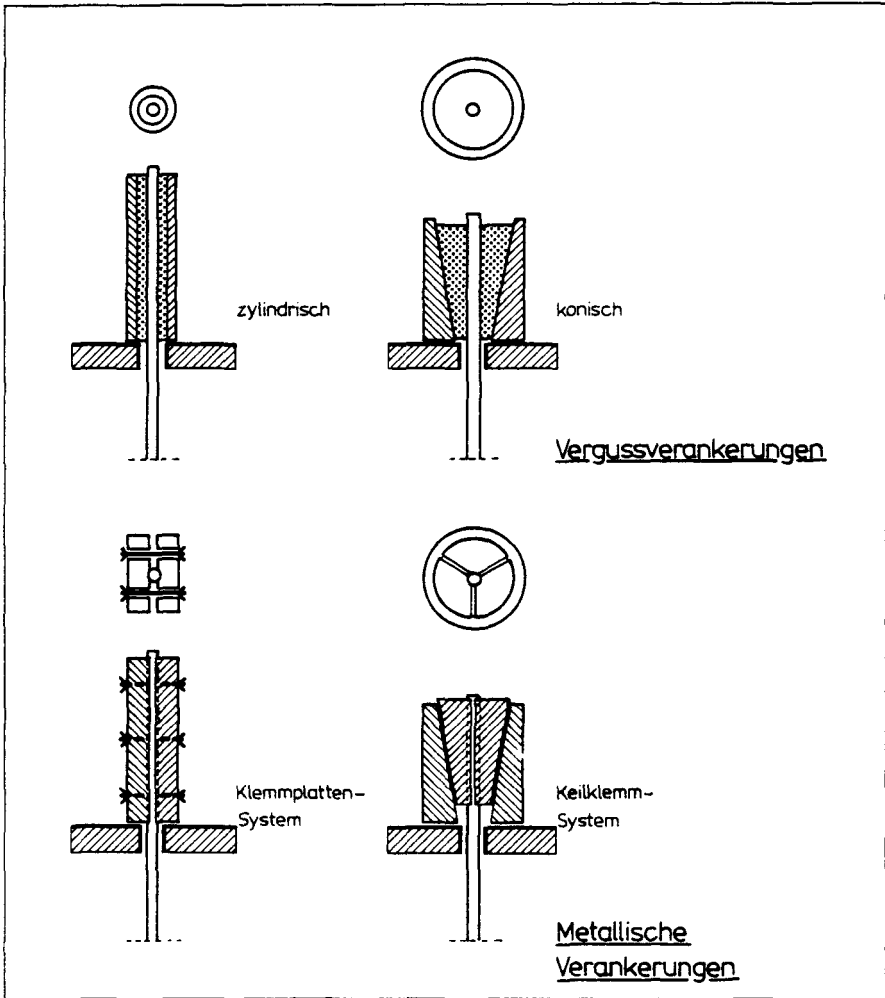


Bild 1.3: Konstruktionsprinzipien von Vergußverankerungen und metallischen Verankerungen

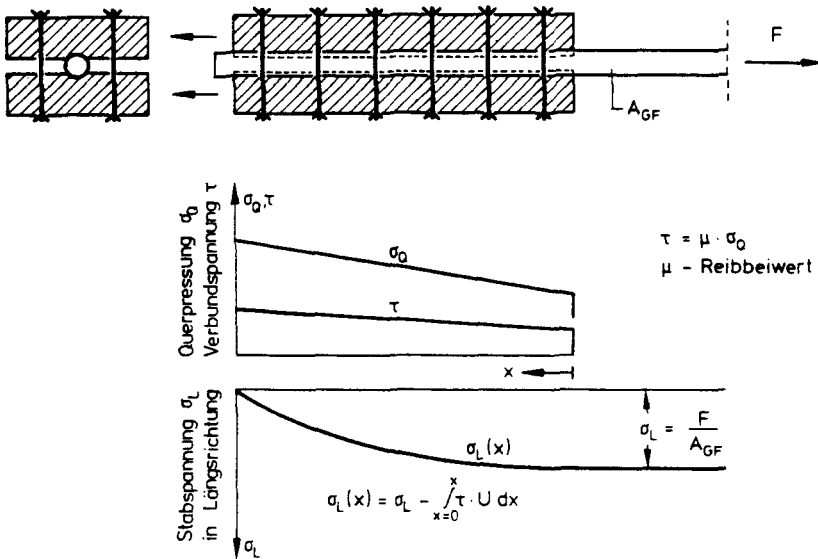


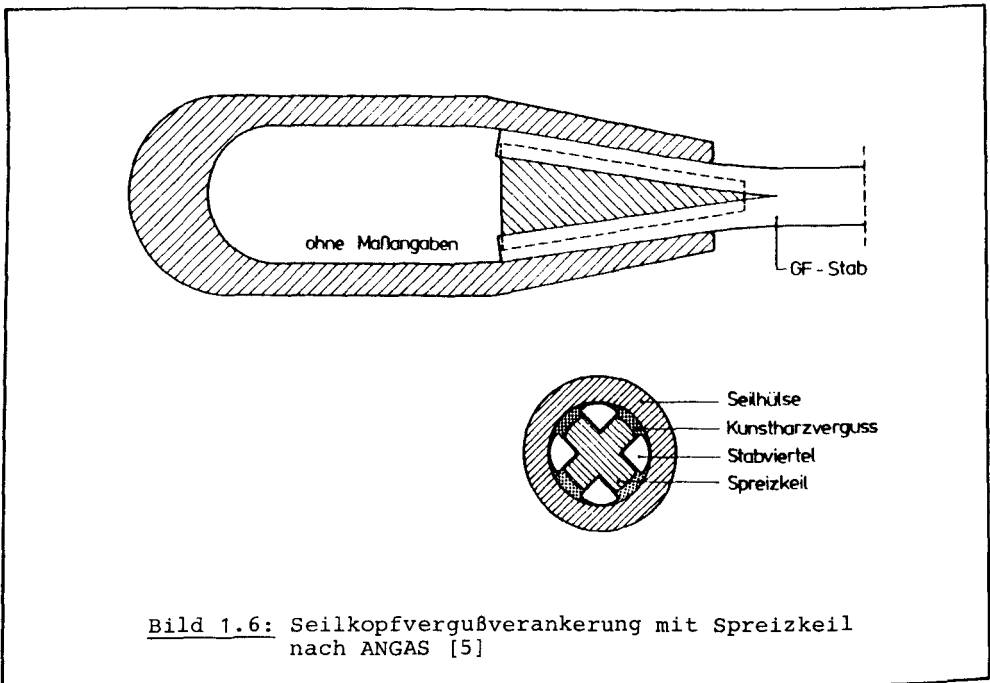
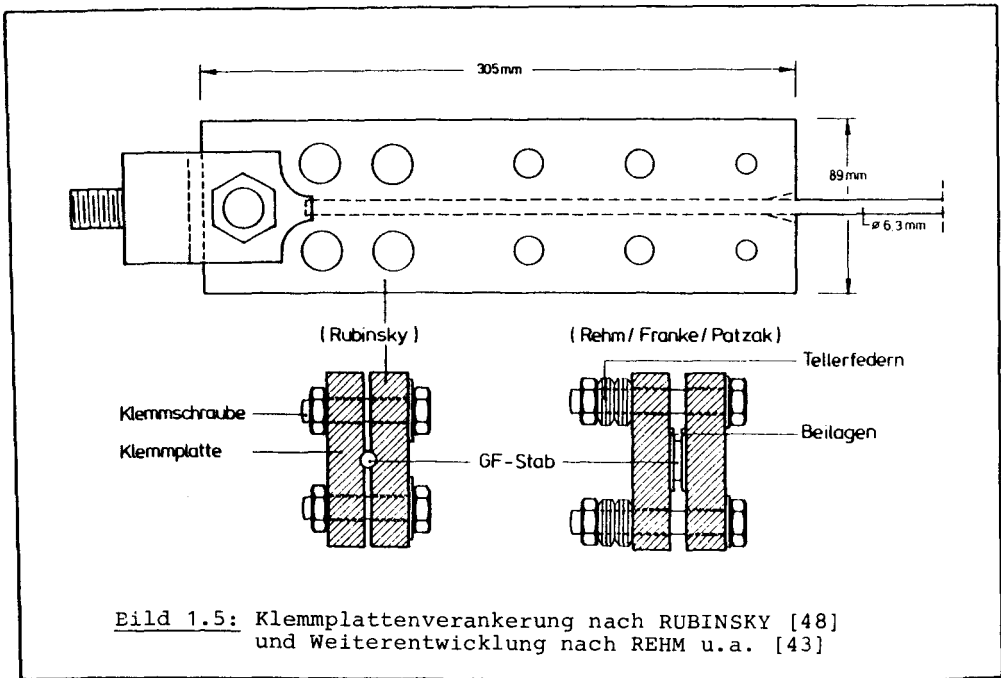
Bild 1.4: Schematische Darstellung eines möglichen Tragsystems einer Klemmplattenverankerung unter Gleichgewichtsbetrachtung

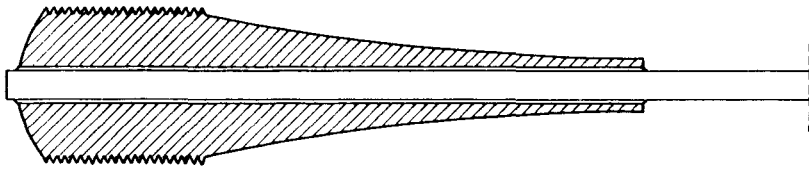
Die erste Vergußverankerung wurde von ANGAS [5] entwickelt. Er benutzte handelsübliche Gabelseilhülsen, in deren Innenkonus ein Einzelstab nach Bild 1.6 eingegossen wird. Um ein Herausziehen des Stabes zu verhindern, wird dieser vor dem Vergießen von seinem Ende her in Viertelteile aufgeteilt und durch ein Keilstück gespreizt. Wie auch eigene Versuche ergaben, kann die Zugfestigkeit des Stabmaterials dadurch bei weitem nicht ausgenutzt werden. Für spezielle Tragelemente, wie z. B. zur Abspannung von Antennenmasten, hat sich diese Lösung dennoch als geeignet erwiesen, da sie wirtschaftlich herzustellen und mit üblichen Stahlbauteilen einfach anzuschließen ist.

Eine werkstoffgerechte Lösung zur Krafteinleitung stellt nach SOMES [52] die Vergußverankerung dar, die aus einer konusförmigen Aluminiumhülse nach Bild 1.7 besteht. Der Verbund zwischen Zugstab und Hülse erfolgt durch einen Verguß mit Reaktionsharz. Durch Verwendung des zähen Aluminiums und einer kontinuierlichen Verjüngung des Hülsenquerschnitts zur Kraftseite hin passen sich die Hülsen- und Stabdehnungen einander an. Spannungsspitzen werden weitgehend vermieden.

Von MITCHELL et al. [36] stammen Versuche an Vergußverankerungen, bei denen jeweils ein Einzelstab in eine zylindrische oder konusförmige Ankerhülse, ebenfalls aus Aluminium, eingegossen wurde. Dabei erwies sich eine zylindrische Verankerung als besonders geeignet (Bild 1.8). Unter Verwendung dieses Ankertyps wurden Stabbrüche außerhalb des Krafteinleitungsbereichs erzielt. In einem analytischen Teil wurde das Tragverhalten nach der Methode der Finiten Elemente untersucht.

Ein umfangreicher Beitrag für die Anwendung von GF-UP im Spannbetonbau wurde von REHM und FRANKE [43] geleistet. Sie führten Werkstoffuntersuchungen u. a. zum mechanischen Verhalten unter langzeitiger statischer sowie dynamischer Beanspruchung durch und befaßten sich theoretisch und experimentell mit der Weiterentwicklung von Verankerungskonstruktionen. Zusammen mit PATZAK [43] ist es ihnen gelungen, eine unter Laborbedingungen statisch verlustfrei wirkende Klemmplattenverankerung zu entwickeln. Dazu verwendeten sie verschiedene Beilagen beispielsweise aus Siliciumkarbidpapier und dünnen Metallfolien, die sie beidseitig zwischen Stab und Klemmplatten einbauten, um zusammen mit einer definierten Querpressung eine "weiche" Krafteinleitung zu erreichen. Durch diese Maßnahme wurden Verbundspannungsspitzen verhindert. Wie aus Bild 1.5 hervorgeht, wird die Querpressung durch zusätzliche Federsysteme (Tellerfedern) langfristig konstant gehalten.





Abmessungen unbekannt

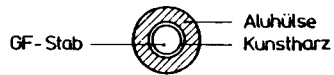


Bild 1.7: Aluminiumhülse mit Außengewinde und eingegossenem Stab nach SOMES [52]

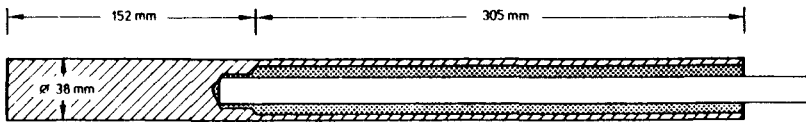


Bild 1.8: Zylindrische Vergußverankerung nach MITCHELL u.a. [36]

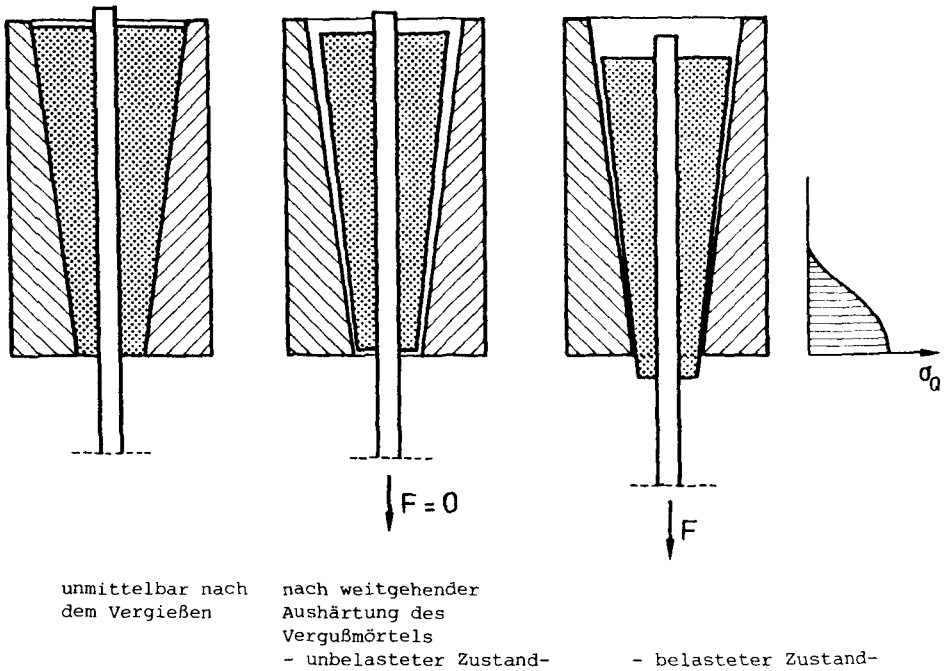


Bild 1.9: Einfluß des Schwindens auf die Geometrie einer konusförmigen Vergußverankerung (unmaßstäbliche Darstellung)

Einige der Vorversuche der letztgenannten Autoren unter Verwendung konusförmiger Vergußverankerungen ergaben hingegen unbefriedigende Ergebnisse. Die Zugglieder versagten frühzeitig durch Stabbruch als Folge überhöhter Querpressung im Verankerungsbereich. Ihr Wirkungsgrad betrug $\eta_A \sim 0,7$. Wie auch eigene Versuche zeigten [56], stellen sich bei Konusvergußverankerungen, insbesondere bei schwindstarkem Verguß, Pressungsverteilungen ein, die extrem ungleichmäßig sind und im lastseitigen Bereich ihren Spitzenwert haben. Wie Bild 1.9 zeigt, löst sich der Kegel mit Beginn des Schwindens von der Stahl-

hülse ab. Dabei verändert er seine Neigung. Unter zunehmender Belastung zieht sich der Kegel in die Hülse ein und setzt sich auf deren unteren Bereich ab. Da die Querpressung bei diesem System außer von der Ankergeometrie noch von der Wandrauigkeit und der Stabkraft bestimmt wird [49, 29], konnte in einem weiteren Tastversuch der Wirkungsgrad deutlich erhöht werden, nachdem die Querschnittsfläche des Zugglieds und somit auch Stabkraft und Querpressung vermindert wurden.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die Literatur mehr als 20 verschiedene Verankerungsformen ausweist. Sie entsprechen mehr oder weniger den in Bild 1.3 gezeigten Konstruktionsprinzipien. Die leistungsfähigsten Verankerungstypen sind in den Bildern 1.5 bis 1.8 dargestellt worden. Über Verankerungsversuche an mehrstäbigen Zugelementen wurde bislang kaum berichtet. Die baupraktische Anwendung einer der Verankerungen scheidet aus, da sich keine als technisch wie wirtschaftlich gleichermaßen befriedigend erwiesen hat.

2. DER FASERVERBUNDWERKSTOFF DES HLV-STABES

2.1 Herstellung und Zusammensetzung

Der HLV-Stab wird in einem kontinuierlichen Ziehverfahren aus Glasfasern und ungesättigtem Polyesterharz gefertigt. Die Fasern werden durchgehend, d. h. ungestoßen angeordnet. Um sie vor mechanischen Beschädigungen zu schützen, werden sie unmittelbar nach ihrer Herstellung mit einer sog. Schlichte umhüllt. Dieser Schicht kommt die zusätzliche Aufgabe zu, die Haftung der Kunstharzmatrix auf der Faseroberfläche zu verbessern. Die Aushärtung des Stabes erfolgt thermisch unter Verwendung von Peroxiden. Auf diese Weise lassen sich Stäbe beliebiger Länge herstellen, die zur Lagerung und zum Transport in Ringen aufgehaspelt werden. Über das Produktionsverfahren wurde mehrfach berichtet [42, 63, 28]. Die folgenden Bilder zeigen eine Aufsicht auf die Oberfläche des HLV-Stabes, bei dem die deckende Harzschicht weitgehend abgeätzt wurde, sowie einen Querschnitt durch den Stab. Die Aufnahmen entstanden mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops (REM).



Bild 2.1a: Geätzte Staboberfläche REM-Aufnahme; Vergrößerung 700 x

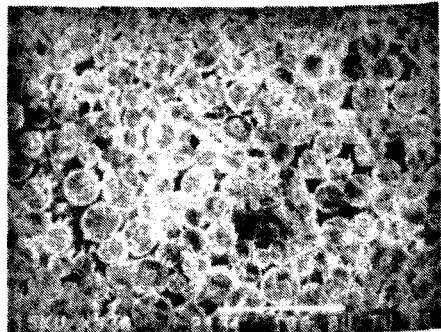


Bild 2.1b: Stabquerschnitt REM-Aufnahme, Vergrößerung 230 x

Kennzeichnend für den HLV-Werkstoff sind der hohe Glasgehalt von 70 Vol.-%, die gleichmäßige unidirektionale Orientierung der Fasern und die weitgehend hohlraumfreie Kunstharzmatrix. Die Fasern haben einen Durchmesser von rd. 20 μm . Sie bestehen aus sogenanntem alkalifreiem E-Glas, worunter nach DIN 1259 und DIN 61 853 ein Aluminium-Bor-Silikat-Faserglas mit gewährleisteten chemischen und physikalischen Eigenschaften zu verstehen ist. Der Gehalt der Alkalioxide K_2O und Na_2O wird auf maximal 0,8 % begrenzt, da sonst eine Festigkeitseinbuße durch die Alkalien des Betons oder des Einpreßmörtels eintritt.

Die Stäbe lassen sich mit verschiedenen Querschnittsformen herstellen. Eine praktische Anwendung haben HLV-Stäbe bisher mit kreisrundem Querschnitt von maximal 25 mm Durchmesser gefunden. In den eigenen Versuchen wurden Stäbe mit einem Durchmesser von 7,5 mm verwendet.

2.2 Mechanische Eigenschaften

2.2.1 Richtungsabhängiges Festigkeits- und Verformungseigenschaften

Der HLV-Werkstoff besitzt aufgrund seiner Struktur ein anisotropes Festigkeits- und Verformungsverhalten. Da die Fasern zueinander parallel verlaufen, handelt es sich um eine orthogonale Anisotropie.

Während für Festigkeit und Verformung in Stablängsrichtung die Fasern maßgebend sind, werden die Stabeigenschaften in Querrichtung im wesentlichen durch die Kunstharzmatrix bestimmt. Das richtungsabhängige mechanische Verhalten des Werkstoffs weist die gleiche Charakteristik wie die des Holzes auf. Das tragende Gerüst der aus Zellulose bestehenden Holzfasern wird im wesentlichen durch eine Kittsubstanz aus Lignin zusammengehalten. Die Festigkeit in Längsrichtung, also in Richtung der Holzfasern, beträgt etwa das 10fache derjenigen der Querrichtung. In Bild 2.2 ist das Spannungs-Dehnungsverhalten des Verbundwerkstoffs sowie seiner Einzelkomponenten aufgetragen.

Wie zu erkennen ist, weisen Glasfasern ein bis zum Bruch elastisches Verhalten auf. Die σ - ϵ -Linie des Kunstharzes ist im baupraktisch relevanten Temperaturbereich dagegen gekrümmt. Da jedoch der Beitrag, den das Harz für die mechanischen Eigenschaften leistet, vernachlässigbar gering ist, kann von einem ideal-elastischen Verhalten des Verbundwerkstoffs bis zum Bruch ausgegangen werden.

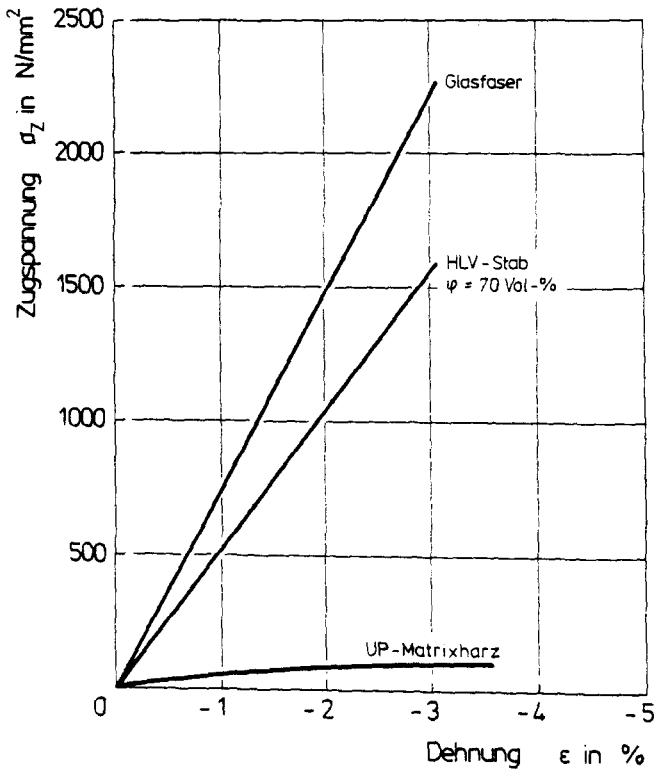


Bild 2.2: Spannungs-Dehnungslinie des HLV-Werkstoffs und seiner Komponenten bei Beanspruchung in Faserlängsrichtung; gemessen bei Raumtemperatur

In Längsrichtung lassen sich E-Modul und Zugfestigkeit aus den bekannten mechanischen Eigenschaften der Glasfaser und der Harzmatrix nach folgenden additiven Beziehungen in Abhängigkeit vom Fasergehalt ermitteln:

$$E_L = \varphi \cdot E_G + (1 - \varphi) \cdot E_H \quad (2.1)$$

$$\beta_{LZ} = \varphi \cdot \beta_G + (1 - \varphi) \cdot \beta_H \quad (2.2)$$

Für Verbundwerkstoffe mit hohem Fasergehalt lassen sich diese Beziehungen vereinfachen, indem der durch das Harz gebildete geringe Anteil vernachlässigt wird:

$$E_L \sim \varphi \cdot E_G \quad (2.3)$$

$$\beta_{LZ} \sim \varphi \cdot \beta_G \quad (2.4)$$

In ähnlicher Weise lassen sich die mechanischen Kenngrößen aus den bekannten Eigenschaften der Komponenten des Verbundwerkstoffs auch für die Querrichtung ermitteln. Entsprechende Gesetzmäßigkeiten wurden von PUCK [40] formuliert. Anders als in Längsrichtung werden jetzt die Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Harzmatrix bestimmend.

In Tabelle 2.1 werden diese Kenngrößen für den HLV-Werkstoff wiedergegeben. Darin wird die Zugfestigkeit der Glasfaser mit $\beta_Z \approx 2\,300 \text{ N/mm}^2$ angegeben. Ein Vergleich verschiedener Literaturstellen zeigt, daß die Messungen der Zugfestigkeit von Fasern gleicher chemischer Zusammensetzung in weitem Maße streut. Als Ursache dieser Streuung wird der Einfluß angesehen, der durch unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten der Fasern während des Ziehvorgangs entsteht, sowie derjenige, der mit dem Zeitpunkt der Probenentnahme verbunden ist: Faserproben, die nach dem Aufspulen entnommen wurden, haben eine geringere Festigkeit erbracht gegenüber jenen, die vor dem Aufspulen entnommen wurden. Aus Tabelle 2.1 geht weiterhin hervor, daß die Querdruckfestigkeit des Verbundwerkstoffs mit $\beta_{ND} = 140 \text{ N/mm}^2$ um eine Größenordnung unterhalb seiner Längszugfestigkeit liegt ($\beta_{LZ} \sim 1.600 \text{ N/mm}^2$). Ohne an dieser

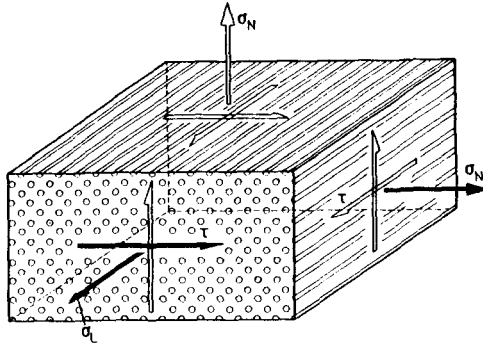


Bild 2.3: Darstellung des Werkstoffgefüges und Bezeichnung der Spannungen bei einem Element mit unidirektionaler Faseranordnung

Tabelle 2.1: Mittlere Materialkennwerte des HLV-Stabes und seiner Komponenten ($\varphi = 70$ Vol.-%)

Eigenschaft		Einheit	Wert	R/M ¹⁾
Längszugfestigkeit	β_{LZ}	N/mm ²	1.600	R
Querdruckfestigkeit	β_{ND}	N/mm ²	140	M
Schubfestigkeit	τ_u	N/mm ²	45	M
Elastizitätsmodul	E_L	N/mm ²	52.000	R
Bruchdehnung	ϵ_u	%	30	M
Querkontraktion	μ	-	0,28	M
Dichte	ρ	kg/dm ³	2,1	M
Glasfaser				
Zugfestigkeit	β_Z	N/mm ²	~ 2.300	M
Elastizitätsmodul	E	N/mm ²	~ 74.000	M
Bruchdehnung	ϵ	%	30	M
UP-Matrixharz				
Zugfestigkeit	β_Z	N/mm ²	75	M
E-Modul	E	N/mm ²	300	M
Bruchdehnung	ϵ	%	40	M

1) R - Rechenwert
M - Meßwert

Stelle auf den Spannungszustand innerhalb einer Verankerung näher einzugehen, zeigen die genannten Festigkeitsunterschiede bereits die Schwierigkeiten auf, die mit der Entwicklung von Verankerungen für anisotrope Werkstoffe verbunden sind. Hierzu ein Beispiel: eine Keilklemmverankerung übt auf den Stab eine erhebliche Klemmkraft aus, die je nach System und Verfassung hinsichtlich ihres Reibungsverhaltens das 3- bis 6-fache der Stabkraft beträgt. Geht man von den üblichen kurzen Keilen aus, so sind mit der Klemmwirkung Pressungen verbunden, die vom HLV-Werkstoff nicht ertragen werden.

Bei der Bewertung der in Tab. 2.1 enthaltenen Festigkeitsangaben ist zu berücksichtigen, daß insbesondere die ermittelten Zugfestigkeiten von Faser und Stab entscheidend von der Versuchsdurchführung und dabei besonders von der Art der Kräfteinleitung beeinflusst werden. Eine Beschränkung auf die versuchsmäßige Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der Faser und eine darauf aufbauende Berechnung der Festigkeit des HLV-Werkstoffs nach Gl. (2.2) wäre aus mehreren Gründen unzutreffend. Dieser Weg würde beispielsweise Schädigungen der Fasern bei der Staberstellung nicht aufdecken, er würde auch keinen Hinweis auf eine unzureichende Scherfestigkeit des Verbundwerkstoffs geben, die für die Kräfteinleitung von wesentlicher Bedeutung ist. Für die praktische Anwendung ist die Zugfestigkeit des Stabes als integrale Eigenschaft maßgebend. Um ihr möglichst nahe zu kommen, wurde bei der MPA Braunschweig eine Laborverankerung entwickelt, die als Klemmhülsenverankerung bezeichnet wird. Wie aus Bild 2.4 hervorgeht, besteht sie aus einer Keilklemme, deren Keile auf eine Stahlhülse greifen, in die der Stab eingeklebt ist.

Dieses System bewirkt eine werkstoffgerechte Kräfteinleitung, da ein erheblicher Teil der Klemmkraft über die Hülse abgeleitet wird. Auf den Stab bzw. auf die Klebschicht wirkt nur so viel Querpressung ein, daß ein Auszug aus der Hülse vermieden wird. Ihre Leistungsfähigkeit wird dadurch erhöht, daß bereits vor

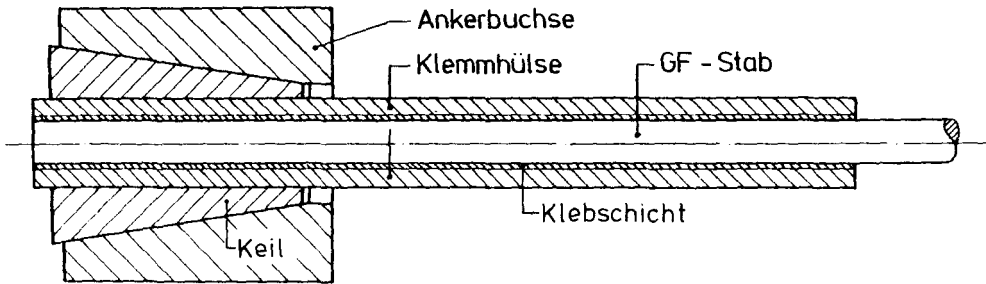


Bild 2.4: Klemmhülsenverankerung zur Ermittlung der Stabzugfestigkeit

dem Klemmbereich ein Teil der Stabkraft in die Hülse ausgeleitet wird. Mit dieser Verankerung wurde bei Verwendung von Stäben mit $\varnothing 7,5$ mm eine maximale Stabbruchkraft von $F_u = 72$ kN erzielt, was einer Zugfestigkeit von $\beta_{LZ} = 1632$ N/mm² entspricht. Die Werkstofffestigkeit ist jedoch Schwankungen unterworfen, so daß eine Nennbruchkraft von $F_N = 65$ kN festgelegt wurde. Dieser Wert wird vom Hersteller garantiert und seine Einhaltung im Rahmen der Eigenüberwachung überprüft.

Für den konstruktiven Entwurf einer Verankerung ist es zunächst erforderlich, den auf den Stab in Abhängigkeit von seiner Längsbeanspruchung einwirkenden Querdruck und Schub zu ermitteln und die sich daraus ergebenden Spannungen den zugehörigen Festigkeiten gegenüberzustellen. Als nächster Schritt ist die Kombination der drei in Bild 2.5 dargestellten Spannungen σ_L , σ_N und τ zu betrachten und mit Hilfe einer geeigneten Versagenshypothese hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die Werkstoffbeanspruchung zu untersuchen. Die Eignung einer Hypothese wird von der Art des Werkstoffs, insbesondere von dessen Versagensform bestimmt. So hat sich für metallische Werkstoffe wie Stahl mit duktilem Verformungsverhalten die Hypothese von Huber, Mises, Hencky bewährt.

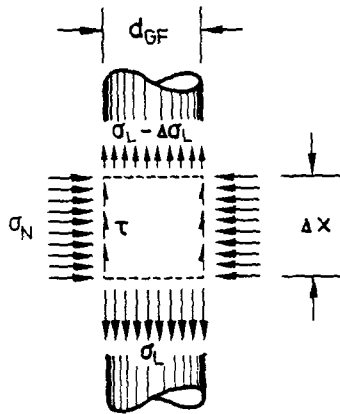


Bild 2.5: Stabbeanspruchung im Bereich einer Verankerung

Für anisotrope Werkstoffe, zu denen UD-GF ¹⁾ zählt, wurden Bruchkriterien entwickelt, die bei SCHNEIDER-BARDENHEIER [6] dargestellt sind. Ein für die praktische Anwendung zu bevorzugendes Kriterium stammt von HOFFMAN [21]. Dieses Kriterium kommt im Gegensatz zu den anderen, die in [6] aufgeführt sind, ohne Versuche zur Bestimmung von Werkstoffparametern unter zweiachsiger Beanspruchung aus. Für den ebenen Spannungszustand lautet es:

$$\frac{\sigma_N^2}{\beta_{ND} \cdot \beta_{NZ}} + \frac{\beta_{ND} - \beta_{NZ}}{\beta_{ND} \cdot \beta_{NZ}} \cdot \sigma_N + \frac{\beta_{LD} - \beta_{LZ}}{\beta_{LD} \cdot \beta_{LZ}} \cdot \sigma_L + \frac{\sigma_L^2 - \sigma_L \cdot \sigma_N}{\beta_{LD} \cdot \beta_{LZ}} + \frac{\tau^2}{\tau_u^2} = 1 \quad (2.5)$$

¹⁾ UD-GF - unidirektionaler Glasfaserverbundwerkstoff.

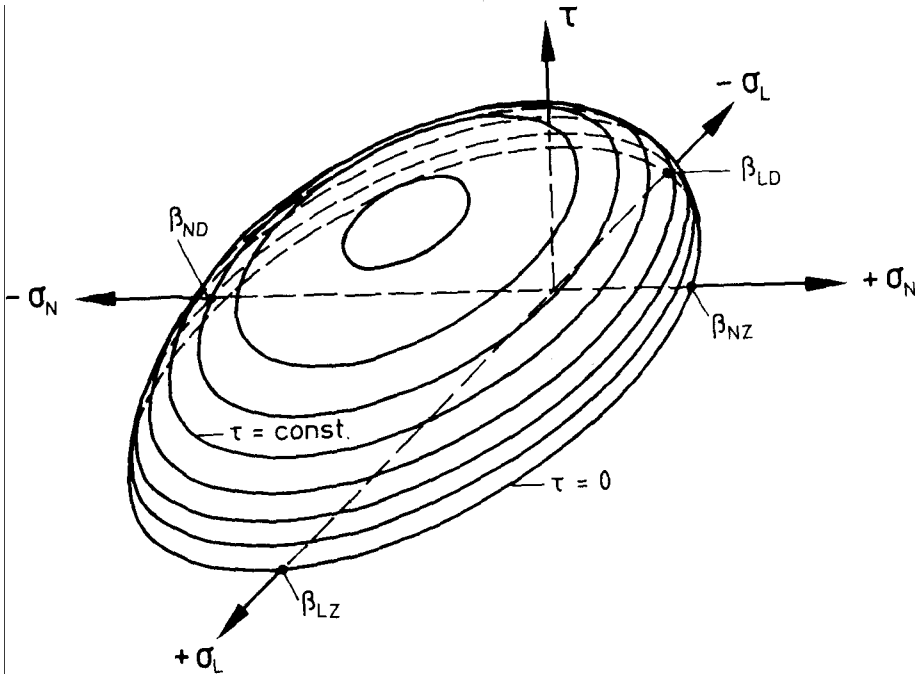


Bild 2.6: Bruchkörper für einen orthotropen Werkstoff unter ebener Beanspruchung; nach [21]

In Bild 2.6 ist das Hoffman-Kriterium für die Beziehung zwischen der Schubspannung und der Querpressung in Abhängigkeit von der Längszugbeanspruchung ($0 \leq \sigma_z \leq \beta_z$) aufgetragen. Diese Beziehung ist für Verankerungsbereiche von grundsätzlicher Bedeutung, insbesondere jedoch bei Werkstoffen, die eine geringe Festigkeit gegenüber Querdruck- und Schubbeanspruchung aufweisen. Bild 2.6 zeigt, daß die Schubfestigkeit bei mittlerem Querdruck beträchtlich ansteigt, was von SCHNEIDER [51] auch experimentell nachgewiesen wurde. Versuchsergebnisse zum Werkstoffversagen bei gleichzeitiger Beanspruchung aus Querdruck, Schub und Längszug sind bisher nicht bekannt. Nach Glg. 2.5 nimmt die Beanspruchbarkeit des Werkstoffs in Längsrichtung durch Spannungen in Querrichtung und durch Schub ab.

2.2.2 Mechanisches Langzeitverhalten des Faserverbundstoffs

Für den Einsatz als Spannbewehrung muß der Verbundwerkstoff auch ein befriedigendes Langzeitverhalten aufweisen: er muß eine ausreichend hohe Dauerfestigkeit bei statischer und dynamischer Beanspruchung besitzen und unempfindlich gegenüber korrosiven Einflüssen sein. Außerdem soll er ein geringes Kriechen und Relaxieren zeigen.

Da die Untersuchungen dieser Eigenschaften von HLV-Stäben nicht abgeschlossen sind, können hier nur einige, aus der Literatur entnommene Ergebnisse wiedergegeben werden, die an GF-Werkstoffen mit hohem Fasergehalt ermittelt wurden. Damit sollen die wesentlichen Werkstoffmerkmale dargestellt werden, um eine Charakterisierung zu ermöglichen und einen Vergleich zum Spannstahl zu gestatten.

Dauerschwingfestigkeit

Das Verhalten von GF-Werkstoffen unter dynamischer Beanspruchung wurde u. a. von BOLLER [9], DHARAU [13] und HOFER et al. [20] untersucht. Da die jeweils verwendeten Proben aus unterschiedlichen Harz- und Fasertypen bestanden und Abweichungen in ihrem Fasergehalt aufwiesen, ist ein unmittelbarer Vergleich der Ergebnisse nicht möglich. Es wurde jedoch übereinstimmend festgestellt, daß die Bruchlastspielzahl mit abnehmender Schwingbreite kontinuierlich zunimmt; eine Dauerfestigkeit im Sinne einer unendlich oft wiederholbaren Lastaufbringung jedoch nicht beobachtet werden kann. Die Abhängigkeit zwischen der ertragbaren Schwingbreite und der Lastspielzahl nach den Ergebnissen von Hofer u. a. [20] wird in Bild 2.7 dargestellt.

Wird die Versuchsdurchführung auf die Verhältnisse der Spannbetonbauweise angepaßt und mit einer angehobenen Unterspannung geprüft, so hat sich in neueren Untersuchungen [43] das Dauerschwingverhalten als zufriedenstellend ergeben. Proben, die mit einer Oberlast im Bereich der Gebrauchslast und mit einer Schwingbreite von $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$ belastet wurden, ertrugen mehr als $N = 2 \cdot 10^6$ Lastwechsel.

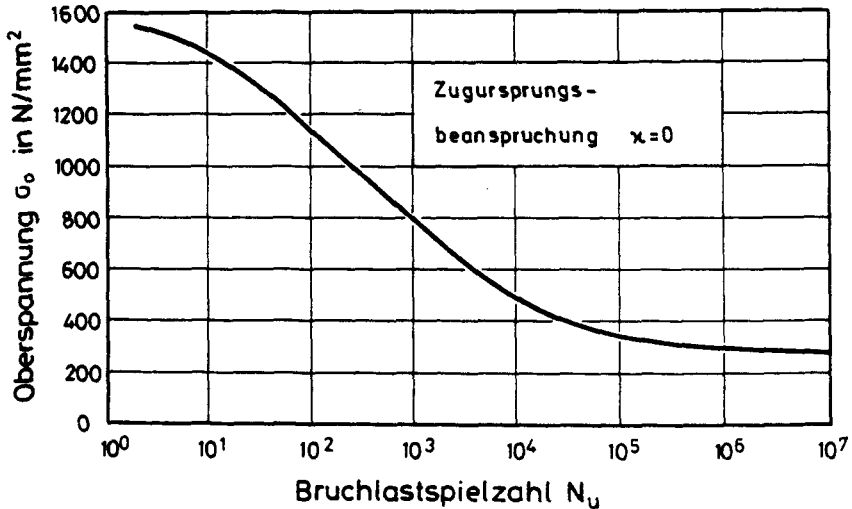


Bild 2.7: Ergebnis von Zugschwellversuchen an GF-EP Werkstoff mit hohem Fasergehalt ($\varphi = 65 \text{ Vol-\%}$), Unterspannung $\sigma_u = 0$

Statische Langzeitfestigkeit

Werden GF-Werkstoffe über einen längeren Zeitraum einer konstanten Zugbeanspruchung ausgesetzt, die in der Nähe der statischen Zugfestigkeit liegt, so ist mit einem Zeitstandversagen zu rechnen. Nach bisher vorliegenden Versuchsergebnissen [43] läßt sich die Dauerstandfestigkeit in Übereinstimmung mit eigenen Untersuchungen auf etwa 65 % bzw. 70 % der Kurzzeitfestigkeit eingrenzen (Bild 2.8). Werden GF-Stäbe langfristig ohne Medieneinfluß unterhalb dieses Grenzwerts belastet, dann erreichen sie in einem anschließenden Kurzzeitversuch eine Restfestigkeit, die der Ursprungsfestigkeit nahe kommt. Sie wird jedoch nicht vollständig erreicht, da Festigkeitsverluste durch Alterung als Folge von Feuchtigkeitsaufnahme eintreten.

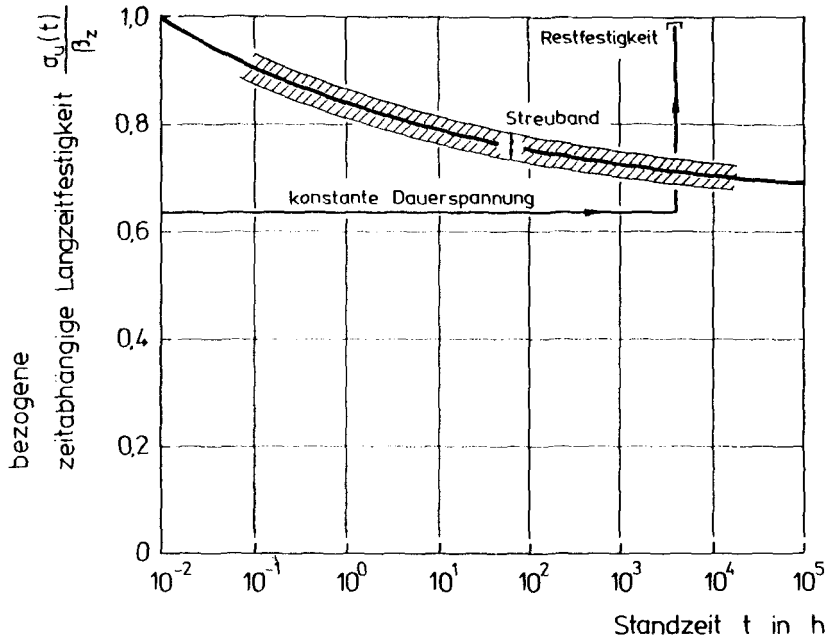


Bild 2.8: Einfluß der Zeit auf die Langzeitzugfestigkeit von GF-Werkstoff

Zeitabhängige Dehnungszunahme

Die zeitliche Dehnungszunahme unter konstanter Spannung ist nach allgemeiner Auffassung ausschließlich auf Spannungsumlagerungen vom Harz in die Faser zurückzuführen. Nach KLEINHOLZ [24] und SCHMIDT [50] weisen Glasfasern auch langfristig ein elastisches Verhalten auf. SOMES [52] gibt für die Dehnungszunahme folgende Beziehung an:

$$\frac{\Delta \epsilon(t=\infty)}{\epsilon(t=0)} = \frac{\epsilon(t=\infty) - \epsilon(t=0)}{\epsilon(t=0)} = \frac{E_H(1-\varphi)}{E_G \cdot \varphi} \quad (2.6)$$

In Bild 2.9 wurde Gl. 2.6 für verschiedene Fasergehalte und E-Moduli des Harzes ausgewertet. Es zeigt, daß die Dehnungszunahme bei einem hohen Fasergehalt theoretisch nur etwa 3 % der lastabhängigen Dehnung beträgt. REHM/FRANKE [43] stellten eine gute Übereinstimmung dieser rechnerischen Werte nach Gl. 2.6 mit Versuchsergebnissen fest. Es bleibt allerdings zu klären, ob eine weitere Dehnungszunahme durch Alterungs- und Medieneinflüsse verursacht wird.

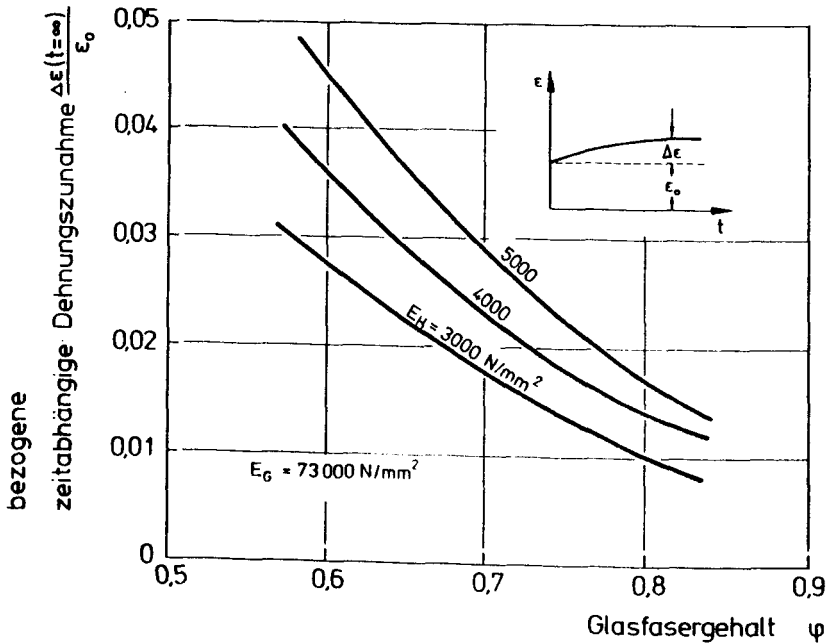


Bild 2.9: Einfluß des Glasfasergehalts auf die bezogene zeitabhängige Dehnungszunahme in Abhängigkeit vom E-Modul des Harzes

3. VERGUSSMÖRTEL

3.1 Anforderungen an den Vergußmörtel und seine Zusammensetzung

Als Vergußmörtel ist hier ein fließfähiges Gemisch aus einem UP-Standardharz als Bindemittel und quarzitischen Zuschlägen zu verstehen. Der Mörtel war nach folgenden Anforderungen einzustellen:

- hohe Verbundfestigkeit zwischen HLV-Stab und Mörtel,
- gute Verarbeitbarkeit.

Auf die Untersuchung des Verbundverhaltens wird im Kapitel 4 ausführlich eingegangen. Eine gute Verarbeitbarkeit erfordert einen fließfähigen Mörtel, damit auch kleinste Zwischenräume in der Verankerung zuverlässig verfüllt werden. Zur Entwicklung eines Mörtels mit den angestrebten Eigenschaften wurden in Vorversuchen verschiedene Rezepturen verwendet [56, 57]. Dabei wurden sowohl unterschiedliche Mischungsverhältnisse von Bindemittel und Zuschlag als auch verschiedene Siebli-nien untersucht.

Als optimales Ergebnis der Vorversuche ergab sich ein harzreicher Mörtel mit einem Mischungsverhältnis zwischen Bindemittel und Zuschlag von 1:3 GT. Das Größtkorn weist einen Durchmesser von 2 mm auf. Das Bindemittel stellt ein kalt-aushärtendes System dar. Auf den verwendeten Härter- bzw. Beschleunigertyp wird im nächsten Abschnitt eingegangen.

3.2 Der Härtungsvorgang

Ungesättigte Polyesterharze (UP) lassen sich nach Zusatz von Härtern durch Vernetzen vom flüssigen in den festen Zustand überleiten. Voraussetzung für diesen Vorgang, der als Polykondensation bezeichnet wird, ist die Zuführung von Wärme oder die Zugabe chemischer Substanzen, den sog. Beschleunigern. Wird die Vernetzung durch Beschleuniger allein angeregt, spricht man von Kalthärtung.

gen des Styrols mit denen der Polyesterketten, und es entsteht ein räumliches Molekülnetz aus Polyesterketten und Polystyrolketten. Als Härter werden Peroxide zugesetzt. Ihr exothermer Zerfall liefert die zum Aufsprengen der Doppelbindungen erforderliche Energie. Der Peroxidzerfall wiederum muß bei der Kalthärtung durch die Zugabe eines Beschleunigers eingeleitet werden. Bei der Entwicklung des Vergußmörtels wurden ausschließlich Aminbeschleuniger (Dimethylamino-toluol) verwendet. Sie führen gegenüber einem gleichfalls einsetzbaren Kobaltbeschleuniger zu einer schnellen Aushärtung des Mörtels. Auch reagieren sie nach KLÖKER [25] weniger empfindlich gegenüber der Feuchtigkeit des Zuschlags. Unabhängig davon wurde bei der Probenherstellung stets ofengetrocknetes Material verwendet.

Der Härtingsbeginn des Mörtels ist gekennzeichnet durch Gelingen des Harzes und durch einen Anstieg der Temperatur. Der Zeitraum zwischen der Zugabe der Reaktionsmittel Härter und Beschleuniger und dem Aushärtungsbeginn wird als Gelier- oder Topfzeit bezeichnet. Innerhalb der Topfzeit muß die Verarbeitung des Mörtels abgeschlossen werden. In Bild 3.2 ist die Temperaturentwicklung eines zylindrischen Probekörpers ($\varnothing = 100 \text{ mm}$; $h = 200 \text{ mm}$) dargestellt.

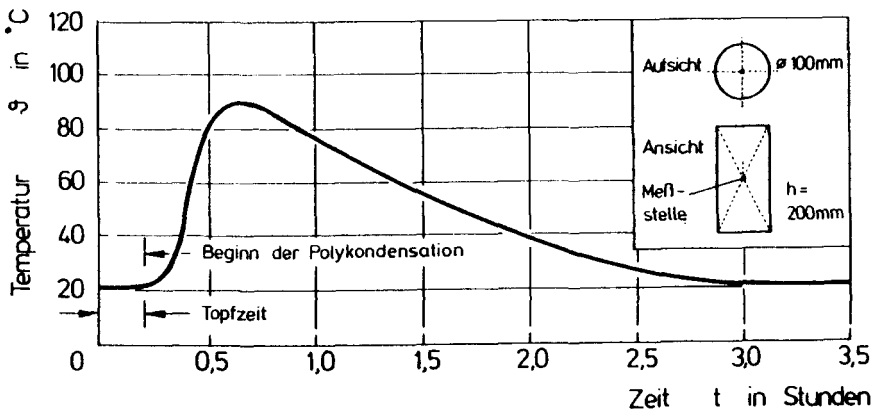


Bild 3.2: Temperaturentwicklung bei der Aushärtung von UP-Vergußmörtel

Die Aushärtung erfolgt bei der Aminhärtung sehr rasch. Der Grad der Aushärtung bestimmt die Entwicklung der Festigkeit. Von ALT [1] wurde ein Verfahren vorgestellt, bei dem der Aushärtegrad über den Gehalt an freiem, also chemisch nicht gebundenen Styrol gemessen wird.

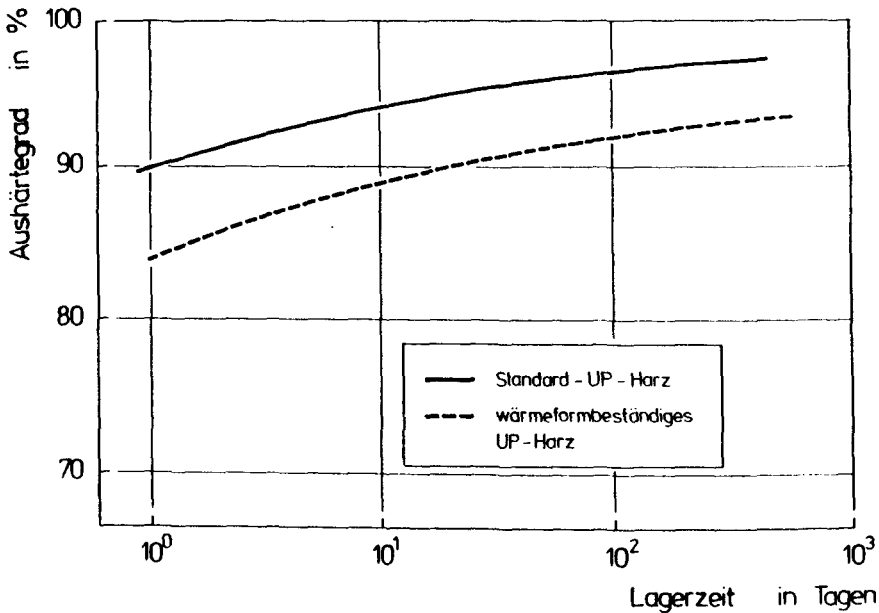


Bild 3.3: Ablauf der Aushärtung verschiedener UP-Harze in Abhängigkeit von der Zeit
Ermittlung über den Reststyrolgehalt nach ALT [1]

Das Ergebnis dieser Messungen, durchgeführt an zwei unterschiedlichen Typen von UP-Harz, ist in Bild 3.3 zu sehen. Die beiden Harztypen werden nach DIN 16 946 als Standardharz bzw. als wärmeformbeständiges Harz eingestuft. Beide Harze härten innerhalb weniger Stunden größtenteils aus. Der Restgehalt an freiem Styrol ist jedoch, insbesondere bei wärme-

formbeständigen Harzen, noch beträchtlich und wird erst über einen Zeitraum von Jahren abgebaut.

3.3 Das Festigkeits- und Verformungsverhalten unter Kurzzeitbeanspruchung

Die Festigkeit des Mörtels bei Druck- und Biegebeanspruchung wurde zu verschiedenen Zeitpunkten und entsprechend unterschiedlicher Aushärtung an prismatischen Probekörpern ermittelt. Die Art der Prüfungen und deren Ergebnisse gehen aus Bild 3.4 hervor.

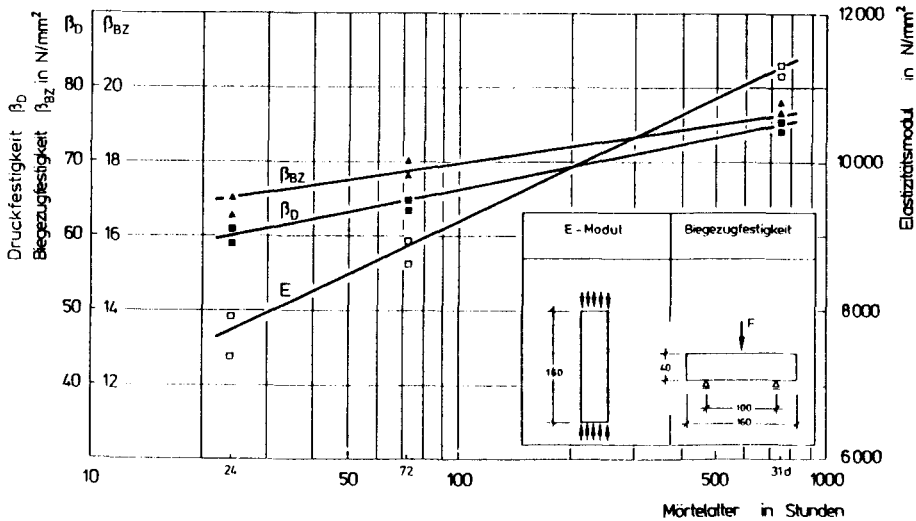


Bild 3.4: Einfluß der Zeit auf E-Modul, Biegezugfestigkeit und Druckfestigkeit des Kunstharzmörtels; Durchführung der Prüfung in Anlehnung an DIN 1164 bzw. DIN 18 555 bei Raumtemperatur

Die Kurvenverläufe zeigen, daß die Entwicklung der einzelnen mechanischen Kennwerte in unterschiedlichem Maße von der Aushärtung abhängt. Während die Biegezugfestigkeit nach einem Tag bereits rd. 90 % der 28-Tage-Festigkeit beträgt, hat der E-Modul erst etwa 70 % erreicht.

In Bild 3.5 sind die zugehörigen Spannungs-Dehnungslinien bei Druckbeanspruchung aufgetragen.

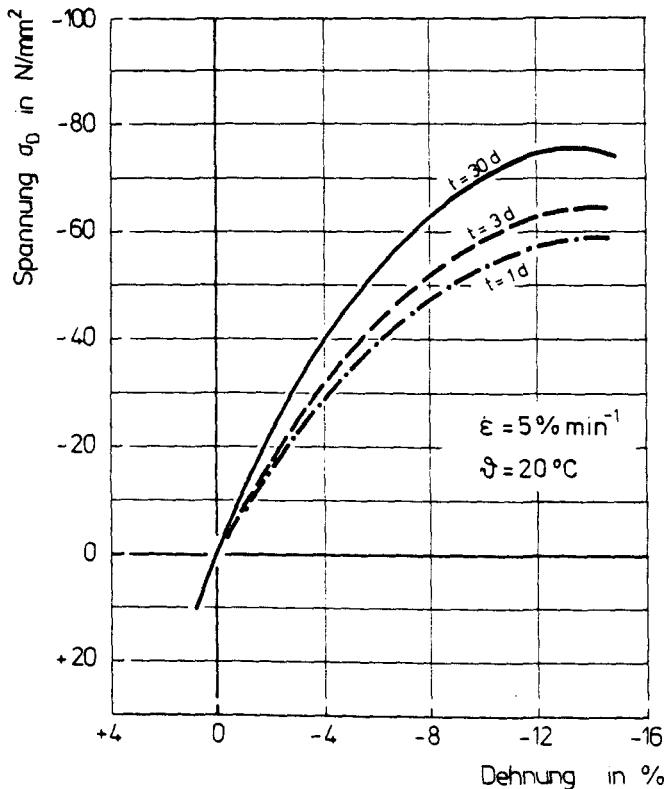


Bild 3.5: Spannungs-Dehnungslinien von UP-Vergußmörteln bei verschiedenem Mörtelalter (mittiger Druck)

Alle Proben wurden bei Raumtemperatur hergestellt und gelagert. Werden Kunstharzmörtel auf Baustellen bei niedrigen Temperaturen angemischt, so ist deren verzögernder Einfluß auf die Festigkeitsentwicklung zu beachten. Diesem Einfluß kann durch eine erhöhte Zugabe von Reaktionsmitteln oder aber durch Warmhärtung begegnet werden.

4. DAS VERBUNDVERHALTEN ZWISCHEN HLV-STÄBEN UND KUNSTHARZ-MÖRTEL

4.1 Der Adhäsionsmechanismus

Der Verbund zwischen dem HLV-Stab und Kunstharzmörtel beruht auf adhäsiven Kräften und ist als eine Klebeverbindung anzusehen.

Voraussetzung für eine gute Adhäsion ist, daß der Klebstoff die zu verklebende Fläche benetzt. Das Benetzungsvermögen zeigt sich an dem Randwinkel θ , den ein Klebertropfen auf einem Fügepart bildet (Bild 4.1). Bei kleinem Winkel θ ist die Benetzungsfähigkeit hoch, und es ist eine große Festigkeit der Klebeverbindung zu erwarten. Die Größe des Randwinkels läßt sich im allgemeinen anhand der gemessenen Oberflä-

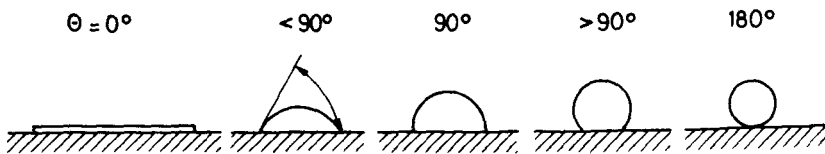


Bild 4.1: Verschiedene Randwinkel ($0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$)

chenspannungen von Fügepart und Klebstoff voraussagen. Da die Oberflächenspannungen beispielsweise von Metallen sehr hoch sind gegenüber denen von Klebstoffen, sind hier sehr gute Klebeverbindungen möglich. Kunststoffe weisen im Vergleich zu Metallen niedrigere bis sehr niedrige Oberflächenspannungen auf [19, 35] und sind überwiegend als benetzungsunwillig einzustufen. Dennoch lassen sich einige Kunststoffarten sehr gut verkleben. Neuere Untersuchungen [34] haben gezeigt, daß die Klebbarkeit von Kunststoffen durch deren Molekülstruktur bestimmt wird. Die Oberflächenspannung läßt sich in einen polaren und in einen unpolaren, dispersen Anteil aufsplitten. Besonders gute Klebeverbindungen sind danach immer dann zu verzeichnen, wenn die polare Spannung von Kleber und Fügepart

ähnlich ist oder, besser noch, gleich ist. Diese Beobachtung konnte an verschiedenen Werkstoff/Klebstoff-Kombinationen wiederholt werden. Bei einer Kombination von HLV-Stab und Kunstharzmörtel sind daher gute Voraussetzungen für eine große Klebfestigkeit vorhanden, da Matrixharz und Bindemittel des Mörtels UP-Harze gleicher chemischen Herkunft sind.

4.2 Das Verbundverhalten von Verbindungen mit Polymerwerkstoffen

Bevor auf die eigenen Verbundversuche eingegangen wird, sollen einige Arbeiten angesprochen werden, die das Verbundverhalten von Bewehrungsstäben in Kunstharzmörtel behandeln sowie über Festigkeitsuntersuchungen an Verklebungen von GFK-Laschen berichten. In diesen Untersuchungen wurde u. a. der Einfluß von Temperatur und Verbundlänge auf die Verbundfestigkeit verfolgt.

Über das Verbundverhalten von in Kunstharzmörtel eingebetteten Betonrippenstählen berichten EIBL et al. [15] sowie FRANZ [16] und WERSE [64]. Diese Versuche ergaben übereinstimmend, daß die Verwendung von Kunstharzmörtel zu sehr hohen Verbundfestigkeiten führt. In Bild 4.2 sind τ - v -Beziehungen wiedergegeben, die mit Mörteln auf der Basis von UP- und EP-Harz bei verschiedenen Prüftemperaturen ermittelt wurden.

Die Abmessungen der Prüfkörper sind in Bild 4.2 dargestellt. Die Verbundlänge betrug $l_v = 3 d_s = 36$ mm. Die Ergebnisse zeigen die deutliche Abhängigkeit des Verbundverhaltens von der Prüftemperatur.

In zahlreichen Arbeiten wurde das Verbundverhalten geklebter Verbindungen, insbesondere von Metallverklebungen, ermittelt [3, 11, 33]. Auf das Verhalten von Überlappungsklebungen aus GFK-Fügeteilen ging ALTHOF [2] umfassend ein. Er variierte in seinen Versuchen das Klebesystem, die Aushärte- und Prüftemperatur, die Art der Oberflächenvorbehandlung, die Überlappungslänge und die Klebschichtdicke.

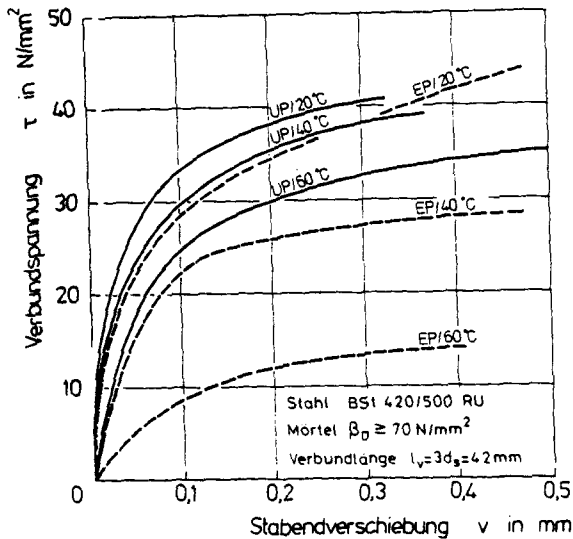


Bild 4.2: Verbundspannungs-Verschiebungslinien von in Kunstharzmörtel eingebetteten Betonrippenstählen in Abhängigkeit von der Prüftemperatur und dem Harztyp - Prüfalter $t = 28$ Tage - nach EIBL/Franke/Hjorth [15]

In Bild 4.3 wird der Einfluß der Überlappungslänge auf die mittlere Schubspannung τ_{mu} in der Klebschicht im Bruchzustand dargestellt. Die Ergebnisse machen den Einfluß der Überlappungslänge $l_{\ddot{u}}$ deutlich. Bei einer Länge von $l_{\ddot{u}} = 10 \text{ mm}$ beträgt $\tau_{mu} = 25 \text{ N/mm}^2$; bei $l_{\ddot{u}} = 50 \text{ mm}$ dagegen nur noch $\tau_{mu} = 10 \text{ N/mm}^2$.

Ein qualitativ vergleichbarer Einfluß wurde von RANISCH [44] auch bei Verklebungen zwischen Stahl und Beton festgestellt. Wie seine Messungen ergeben haben, liegt die Ursache für die bei großen Überlappungslängen geringe mittlere Schubspannung im Bruchzustand darin, daß die Spannungsverteilung sehr ungleichmäßig ist. Im Anfangs- und Endbereich der Verklebung erreicht sie Spitzenwerte, im Mittenbereich sind die Spannungen dagegen niedrig.

Bild 4.4 gibt den Einfluß der Prüftemperatur wieder. Ausgehend von einer Schubfestigkeit von $\tau_{mu} = 19 \text{ N/mm}^2$ bei Raumtemperatur ergeben sich unter den vorhandenen Bedingungen für erhöhte Temperaturen Abminderungen auf $\tau_{mu} = 13 \text{ N/mm}^2$ bei $\vartheta = 60 \text{ °C}$ und $\tau_{mu} = 3 \text{ N/mm}^2$ bei $\vartheta = 100 \text{ °C}$.

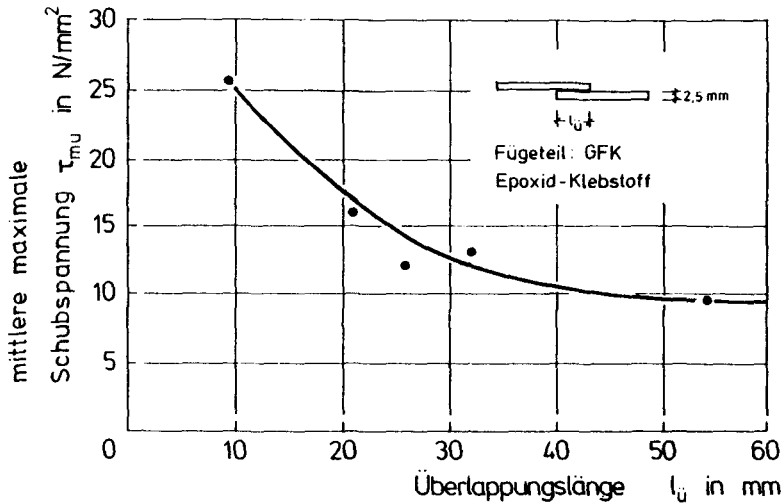


Bild 4.3: Mittlere maximale Schubspannung in Abhängigkeit von der Überlappungslänge bei GFK-Klebeverbindungen; aus [2]

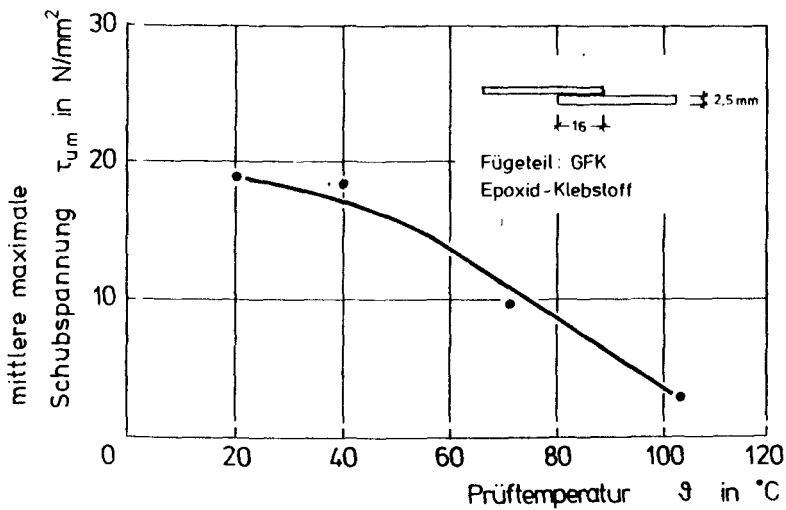


Bild 4.4: Mittlere maximale Schubspannung in Abhängigkeit von der Temperatur bei GFK-Klebeverbindungen; aus [2]

4.3 Das Kurzzeitverbundverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Wie aus Kapitel 3 hervorgeht, wurden im Rahmen von Vorversuchen verschiedene Mörtelsysteme hinsichtlich ihrer Verbundfestigkeit untersucht. Dabei hatte sich eine Mörtelzusammensetzung als geeignet erwiesen, die bei den Grundlagen- und Spanngliedversuchen zur Anwendung kam.

Mit diesem Mörtel wurden Ausziehkörper nach Bild 4.5 gefertigt, deren Verbundlänge $l_v = 20 \text{ mm}$ ($l_v = 2,6 d_{\text{HLV}}$) betrug. Der Aufbau des Prüfkörpers erfüllt die in der Stahlbetonforschung üblichen Anforderungen. Eine Besonderheit liegt darin, daß die vom Kolben ausgeübte Kraft erst unmittelbar unterhalb der Verbundzone über ein Stahlrohr in den HLV-Stab eingeleitet wird. Auf diese Weise wird erreicht, daß der Versuch nach Überschreiten der Verbundfestigkeit weggeregelt gesteuert werden kann.

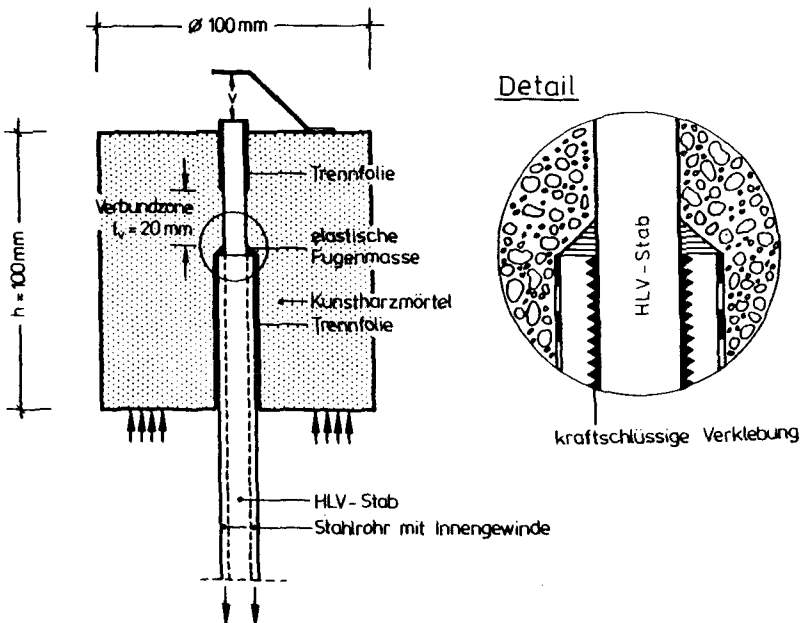


Bild 4.5: Aufbau des Ausziehkörpers für die Verbunduntersuchungen

Eine Kraftübertragung von der Maschinenklemme bis zur Verbundzone durch den HLV-Stab selbst würde zur Folge haben, daß im Stab bis zum Versagen erhebliche Energie gespeichert wird. Bei Verbundversagen würde sie plötzlich freigesetzt werden, so daß die damit verbundene große Verschiebungsgeschwindigkeit die meßtechnische Erfassung der wahren τ - v -Beziehung im fallenden Ast nicht zuließe.

Zwischen der Verbundspannung τ und der Verschiebung v besteht bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit τ_u ein nahezu linearer Zusammenhang (Bild 4.6). Nach Überschreiten von τ_u fällt die Verbundspannung bis auf einen auf Reibung zurückzuführenden Wert τ_R ab.

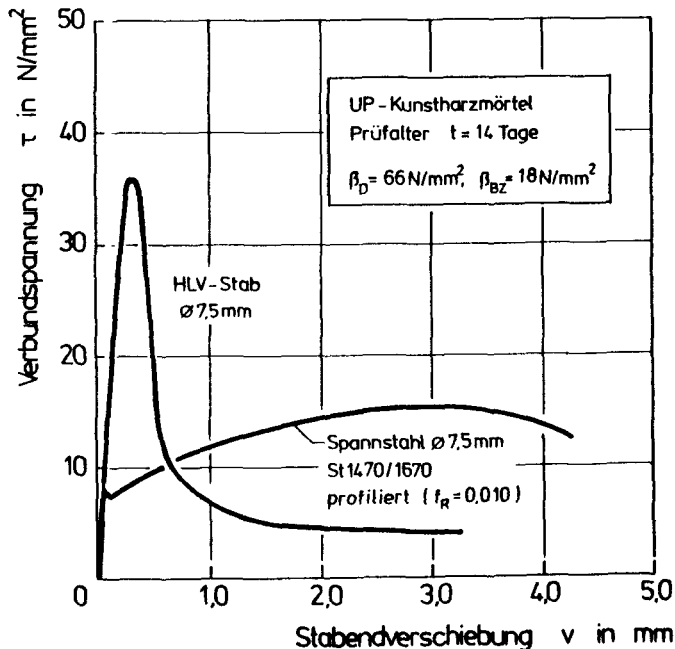


Bild 4.6: Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung eines HLV-Stabes sowie eines Spannstahls in Kunstharzmörtel; Verbundlänge $l_v = 20 \text{ mm}$

Verwendet man anstelle des HLV-Stabes einen profilierten Spannstahl mit einer bezogenen Rippenfläche $f_R = 0,010$, so ergibt sich die gleichfalls eingetragene τ - v -Beziehung. Der Vergleich der beiden Kurven macht die verschiedenartigen Verbundmechanismen deutlich. Während bei HLV-Stäben der Verbund auf Adhäsion zurückzuführen ist und die maximale Verbundspannung von $\tau_u = 36 \text{ N/mm}^2$ bereits bei einer Verschiebung von $v \sim 0,4 \text{ mm}$ eintritt, ist der adhäsionsbedingte Verbund bei Spannstahl gering ($\tau_{ad} \sim 8 \text{ N/mm}^2$). Beim Spannstahl versagt der Verbund nach großer Verschiebung auf einem wesentlich niedriger liegenden Festigkeitsniveau von $\tau_u = 16 \text{ N/mm}^2$. Das Versagen ist zurückzuführen auf das Überschreiten der Mörtelfestigkeit unterhalb der durch die Profilierung gebildeten Spannstahlkonsolen.

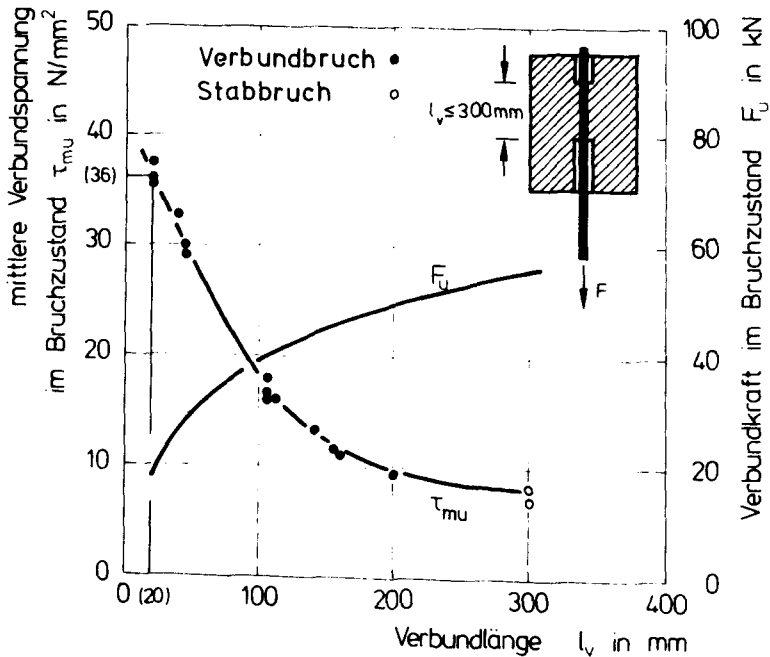


Bild 4.7: Einfluß der Verbundlänge auf die Verbundkraft bzw. auf die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand bei HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Um den Einfluß der Verbundlänge auf die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand zu ermitteln, wurde die Verbundlänge bei weiteren Versuchen bis auf $l_v = 300$ mm vergrößert. Dabei ergab sich eine Abhängigkeit, wie sie auch von Überlappungsklebungen her bekannt ist (Bild 4.7). Die Proben versagten i.a. durch Stabauszug. Bei der größten untersuchten Verbundlänge von $l_v = 300$ mm war sowohl Stabauszug als auch Faserbruch als Versagensursache festzustellen.

4.4 Das Verbundverhalten unter zyklischer Beanspruchung

Um das Verbundverhalten unter nichtruhender Beanspruchung zu ermitteln, wurden Ausziehkörper nach Bild 4.5 einer zyklischen Beanspruchung ausgesetzt. In diesen Versuchen sollte die Frage geklärt werden, welchen Einfluß die Oberlast und die Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl haben und wie bei dieser Beanspruchungsart die Schlupfentwicklung verläuft.

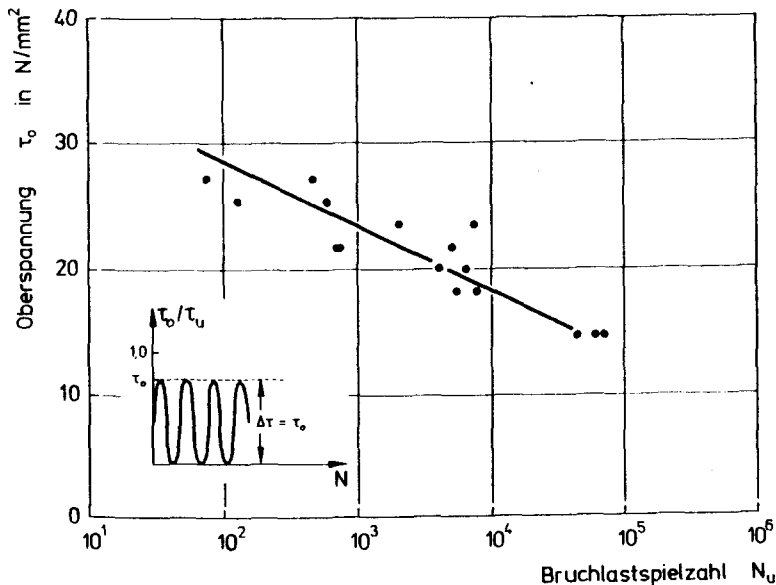


Bild 4.8: Einfluß der Oberspannung auf die Bruchlastspielzahl bei HLK-Kunstharzmörtel-Ausziehkörpern nach Bild 4.5 (Verbundlänge $l_v = 20$ mm)

In der ersten Versuchsserie wurde die Beanspruchung zwischen verschiedenen Oberlasten und einer Unterlast von $F = 0 \text{ kN}$ eingestellt. Die höchste untersuchte Oberlast entsprach einer Verbundspannung von $\tau_o = 27 \text{ N/mm}^2 \approx 0,75 \tau_{u,m}$. Die in Bild 4.8 in Abhängigkeit von der Oberspannung aufgetragenen Bruchlastspielzahlen weisen bei halblogarithmischer Darstellung einen linearen Zusammenhang auf. Die Existenz einer Verbunddauerfestigkeit läßt sich daraus nicht ablesen.

Die während der Zugschwellversuche gemessene Schlupfzunahme ist in Bild 4.9 als Mittelwertkurve aufgetragen. Es zeigt, daß die Schlupfzunahme zunächst sehr gering ist und erst unmittelbar vor dem Versagen deutlich zunimmt.

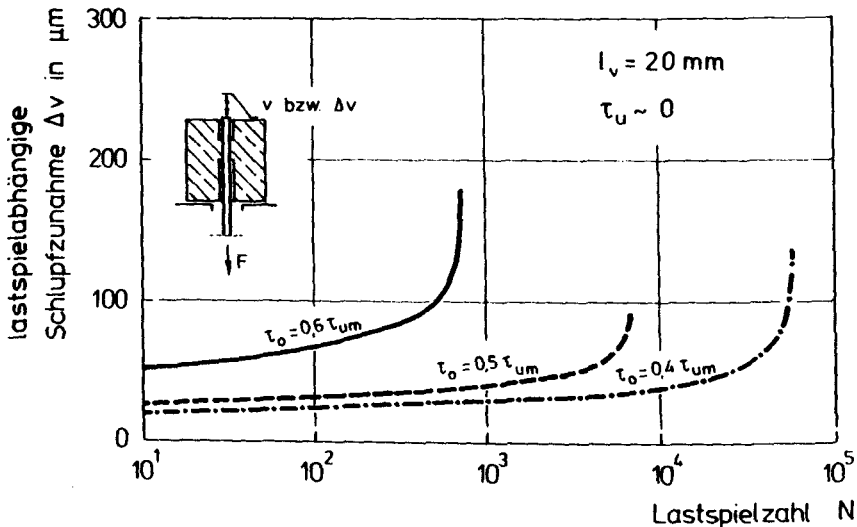


Bild 4.9: Lastspielabhängige Schlupfzunahme in Abhängigkeit von der Oberspannung ($\Delta\tau = \tau_o$)

Eine weitere Serie wurde unter Zugschwellbeanspruchung mit verschiedenen Unterspannungen untersucht. Diese Serie ist aufzugliedern in drei Teilsereien mit folgenden Oberspannungen: $\tau_o = 27,0 \text{ N/mm}^2 \approx 0,75 \tau_{u,m}$, $\tau_o = 25,2 \text{ N/mm}^2 \approx 0,70 \tau_{u,m}$, $\tau_o = 23,4 \text{ N/mm}^2 \approx 0,65 \tau_{u,m}$. In Bild 4.10 sind die Bruchlastspielzahlen in Abhängigkeit von der Schwingbreite dargestellt.

Daraus wird ersichtlich, daß eine Reduzierung der Oberspannung um $\Delta\tau = 0,10 \tau_U$ zu einer Erhöhung der Bruchlastspielzahl um etwa eine Größenordnung führt.

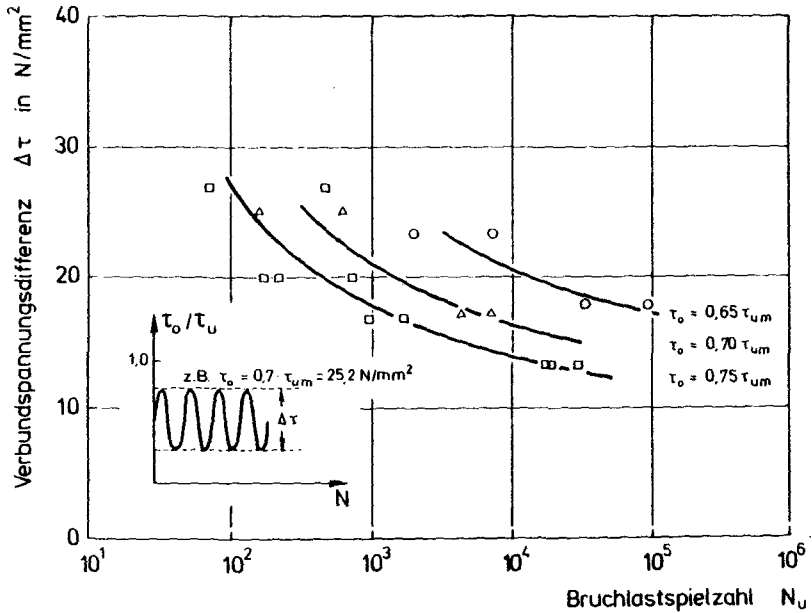


Bild 4.10: Einfluß der Verbundspannungsdifferenz auf die Bruchlastspielzahl in Abhängigkeit von der Oberspannung bei HLV-Kunstharzmörtel-Ausziehkörpern nach Bild 4.5 (Verbundlänge $l_V = 20 \text{ mm}$)

5. EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM TRAGVERHALTEN VON HLV-VERANKERUNGEN

5.1 Entwicklung einer HLV-Verankerung

5.1.1 Vorbemerkungen

Im folgenden Kapitel werden die Versuchsergebnisse zum Tragverhalten einer ausgewählten HLV-Vergußverankerung mitgeteilt. Zuvor wird ein Überblick zu den für Spannstahl verwendeten Verankerungen gegeben. Daran anschließend werden die Ergebnisse eigener Versuche zur Entwicklung einer HLV-Verankerung zusammengefaßt.

Unter dem Tragverhalten einer Verankerung wird ihr Kraft- und Verformungsverhalten bezeichnet, dessen Kenntnis als Grundlage für die Bemessung und für den Vergleich mit Ergebnissen rechnerischer Untersuchungen von Bedeutung ist. Dieser experimentelle Teil ist begründet auf einer größeren Zahl eigener Verankerungsversuche an ein- und mehrstäbigen HLV-Spanngliedern. In der Summe handelt es sich um rd. 200 durchgeführte Einstab- sowie etwa 30 Spanngliedversuche. Einschränkung ist jedoch zu sagen, daß der Schwerpunkt dabei auf der Verankerungsentwicklung lag. Demzufolge wurden verschiedene, zum Teil nicht miteinander vergleichbare Systeme untersucht. Wie bereits angesprochen, steht im Mittelpunkt dieser Arbeit das Tragverhalten eines ausgewählten Verankerungssystems, das sich als eine technisch und wirtschaftlich gleichermaßen zufriedenstellende Lösung erwiesen hat. Mit dieser im Abschnitt 5.1.3 beschriebenen Verankerung wurde auch der überwiegende Teil der Versuche durchgeführt. Dabei konnten auch die für die Beurteilung des Tragverhaltens maßgebenden Messungen (Bruchkraft, Relativverschiebungen und Hülsendehnungen) und Beobachtungen (Versagensbilder) erfolgen.

Auf die durchgeführten Versuche wird im einzelnen noch eingegangen. Sie lassen sich in folgende Arten unterteilen:

Kurzzeitversuch - statischer Zugversuch
Langzeitversuch - Zugschwellversuch sowie
statischer Zeitstandversuch bzw.
Dauerstandversuch

Während der statische Zugversuch und der Zugschwellversuch nach [45] Bestandteil der Zulassungsversuche für Spannstaahl-Spannverfahren ist, wurden darüber hinaus statische Langzeitversuche durchgeführt, um den Zeiteinfluß auf das Verankerungsverhalten des HLV-Spannglieds zu ermitteln.

5.1.2 Übertragbarkeit von Konstruktionsprinzipien der Spannstaahlverankerungen auf HLV-Spannglieder

Die Suche nach einer Verankerung für den HLV-Stab, die es gestattet, dessen hohe statische Festigkeit nahezu voll zu aktivieren, und die darüber hinaus eine angemessene Dauerschwingfestigkeit besitzt, beginnt naturgemäß bei den heutigen, bewährten Verankerungssystemen des Spannbetonbaus. Über letztere gibt KORDINA [26] einen umfassenden Überblick.

Die Tendenz zum mehr- bis vielstäbigen Spannglied gegenüber dem Einstabspannglied ist unübersehbar. Selbst für niedrige zulässige Vorspannkkräfte dominieren die Litzenspannverfahren und die Verfahren mit Drähten St 1470/1670 sowie mit Stäben St 1420/1570. Aber auch die Einzelstabverfahren mit Stäben der Streckgrenze 800 bis 1 100 N/mm² werden bei kurzen Spanngliedern umfangreich eingesetzt. In [59] sind die derzeit in der Bundesrepublik Deutschland zugelassenen Verfahren aufgeführt.

Bei den heutigen Verankerungen ist zwischen Systemen mit stählernen Ankerteilen und Haftverankerungen zu unterscheiden. Im folgenden werden die wesentlichen Konstruktionsprinzipien erläutert.

Verankerungen durch stählerne Ankerteile:

- KEILVERANKERUNG: Drähte, Stäbe oder Litzen werden durch Einzel- oder Mehrfachkeile auf kurzer Strecke von 35 bis 60 mm Länge mit hohem Querdruck verankert.
- KLEMMPLATTENVERANKERUNG: Drähte oder Stäbe werden auf einer langen Strecke mit einem Plattenpaket durch Klemmschrauben quergepreßt und damit verankert.
- GEWINDEVERANKERUNG: Stäbe von 16 bis 36 mm Durchmesser werden durch Mutter und Platte gehalten. Das Stabgewinde kann auf zwei Wegen aufgebracht werden: warmes Aufwalzen auf ganzer Stablänge (Gewindestab) oder kaltes Aufrollen des Gewindes auf die Stabenden.
- KÖPFCHENVERANKERUNG: Auf die Enden von hochfeste Drähte werden Köpfchen kalt aufgestaucht, die als Endanker die Kräfte gegen gelochte Ankerscheiben abgeben.

Haftverankerungen:

Die Krafteinleitung in den Beton erfolgt durch Verbund. Dabei werden gerade Draht-, Stab- oder Litzenenden mit entsprechender Einleitungslänge einbetoniert. Durch kalte Wellung oder Schlaufung kann letztere verkürzt werden. Das kalte Aufstauchen von Litzenenden zu sogenannten Zwiebeln bezweckt ebenfalls eine Verkürzung der Einleitungslänge.

Die Übertragung der angesprochenen Konstruktionsprinzipien auf HLV-Verankerungen ist nur in geringem Umfang möglich. Alle Verankerungen, die wie die Gewinde- und Köpfchenverankerung eine Kaltverformung des Spannstabes voraussetzen, scheidet a priori aus. Der Versuch, Keilverankerungen mit den üblichen Abmessungen zu verwenden, führt zu der aus Bild 5.1 zu entnehmenden Schädigung. Bereits bei einer niedrigen Kraft von $F = 20 \text{ kN}$ kerben sich die Zähne des Keils nahezu in ihrer vollen Höhe von rd. 0,8 mm in den HLV-Stab ein. Der Verankerungsbruch entsteht bei $F \sim 25 \text{ kN}$. Die Kerbtiefe im Spannstahl beträgt hingegen - ebenfalls bei $F = 20 \text{ kN}$

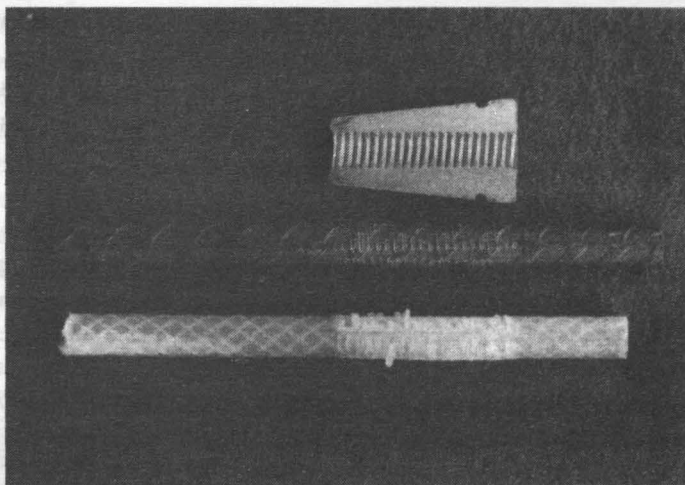


Bild 5.1: Schädigung eines HLV-Stabes und eines Spannstahls (St 1470/1670) durch die Zähne einer Keilklemmverankerung bei $F = 20 \text{ kN}$

gemessen - nur etwa 0,1 bis 0,2 mm. Auch die Verwendung modifizierter Keilverankerungen mit großer Keillänge und feiner Zahnung führt zu keinem befriedigenden Wirkungsgrad.

Die Eignung von Haftankern muß noch überprüft werden. Die Anwendung dieses Ankersystems ist wie auch bei Spannstählen auf Festanker begrenzt. Eine Verkürzung der Einleitungslänge beispielsweise durch die Wellung des Stabes scheidet aus.

Über Bemühungen, die Klemmverankerung für GF-Werkstoffe zu verwenden, wurde bereits im Abschnitt 1.3 berichtet. Diese Versuche zeigten unter Laborbedingungen sehr gute Ergebnisse, wobei bandartige Stäbe mit einem großen Verhältnis zwischen Oberfläche und Querschnittsfläche verankert wurden. Es mag jedoch angezweifelt werden, ob die erforderliche große Sorgfalt bei der Montage der Verankerung zum Aufbau einer definierten und langfristig wirkenden Querverpressung unter den Gegebenheiten einer Baustelle sicherzustellen ist.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß Übertragungsmöglichkeiten von Verankerungssystemen aus dem Spannbetonbau nicht gefunden wurden. Als nächstes ist daher zu prüfen, ob Seilvergußverankerungen ein geeignetes Konstruktionsprinzip für HLV-Verankerungen darstellen. Diese Verankerungsart hat für den Großbrückenbau (Hänge-, Schrägseilbrücken etc.) entscheidende Bedeutung erlangt.

Sie besteht im wesentlichen aus einem Seilkopf nach Bild 5.2, in dem die Drahtenden mit einem metallischen Werkstoff vergossen werden. Der Verguß setzt sich üblicherweise aus einer niedrigschmelzenden Weißmetallegerung (Blei, Zinn und Antimon) zusammen oder besteht aus Feinzink. Um eine gute Umhüllung der Einzeldrähte zu erzielen, wird das Seil vor dem Vergießen besenförmig gespreizt.

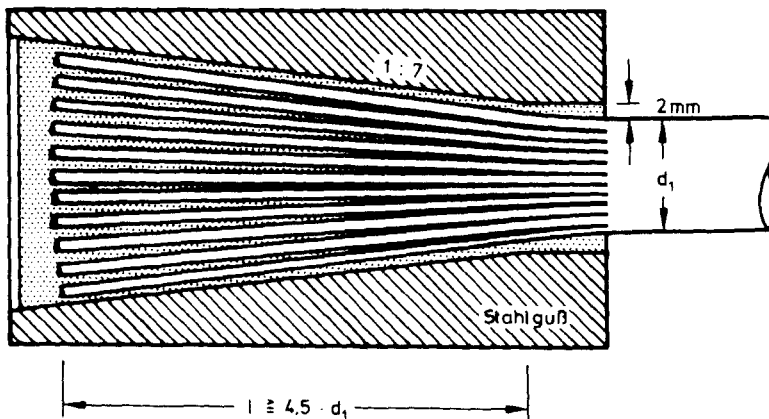


Bild 5.2: Seilkopf nach DIN 1079

Die Eintragung der Zugkraft erfolgt über Haft- und Reibverbund. Diese Verankerungsart hat sich außer für Seile auch für Litzen- und Paralleldrahtbündel bewährt.

Um die gestiegenen Anforderungen an die Dauerschwingfestigkeit der Spannglieder zu erfüllen, wurden in jüngster Zeit

Anstrengungen unternommen, die dynamische Leistungsfähigkeit der Verankerungen zu verbessern. Mit den konventionellen Metallvergüssen ließ sich die Dauerschwingfestigkeit der Drähte nur zu maximal 35 % ausnutzen [38]. In diesem Zusammenhang sind die Arbeiten anzusprechen, über die ANDRÄ/ZELLNER [4] und PATZAK/NÜRNBERGER [39] berichten. Die in [4] vorgestellte neuentwickelte Vergußverankerung für Paralleldrahtbündel ist in Bild 5.3 zu sehen. Die Drähte werden im Ankerkopf strahlenförmig auseinandergezogen; anschließend werden

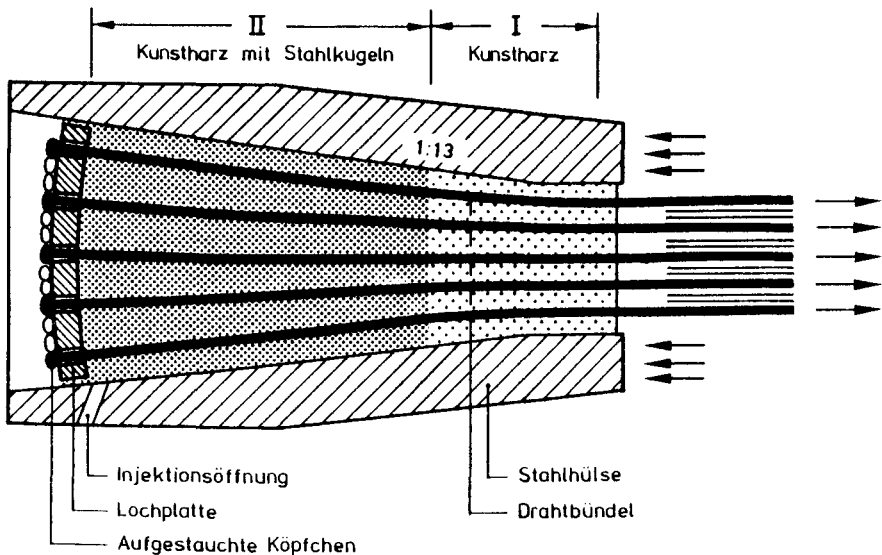


Bild 5.3: Hi-Am Verankerung für Paralleldrahtbündel nach ANDRÄ/ZELLNER [4]

ihre Endbereiche durch eine Lochplatte gesteckt und zu Köpfchen aufgestaucht. Der Hohlraum wird im Bereich II mit harten Stahlkugeln verfüllt und die verbleibenden Zwischenräume einschließlich des Bereiches I mit kalthärtendem Kunstharz ausgepreßt. Dadurch, daß der Bereich der Drahtumlenkungen frei von Stahlkugeln bleibt, wird die für die Dauerfestigkeit als schädigend erkannte Gleitreibung weitgehend vermieden. Um die hohe

dynamische Leistungsfähigkeit dieser Verankerungsart auszudrücken, hat sie die Bezeichnung "Hi-Am" erhalten (für: high amplitude). Die von PATZAK/NÜRNBERGER entwickelte Metallvergußverankerung hat demgegenüber einen einfacheren konstruktiven Aufbau. Sie ist im wesentlichen eine Weiterentwicklung der konventionellen Metallvergußverankerung, wobei ihr Merkmal in einem zweiteiligen Verguß besteht: der Eintrittsbereich der Drähte wird mit einer Bleilegierung und der obere tragende Teil mit einer stahlschrotgefüllten Zinklegierung vergossen. Auch diese Verankerung vermeidet Schädigungen der Spanndrähte durch Gleitreibung, die zu Reibkorrosion führt.

In Seilköpfen kann also eine zum Teil sehr hohe Zahl von Einzelstäben oder -drähten über einen im allgemeinen metallischen Verguß statisch und dynamisch nahezu verlustfrei verankert. Das Konstruktionsprinzip bietet sich auch für vielstängige HLV-Spannglieder an, da die Stäbe nicht kerbbeansprucht werden, der Querdruck zu begrenzen ist und Verbundlängen nach statischen Erfordernissen gewählt werden können.

5.1.3 Überblick über die Entwicklung von HLV-Vergußverankerungen

In der ersten Versuchsserie zur Verankerung von HLV-Spanngliedern wurde ein System untersucht, das einer Metallvergußverankerung für Seile vergleichbar ist. Der Aufbau des Ankers geht aus Bild 5.4 hervor. In den Versuchen wurden folgende Parameter variiert:

- Konuslänge l_k
- Konusneigung α
- Wandrauigkeit ρ bzw. Reibungsbeiwert μ

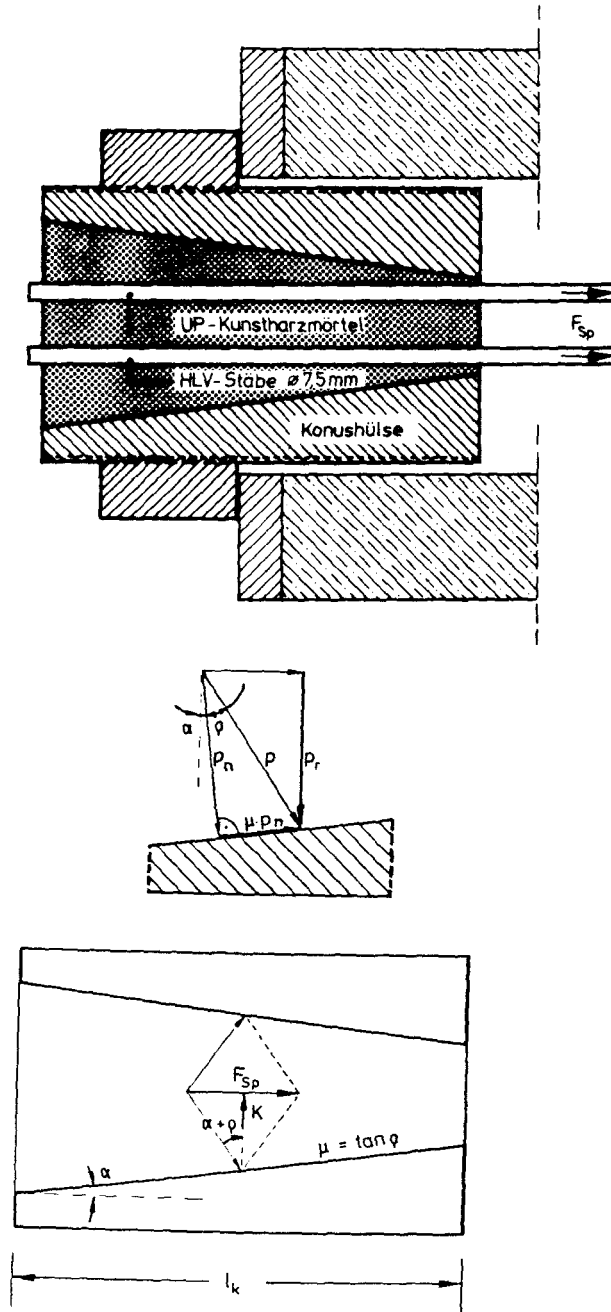


Bild 5.4: Aufbau und Tragmechanismus der Konusverankerung

Für den Aufbau des Tragsystems ist es wichtig, daß sich der Vergußkörper unter der Belastung in die Ankerhülse einziehen kann. Dabei entstehen radiale Klemmkräfte, deren Summe sich aus der folgenden Beziehung ergibt:

$$K = \frac{F_{Sp}}{\tan(\alpha + \rho)} \quad (5.1)$$

F_{Sp} - Spanngliedkraft

ρ = arc tan μ - Reibungswinkel Hülse/Vergußkegel

Aus der Klemmkraft K wird die auf die Stäbe wirkende mittlere radiale Pressung P_{rm} errechnet, indem die Klemmkraft durch die Mantelfläche des Vergußkegels dividiert wird:

$$P_{rm} = \frac{K}{M_k} \quad (5.2)$$

mit

$$M_k = l_k \cdot d_{km} \cdot \pi$$

l_k - Konuslänge

d_{km} - mittlerer Durchmesser des Vergußkegels

Bei dieser Rechnung ist zu berücksichtigen, daß das Schwinden des Vergusses zu einer Kegeldeformation führt, die eine Konzentration der Querpressung am lastseitigen Ankerende zur Folge hat. Diese ungleichförmige Beanspruchung des Kegels läßt sich an der Intensität und der Verteilung der Reibspuren auf der Oberfläche des Vergußkörpers unmittelbar ablesen (Bild 5.6). Zur rechnerischen Ermittlung des inneren Spannungszustands ist daher eine Abschätzung der wirksamen Konuslänge l_{kw} erforderlich und muß in Gl. (5.2) l_k ersetzen. Der mittlere Durchmesser des Vergußkegels ist entsprechend zu korrigieren.

Eine eingehende Wiedergabe der Versuchsergebnisse soll hier nicht erfolgen, da sich der betrachtete Verankerungstyp insgesamt als wenig leistungsfähig herausgestellt hat. Die Resultate werden jedoch kurz zusammengefaßt und kommentiert.

Die Bruchlasten der 6 bzw. 8 ständigen Spannglieder betragen zwischen $F_u = 34$ und 42 kN/Stab, was einem Wirkungsgrad von $\eta_A = 0,52$ bis $0,64$ gleichkommt. Die Versuche zeigten, daß die HLV-Stäbe bei hohen Querpressungen im Bereich der Verankerung gemäß Bild 5.7 brechen.

Wird Gl. (5.2) für einen konkreten Fall angewendet, bei dem die Verankerung eines 6 ständigen Spannglieds mit den in Bild 5.5 enthaltenen Abmessungen bei einer Kraft von $F_u = 240$ kN durch überhöhte Querpressung versagte, so ergibt sich aus Gl. (5.1) zunächst eine Klemmkraft von

$$K = \frac{240}{0,1 + 0,25} = 685,7 \text{ kN}$$

Berücksichtigt man weiter eine wirksame Konuslänge von $l_{kw} = \frac{1}{2} l_k = 75$ mm und eine qualitative Verteilung der Pressung wie in Bild 5.5 dargestellt, so ergibt sich

$$\max p_r = \frac{685,7 \cdot 10^3 \cdot 1,5}{75 \cdot 40,5 \cdot \pi} = 108 \text{ N/mm}^2$$

womit die Querbeanspruchung der Stäbe in der Nähe der Querdruckfestigkeit liegend ($\beta_{ND} \sim 140 \text{ N/mm}^2$) ermittelt wurde.

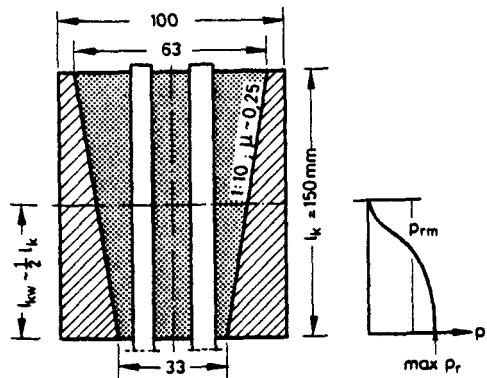


Bild 5.5: Abmessungen der Konusverankerung und qualitative Verteilung der Querpressung

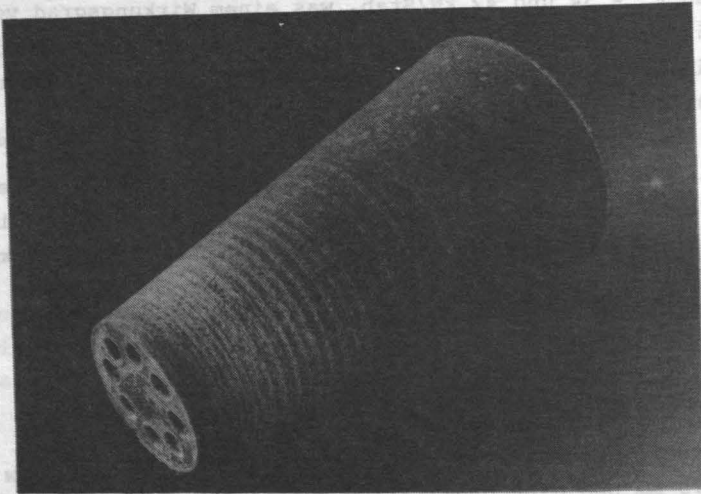


Bild 5.6: Ankerkonus nach stat. Zugversuch. Die hohe Wandrauigkeit führt zu deutlich erkennbaren Reibspuren. Ankerversagen durch Stabauszug bei $F_u = 42 \text{ kN/Stab}$.

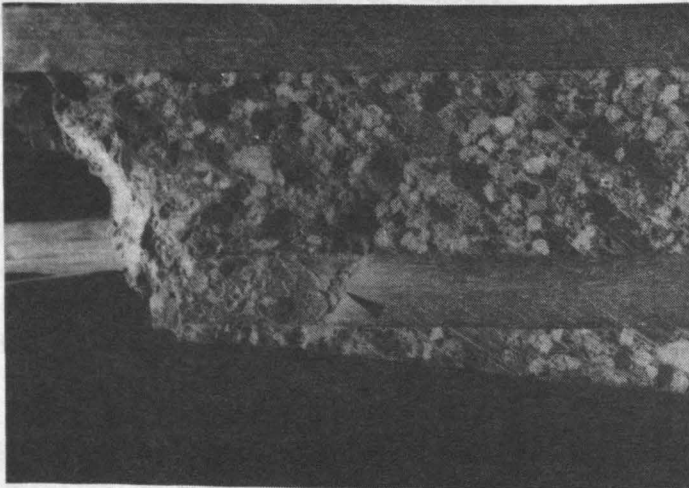


Bild 5.7: Querschnitt durch einen Konus mit geringer Wandrauigkeit und kleiner Steigung (1:10). Die hohe Querpressung führte zum Versagen einzelner Stäbe (Pfeil) bei $F_u = 36 \text{ kN/Stab}$.

Würden die Querpressungen durch konstruktive Maßnahmen vermindert, beispielsweise durch eine Erhöhung der Wandrauigkeit, so traten Stabauszüge auf (Bild 5.6).

Versuche mit deutlich unterschiedlichen Konuslängen von $l_k = 150$ mm bzw. $l_k = 300$ mm haben gezeigt, daß der Zugewinn an Tragfähigkeit unbedeutend ist. Dieses Ergebnis ist darauf zurückzuführen, daß die wirksame Konuslänge ab einer gewissen Mindestlänge unabhängig von der tatsächlichen ist.

Da die geringe Tragfähigkeit in erster Linie eine Folge des Mörtelschwunds ist, ließe sich die Leistungsfähigkeit dadurch erhöhen, daß der Vergußvorgang bei der Ankerherstellung in einer eigenen, geometrisch von der endgültigen Ankerhülse abweichenden Form nach Bild 5.8 durchgeführt wird. Paßt man auf diese Weise die Ankerhülse mit dem Steigungswinkel α_A der end-

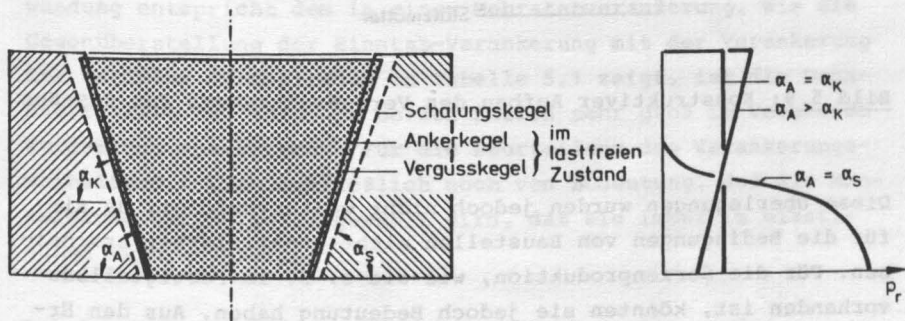


Bild 5.8: Schematische Darstellung des Einflusses verschiedener Kegelneigungen auf die Querpressung des Vergußkörpers

gültigen Neigung des Kegels α_K an, so ließe sich die Querpressung vergleichmäßigen. Stellt man den Innenkegel der Ankerhülse noch steiler ($\alpha_A > \alpha_K$), dann ergäbe dies eine an das lastfreie Ankerende verlagerte Querpressung. Eine derartige Pressenverteilung hat sich bei Keilverankerungen für Spannstähle als vorteilhaft erwiesen [37].

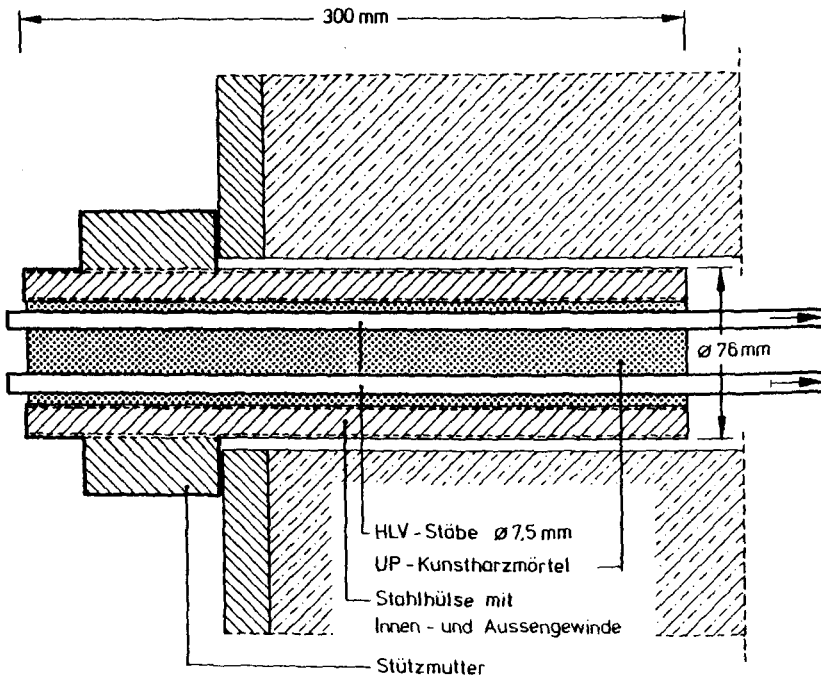


Bild 5.9: Konstruktiver Aufbau des Vergußrohrankers für 8-Stäbe

Diese Überlegungen wurden jedoch nicht weiterverfolgt, da sie für die Bedingungen von Baustellen nicht realisierbar erscheinen. Für die Serienproduktion, wie sie z. B. im Fertigteilmbau vorhanden ist, könnten sie jedoch Bedeutung haben. Aus den Erfahrungen mit der Konusverankerung ergab sich als Folgerung, auf eine zylindrische Verankerung überzugehen, bei der eine geometrisch bedingte Klemmkraft nicht aktiviert wird. Ein entsprechender Ankertyp ist in Bild 5.9 dargestellt. Dieser Anker hat sich als leistungsfähig erwiesen, ist wirtschaftlich herzustellen und hat einen geringen Platzbedarf. Er wird als Vergußrohranker bezeichnet. Um ein Ausziehen des Vergußkörpers aus der Hülse zu verhindern, wird sie mit einem groben Innengewinde versehen. Das äußere Gewinde dient zum Aufschrauben einer Stützmutter, über die die Verankerung gegen das Bauteil abgesetzt wird.

5.2 Versuche an Einstab-Vergußverankerungen

5.2.1 Konstruktiver Aufbau der Einstabverankerung und Ziel der Versuche

Es hat sich zur Untersuchung des Tragverhaltens mehrstäbiger Spannglieder bewährt, zunächst Vorversuche an einstäbigen Zugelementen durchzuführen. Voraussetzung dabei ist, daß die Verankerungen hinsichtlich Steifigkeit und Herstellung vergleichbar sind. Diese Vorgehensweise ermöglicht die Untersuchung des Einflusses einzelner Parameter, die sich aus der Wahl der Werkstoffe, der Ankergeometrie sowie der Herstellung oder aus anderen Randbedingungen ergeben.

Mit der in Bild 5.10 dargestellten Rohrvergußverankerung für Einzelstäbe wurde das Verhalten verankerter Einzelstäbe unter statischer und dynamischer Beanspruchung untersucht. Die Verankerung besteht aus einem Stahlrohr mit Innengewinde. Der Stab ist zentrisch eingegossen. Der Abstand zwischen Stab und Rohrwandung entspricht dem in einer Mehrstabverankerung. Wie die Gegenüberstellung der Einstab-Verankerung mit der Verankerung für 8stäbige Spannglieder in Tabelle 5.1 zeigt, ist die Dehnsteifigkeit der Hülse in beiden Fällen sehr groß im Vergleich zu der des Spannglieds. Für die Beurteilung des Verankerungsverhaltens ist es schließlich noch von Bedeutung, daß die Manteldicke der Hülse so gewählt wird, daß sie immer im elastischen Bereich bleibt.

Bei der Beurteilung der mit dieser Laborverankerung erzielten Ergebnisse ist zu berücksichtigen, daß sich das Tragverhalten einer Mehrstabverankerung in Einstabversuchen nur mit Einschränkung reproduzieren läßt.

In der Einstabverankerung mit zentraler Stabanordnung herrscht ein rotationssymmetrischer Spannungszustand. In einer mehrstäbigen Verankerung führt die Gruppenwirkung der Stäbe zu ungleichförmiger Spannungsverteilung.

Tab. 5.1: Querschnittsfläche und Dehnsteifigkeit der Ein- und Mehrstabverankerung nach Bild 5.9 bzw. 5.10

			Mehrstab- verankerung 8 Stäbe	Einstab- verankerung 1 Stab
Querschnittsfläche der Hülse	A_S	[mm ²]	2.400	236
Querschnittsfläche des Spanngliedes/Zugstabes	A_{GF}	[mm ²]	352	44,1
Dehnsteifigkeitsverhältnis Hülse/Zugstab	$\frac{E_S \cdot A_S}{E_{GF} \cdot A_{GF}}$	[-]	27,0	21,2
Stahlsorte			St 52	St 35
Streckgrenze	B_S	[N/mm ²]	~ 355	~ 270

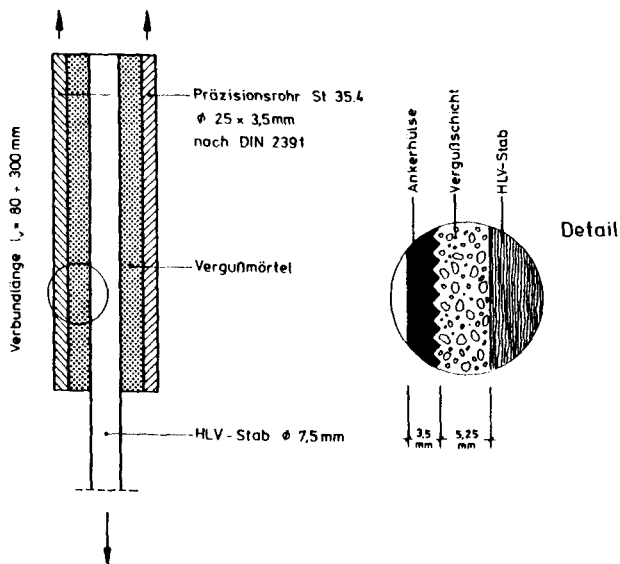


Bild 5.10: Konstruktiver Aufbau des Einstab-VerguBrohrankers

5.2.2 Einfluß der Verbundlänge auf Ankerkraft und Stabschlupf

Zur Ermittlung jener Verbundlänge, die zum Erreichen der maximalen Ankerkraft erforderlich ist, wurden statische Zugversuche mit dem in Bild 5.10 dargestellten Ankertyp durchgeführt. Die Verbundlängen wurden zwischen 80 und 300 mm variiert. Die Verankerungen versagten bei Hülslenlängen von $l_v < 200$ mm durch Stabauszug aus der Verankerung; bei einer Hülslenlänge von $l_v = 300$ mm traten überwiegend Stabbrüche auf. Aus dem Kurvenverlauf von Bild 5.11 ist zu schließen, daß eine Vergrößerung der Verbundlänge über 300 mm hinaus keine nennenswerte Erhöhung der maximalen Ankerkraft bewirkt. Ihr Mittelwert betrug $F_{um} = 64$ kN.

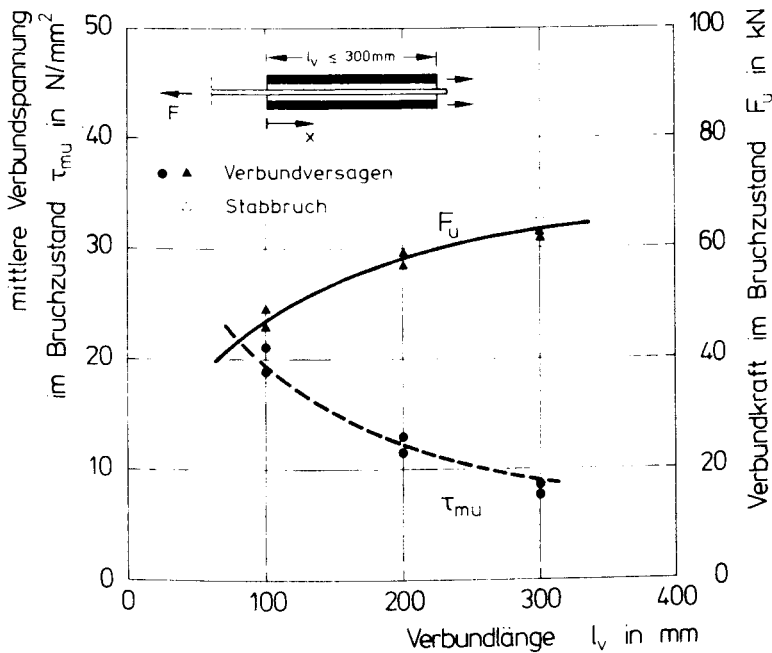


Bild 5.11: Einfluß der Verbundlänge auf die Bruchkraft und die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand

Der während der Belastung am lastseitigen Hülsenende gemessene Stabschlupf als Relativverschiebung zwischen Stab und Hülse ist in Bild 5.12 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß der Schlupf bis zu einer Beanspruchung von $F \sim 38$ kN unabhängig von der Einbettungslänge ist. Eine weiter steigende Beanspruchung führt bei kleiner Verbundlänge naturgemäß zu höherem Schlupf als bei größeren Verbundlängen.

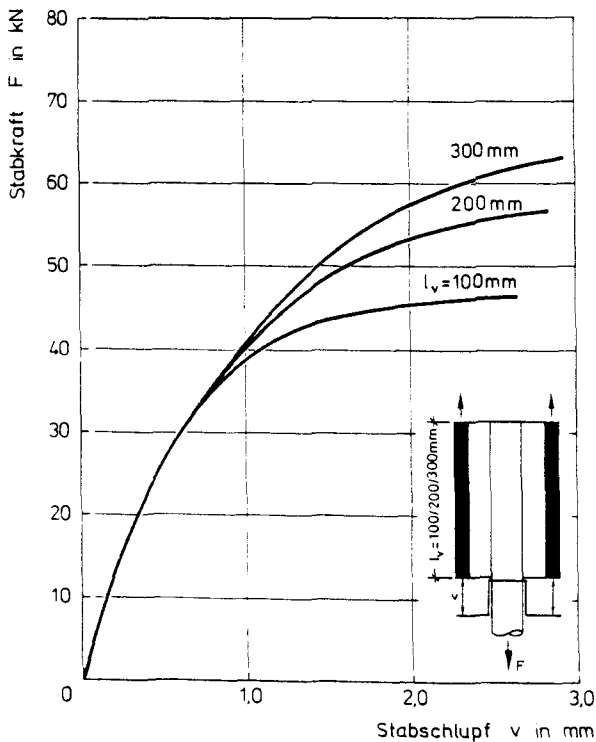
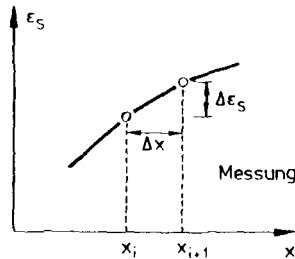


Bild 5.12: Einfluß der Stabkraft auf den lastseitigen Stabschlupf in Abhängigkeit von der Verbundlänge

5.2.3 Hülsendehnung und Verteilung der Verbundspannungen

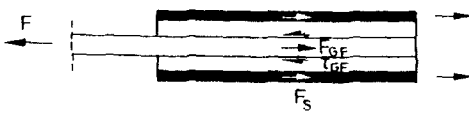
5.2.3.1 Ermittlung der Verbundspannungen

Zur Ermittlung der Kraftüberleitung aus dem HLV-Stab in die Verbundverankerung wurde die Längsdehnung der Stahlhülsen gemessen. Da sich die Ankerkraft an einer beliebigen Stelle x additiv aus dem von der Stahlhülse aufgenommenen Kraftanteil $F_S(x)$ und einem im GF-Stab vorhandenen Anteil $F_{GF}(x)$ zusammensetzt

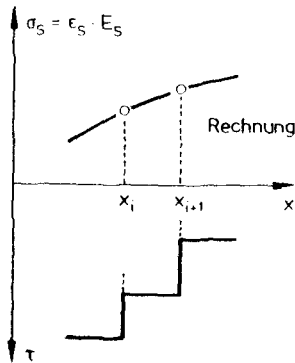


aus dem von der Stahlhülse aufgenommenen Kraftanteil $F_S(x)$ und einem im GF-Stab vorhandenen Anteil $F_{GF}(x)$ zusammensetzt

$$F(x) = F_S(x) + F_{GF}(x),$$



läßt sich aus dem Verlauf der Stahldehnung $\epsilon_S(x)$ die Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$ ermitteln. Wie aus Bild 5.13 hervorgeht, hat die Koordinate x ihren Ursprung am lastseitigen Hülseanfang. Unter Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens ergibt sich aus der Hülsenkraft $F_S(x) = \epsilon_S(x) \cdot A_S \cdot E_S$ folgende Gleichgewichtsbeziehung zwischen der differentiellen Verbundkraft und dem Differential der Hülsenkraft



$$\tau_{GF} \cdot u_{GF} = \frac{dF_S}{dx}$$

Bild 5.13: Schematischer Verlauf der gemessenen Stahldehnungen und der daraus errechneten Verbundspannungen

Mit der im Abstand $\Delta x = x_{i+1} - x_i$ gemessenen Hülsendehnung läßt sich die Verbundspannung abschnittsweise nach der Beziehung

$$\tau_{GF}(x_i; x_{i+1}) \cdot u_{GF} = \frac{\Delta F_S}{\Delta x} = \frac{\Delta \epsilon_S \cdot A_S \cdot E_S}{\Delta x}$$

errechnen. Da die so ermittelten Verbundspannungen unmittelbar von Stahldehnungsdifferenzen abhängen, wirken sich selbst geringe Meßungenauigkeiten deutlich aus.

5.2.3.2 Ergebnisse der Dehnungsmessungen

Lastabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Im oberen Teil von Bild 5.14 sind die Hülsendehnungen von drei Laststufen aufgetragen. Die Dehnungsverläufe für $F = 20 \text{ kN}$ und $F = 30 \text{ kN}$ haben qualitativ dieselbe Form, d. h. die Messungen ergeben an allen Punkten eine mit der Last steigende Dehnung. Bei einer Beanspruchung von $F = 40 \text{ kN}$ gehen die Dehnungen dagegen im lastnahen Hülsenbereich zurück, und der Kurvenverlauf verschiebt sich.

Zur Sprachregelung sei hier gesagt, daß der lastnahe Hülsenbereich auch als der vordere Bereich bezeichnet wird und entsprechend "lastfrei" mit "hinten" gleichgesetzt wird.

Im unteren Teil des Bildes sind die aus den Dehnungen errechneten Verbundspannungen τ_{GF} aufgetragen. Der Verlauf für $F = 30 \text{ kN}$ weist bereits am Hülsenbeginn einen Bereich hoher τ_{GF} -Spannungen auf, an den ein Bereich mit der Höchstspannung von $\max \tau_{GF} \approx 39 \text{ N/mm}^2$ angrenzt. Im weiteren Verlauf verringern sich die Verbundspannungen. Im Vergleich dazu ergeben sich für eine auf $F = 40 \text{ kN}$ gesteigerte Kraft am Hülsenanfang zunächst vergleichsweise geringe Verbundspannungen. Diese Beobachtung ist auf erste Verbundbrüche zurückzuführen. Der Bereich maximaler Verbundspannungen ist gegenüber der 30 kN -Kurve um etwa 25 mm ins Hülseninnere verschoben. Im

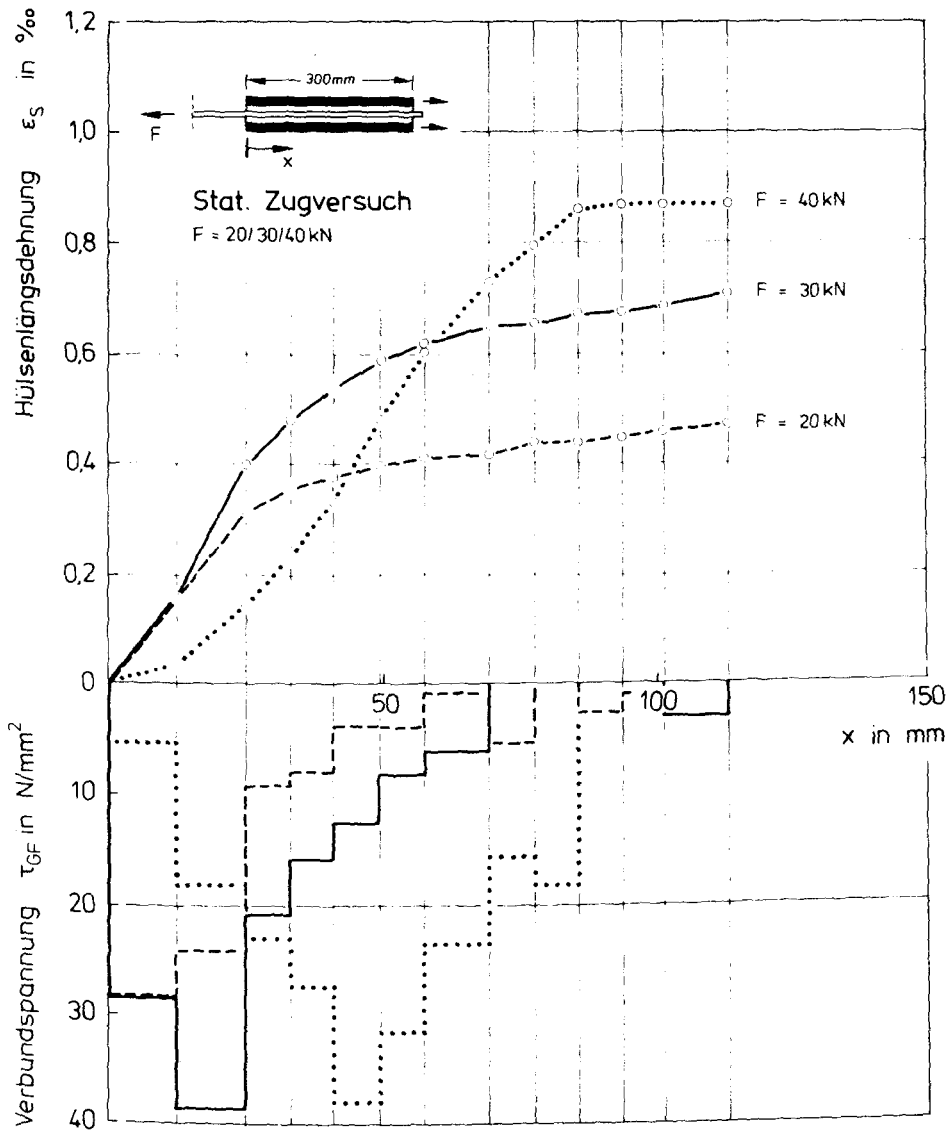


Bild 5.14: Gemessene Stahlhülsendehnung $\epsilon_s(x)$ in Abhängigkeit von der Ankerkraft und errechnete Verteilung der Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$

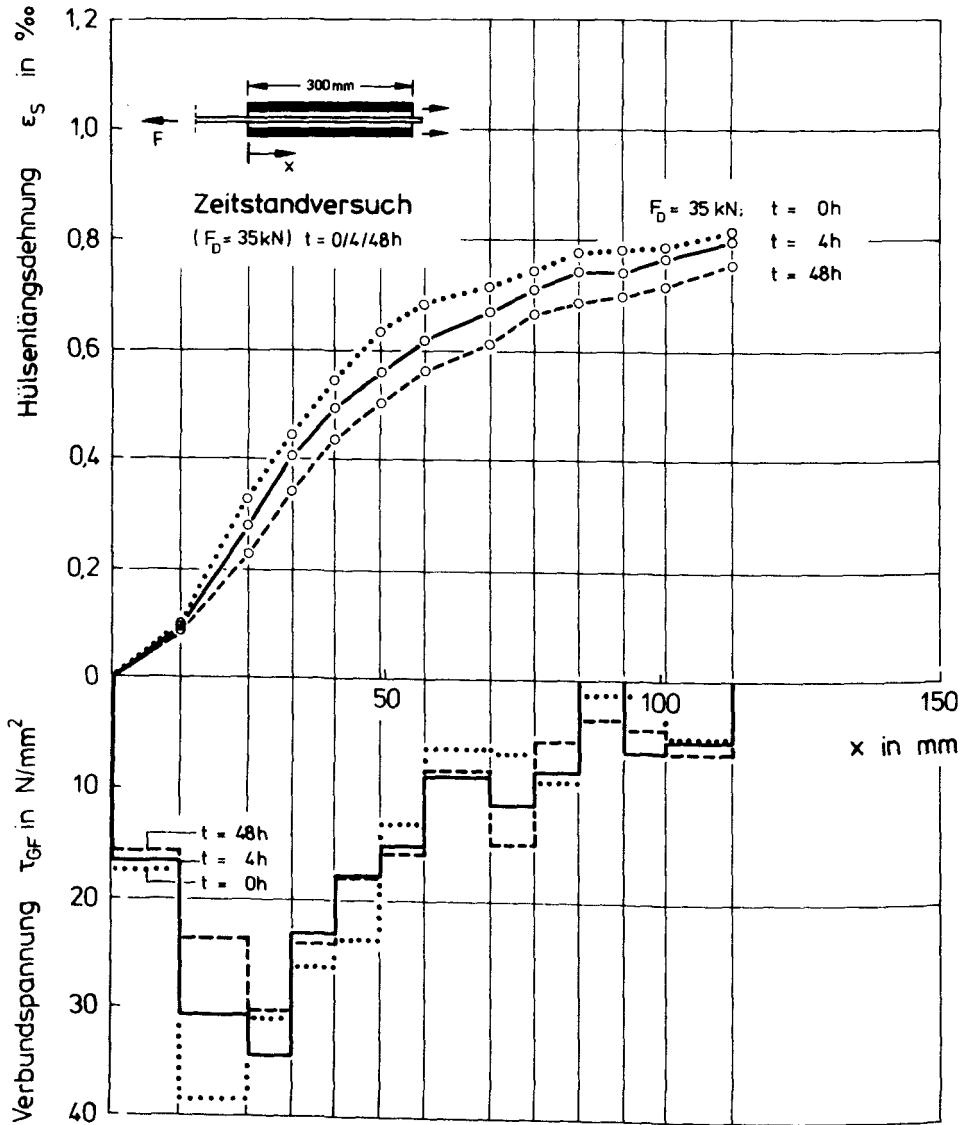


Bild 5.15: Gemessene Stahlhülsendehnung $\epsilon_s(x)$ in Abhängigkeit von der Standzeit und errechnete Verteilung der Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$

weiteren Verlauf werden für die betrachteten Laststufen $F = 30$ bzw. 40 kN keine signifikanten Unterschiede erkennbar. Für die Eintragung einer Kraft von $F = 40 \text{ kN}$ ist aus dem ϵ_S -x-Verlauf eine erforderliche Länge von 80 mm ablesbar. Dieser Wert deckt sich mit den Versuchsergebnissen von Bild 5.11.

Zeitabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Den Einfluß der Zeit auf die Hülsendehnungen und auf den Verlauf der Verbundspannungen zeigt Bild 5.15. Eine Kraft von $F = 35 \text{ kN}$ wurde über einen Zeitraum von 48 Stunden konstant gehalten. Mit Zunahme der Standzeit ist eine Verringerung der Stahldehnungen ϵ_S im vorderen Verankerungsbereich feststellbar, womit eine Vergrößerung der Übertragungslänge verbunden ist. Die zugehörige τ_{GF} -x-Beziehung weist eine entsprechende Verminderung der Verbundspannungen im vorderen Hülsenabschnitt und eine sich aus Gleichgewichtsgründen ergebende rückwärtige Verlagerung auf. Dabei baut sich die maximale Verbundspannung von ursprünglich $\max \tau_{GF} = 37 \text{ N/mm}^2$ auf rd. $\max \tau_{GF} = 30 \text{ N/mm}^2$ ab.

5.2.4 Das Langzeitverhalten der Einstabverankerung

5.2.4.1 Verhalten bei statischer Langzeitbeanspruchung

Die Langzeitfestigkeit der Verankerung wurde durch einige Tastversuche eingegrenzt. Dazu wurden Zugelemente einer Dauerlast F_D ausgesetzt, die - bezogen auf die mittlere maximale Ankerkraft - folgende Werte hatte: $F_D/F_{um} = 0,70/0,75/0,80$. In Bild 5.16 sind die Versagenszeitpunkte eingetragen. Die Proben mit dem höchsten Lastniveau versagten bereits nach einer Standzeit zwischen $t_D = 12$ und 80 Minuten; bei der geringeren Beanspruchung trat das Versagen nach spätestens rd. 100 Stunden ein. Es war ausnahmslos durch Stabauszüge gekennzeichnet. Die Ergebnisse zeigen, daß die Verankerung für Langzeitbeanspruchung ungeeignet ist, da das Versagen von der Grenzschicht zwischen Verguß und GF-Stab ausgeht und nicht durch Faserbruch gekennzeichnet ist.

Wie im Abschnitt 5.3.3 erläutert wird, repräsentiert dieses unbefriedigende Verhalten nicht das der Mehrstabverankerungen.

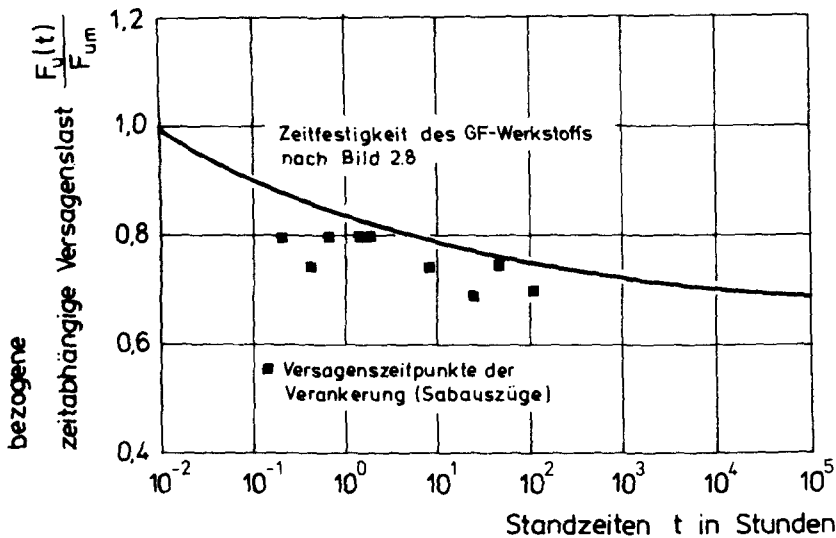


Bild 5.16: Ergebnis von Zeitstandversuchen an verankerten Zugelementen (Einstabverankerung)

5.2.4.2 Verhalten der Verankerung bei dynamischer Beanspruchung

Um das Verankerungsverhalten unter Zugschwellbeanspruchung zu ermitteln, wurden Versuche mit mehr als 30 Zugelementen durchgeführt. Die eingestellten Oberlasten betragen $F_o = 32,0/35,2/39$ kN. Auf die mittlere Bruchlast der Verankerung bezogen, entspricht dies Werten von $F_o/F_{um} \approx 0,5/0,55/0,60$. Die Schwingbreite wurde von $\Delta\sigma = 30$ N/mm² bis 100 N/mm² ($\Delta F = 1,32$ kN bis 4,41 kN) variiert. In Bild 5.17 sind die Ergebnisse als Wöhler-Schaubild dargestellt. Daraus geht der große Einfluß der Oberlast auf die Bruchlastspielzahl hervor: eine Erhöhung der Oberlast von $F_o = 0,5$ auf $0,6 F_{um}$ hat eine Reduzierung der Bruchlastspiel-

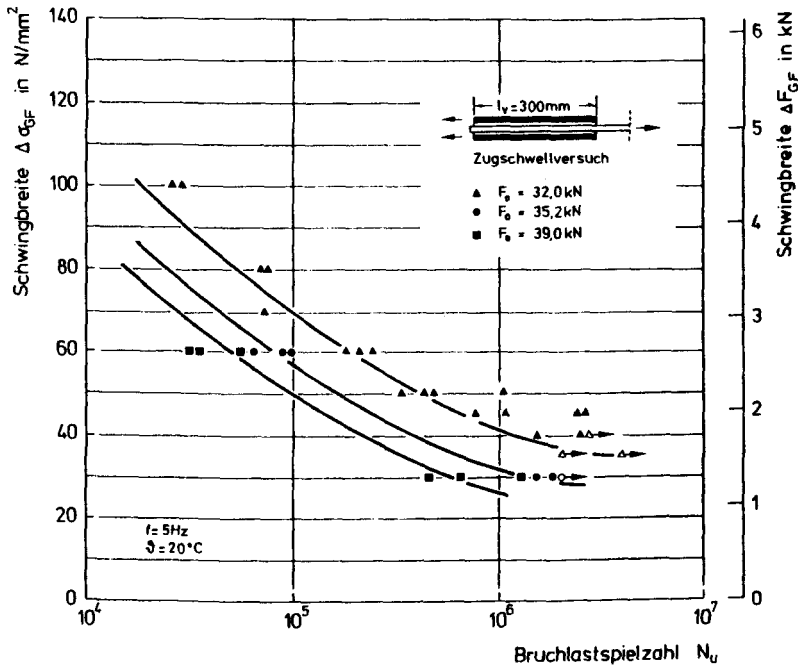


Bild 5.17: Einfluß von Schwingbreite und Oberlast auf die Bruchlastspielzahl der Einstabverankerung

zahl um etwa eine Größenordnung zur Folge. Die Grenzlastspielzahl von $N_g = 2 \cdot 10^6$ LW wurde von Verankerungen erreicht, bei denen eine Oberlast von $F_0 = 32$ kN und eine Schwingbreite von $\Delta\sigma = 35$ N/mm² eingestellt war. Dabei ist das Versagen auf den Einfluß der Verankerung zurückzuführen. Das Versagensbild ist gekennzeichnet durch Beschädigungen der oberflächennahen Faserbündel, die sich - wie in Bild 5.18 zu erkennen - gleichmäßig über den Umfang vom Stabkern ablösen.

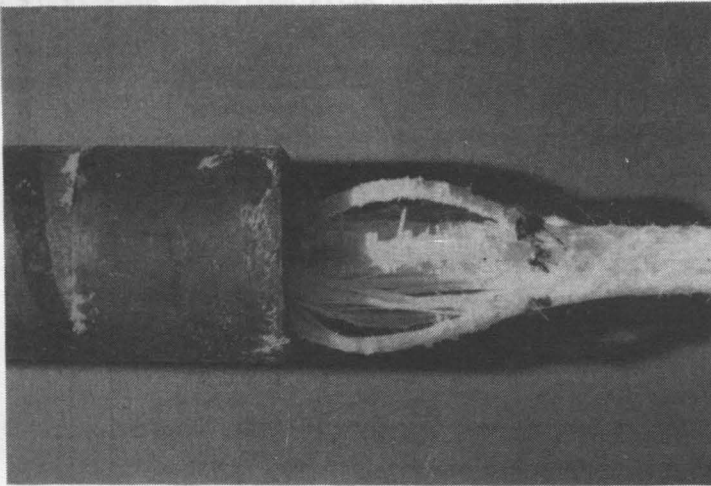


Bild 5.18: Versagen der Verankerung durch Faserbrüche und Ablösungen von Faserbündeln nach $N_{u\sim} 1,6 \cdot 10^6$ LW; $F_O = 32$ kN, $\Delta\sigma = 60$ N/mm²

5.3 Versuche an Mehrstabvergußverankerungen

5.3.1 Ergebnisse der statischen Zugversuche

Versuchsdurchführung

Die statischen Zugversuche an achtstäbigen Spanngliedern wurden mit der in Bild 5.9 dargestellten Vergußverankerung ($l_V = 300 \text{ mm}$) durchgeführt. Prüfgrundlage war die Richtlinie [45] des Instituts für Bautechnik. Bild 5.19 zeigt die von [45] vorgeschriebene Belastungsgeschichte. An die Stelle der Nennbruchkraft F_N des Spannstahlbündels tritt hier die Nennbruchkraft F_N des HLV-Spannglieds, die nach Abschnitt 2.2.1 für Stäbe $\varnothing 7,5 \text{ mm}$ mit $F_{N,HLV} = 65 \text{ kN/Stab}$ ermittelt wurde.

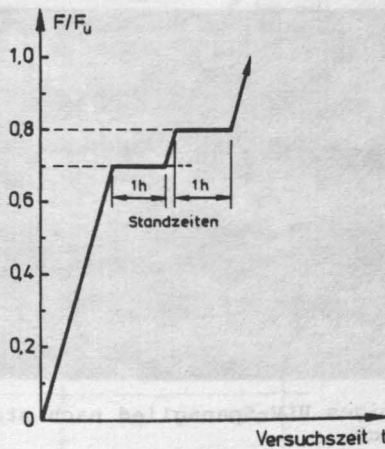


Bild 5.19: Durchführung des statischen Zugversuchs an HLV-Spanngliedern in Anlehnung an die Prüfrichtlinie des Instituts für Bautechnik

Während des Versuchs werden Wegmessungen durchgeführt, um die Verschiebung der Stäbe gegenüber der Ankerhülse ermitteln zu können. Sie wurden sowohl am lastseitigen als auch am lastfreien Ende vorgenommen.

Durch die Standzeiten soll der Nachweis erbracht werden, daß eine über einen begrenzten Zeitraum wirkende hohe Kraft zu keinem vorzeitigen Verankerungsversagen führt. Es wird gefordert, daß die Relativverschiebungen während der Standzeiten zum zeitlichen Stillstand kommen.

Bruchkraft und Schlupfentwicklung

Die ermittelten Bruchkräfte betragen zwischen 60 und 65 kN/Stab. Daraus errechnet sich ein mechanischer Wirkungsgrad von $\eta_A \geq 0,92$. Das Versagen kündigt sich unmittelbar vor dem Bruch durch "Knistern" als Folge des Zerreißen einzelner Fasern oder Faserbündel an. Der Bruch selbst geschieht schlagartig, wobei überwiegend Stabbrüche, in Einzelfällen auch Auszüge von Stäben oder Stabteilen festgestellt wurden. Bild 5.20 zeigt ein Spannglied nach dem Versuch.

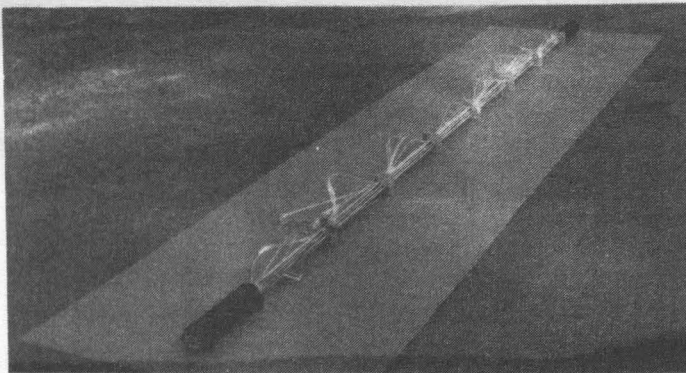


Bild 5.20: Achtstäbiges HLV-Spannglied nach statischem Zugversuch

Die Schlupfentwicklung ist in Bild 5.21 dargestellt. Es zeigt sich, daß der bis zu einem Lastniveau von $F \sim 0,8 F_u$ am lastfreien Ende gemessene Schlupf außerordentlich gering ist. Die Schlupfzunahme am lastseitigen Ende ist deutlich höher - auch während der Standzeiten noch beträchtlich, dabei aber abklingend. Vergleiche zu Spanngliedversuchen, bei denen ohne Standzeiten zügig bis zum Bruch belastet wurde, zeigen keine signifikanten Abweichungen.

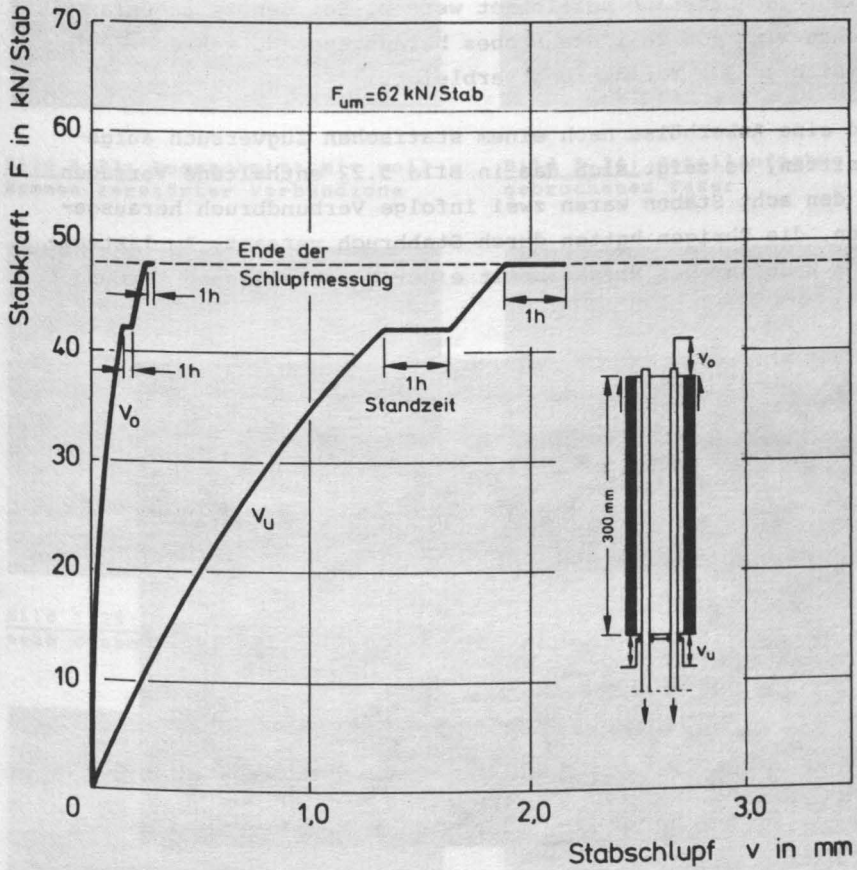


Bild 5.21: Einfluß von Ankerkraft und Zeit auf den lastnahen und lastfernen Stabschlupf

Arten des Versagens

Das Versagen der Verankerungen ist im allgemeinen durch Stabzerstörungen gekennzeichnet, die sich in Form von Faserbrüchen auf der freien Länge fortsetzen. Gelegentlich werden Stabauszüge oder Zwischenfaserbrüche festgestellt, die auch als interlaminaire Schubbrüche bezeichnet werden. Bei den Zwischenfaserbrüchen wird ein Teil des Stabes herausgezogen, während der Reststab in der Verankerung verbleibt.

Wird eine Ankerhülse nach einem statischen Zugversuch aufgeschnitten, so zeigt sich das in Bild 5.22 enthaltene Versagen. Von den acht Stäben waren zwei infolge Verbundbruch herausgezogen, die übrigen hatten durch Stabbruch versagt. Am lastseitigen Ende war das Versagen mit einer Mörtelablösung verbunden.

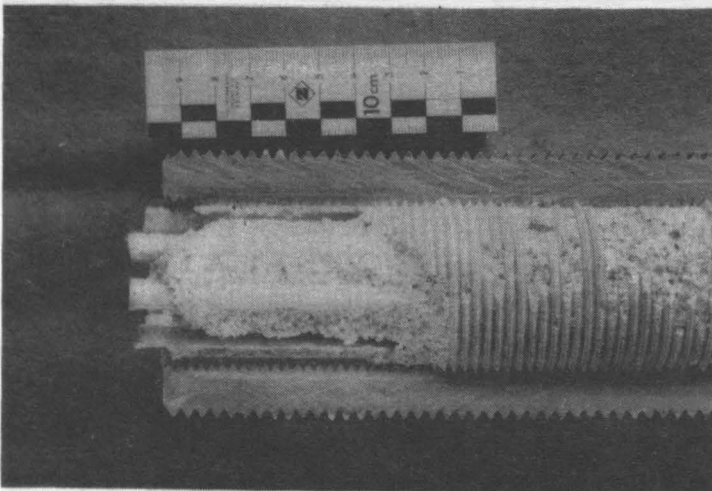


Bild 5.22: Aufgeschnittene Ankerhülse nach statischem Zugversuch

Dieser Bereich erstreckt sich etwa über 80 mm. Die Versagenslinie verläuft entlang der äußeren Stabrücken und orientiert sich an der engsten Stelle zwischen den Stäben. Aus den Bildern 5.23 bis 5.28 gehen die verschiedenen Versagensformen hervor. Diese Aufnahmen wurden mit Hilfe eines Rasterelektro-

REM-Aufnahmen

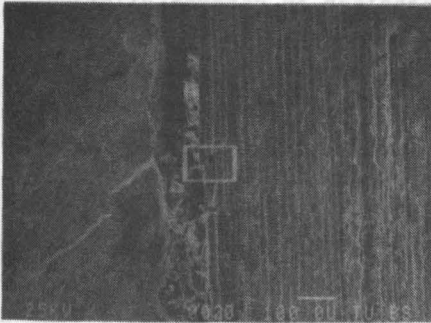


Bild 5.23: Querschnitt mit vollkommener zerstörter Verbundzone

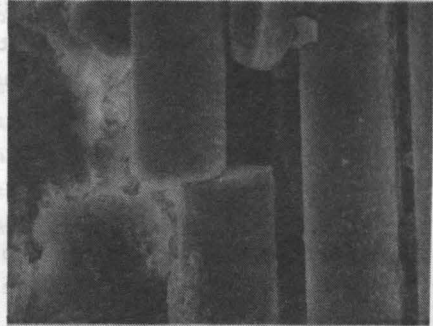


Bild 5.24: Detailaufnahme einer gebrochenen Faser



Bild 5.25: Aufsicht auf hülsen-naher Staboberfläche



Bild 5.26: Detailaufnahme mit teilweise freiliegenden Fasern

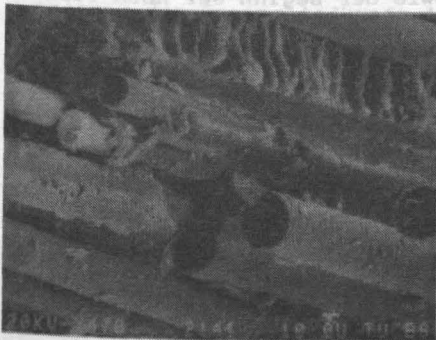


Bild 5.27: Faserbrüche auf freier Länge

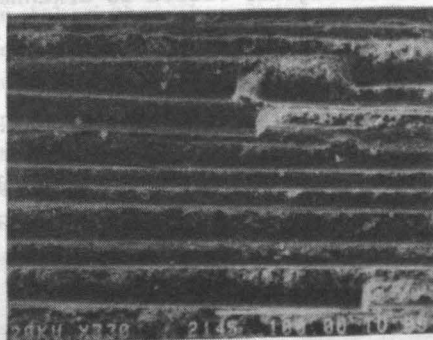


Bild 5.28: Zwischenfaserbrüche mit Faserkanälen

nenmikroskops (REM) gemacht. Sie enthalten am unteren Bildrand einen weißen Balken. Die darunter stehende Zahl 100 bzw. 10 gibt an, ob die Länge dieses Balkens 100 μm bzw. 10 μm beträgt.

Erläuterung der Bilder

Bild 5.23:

Querschnitt durch den HLV-Stab und durch den Vergußmörtel. Die Aufnahme zeigt die Verbundzone am lastseitigen Hülsenanfang. Der Verbund ist an dieser Stelle völlig zerstört; einzelne Randfasern sind gebrochen. Im Mörtel sind zwei Risse erkennbar: der weiter geöffnete zeichnet sich dunkel ab, der weniger geöffnete ist als helle Linie zu erkennen. Der weiß umrahmte Bildausschnitt ist in Bild 5.24 vergrößert wieder gegeben.

Bild 5.24

Detailaufnahme einer zerstörten Randfaser

Bild 5.25

Aufsicht auf einen HLV-Stab im randnahen Bereich. Die Aufnahme zeigt einen der teilweise freiliegenden Stäbe von Bild 5.22. Einzelne losgelöste Fasern der oberen Lage liegen ungeordnet auf dem Stabkern. Der Bildausschnitt, der daneben vergrößert ist, zeigt den Übergang zur festen Mörtelschicht.

Bild 5.26

Detailaufnahme vom Oberflächenbereich. Es sind zwei teilweise freiliegende Fasern zu erkennen sowie der Beginn der noch fest haftenden Mörtelschicht.

Bild 5.27 Faserbrüche auf der freien Stablänge.

Bild 5.28 Zwischenfaserbrüche.

Es ist deutlich zu erkennen, daß der GF-Werkstoff zwischen den Fasern, also in der Matrix abgeschert ist.

5.3.2 Verläufe der Hülsenlängsdehnung und der Verbundspannungen

Die Längsdehnungen der Stahlhülse wurden bei jeweils einem statischen Zugversuch, einem Zeitstandversuch und einem Zug-schwellversuch gemessen. Der rechnerische Weg zur Ermittlung der Verbundspannungen auf der Staboberfläche ist im Abschnitt 5.2.3.1 enthalten. Der Zusammenhang zwischen den im Abstand Δx gemessenen Stahldehnungen $\Delta \epsilon_s$ und der Verbundspannung lautet

$$\tau_{GF} = \frac{\Delta \epsilon_s \cdot A_s \cdot E_s}{\Delta x \cdot \Sigma u_{GF}} = \frac{\Delta \epsilon_s}{\Delta x} \cdot 2,673 \cdot 10^6$$

Die so errechnete Verbundspannung τ_{GF} ist ein nomineller Wert, da um den Stab kein gleichförmiger Spannungszustand zu vermuten ist. Weiter ist von Bedeutung, daß die große Dicke der Stahlhülse bei einer konzentrierten Beanspruchung ihrer Innenseite zu einer vergleichmäßigten Dehnungsänderung auf der Außenseite führt, was für die Beurteilung der errechneten Verbundspannungsverläufe von Bedeutung ist.

Lastabhängiger Krafteinleitungsverlauf

In Bild 5.29 ist die Hülsenlängsdehnung für die Laststufen von $F = 100/200/280$ kN dargestellt. Betrachtet man den Verlauf der Dehnungen für eine Kraft von beispielsweise $F = 280$ kN $\hat{=} 35$ kN/Stab, so zeigt sich, daß nach rd. 140 mm ihr Maximalwert erreicht ist. Das heißt, daß nach 140 mm die Übertragung der Spanngliedkraft in die Ankerhülse abgeschlossen ist, womit die Übertragungslänge ermittelt ist. Der aus den Dehnungen errechnete Verlauf der Verbundspannungen weist im Bereich $40 \leq x \leq 55$ mm Verbundspannungsspitzen auf. Sie betragen bei $F = 200$ kN $\max \tau \sim 18$ N/mm². Dieser Wert ist etwa halb so groß wie der der Einstabverankerung. Bei einer Last-erhöhung von $F = 200$ kN auf $F = 280$ kN deutet sich eine rückwärtige Verlagerung der Verbundspannungswelle als Folge von Verbundzerstörungen an.

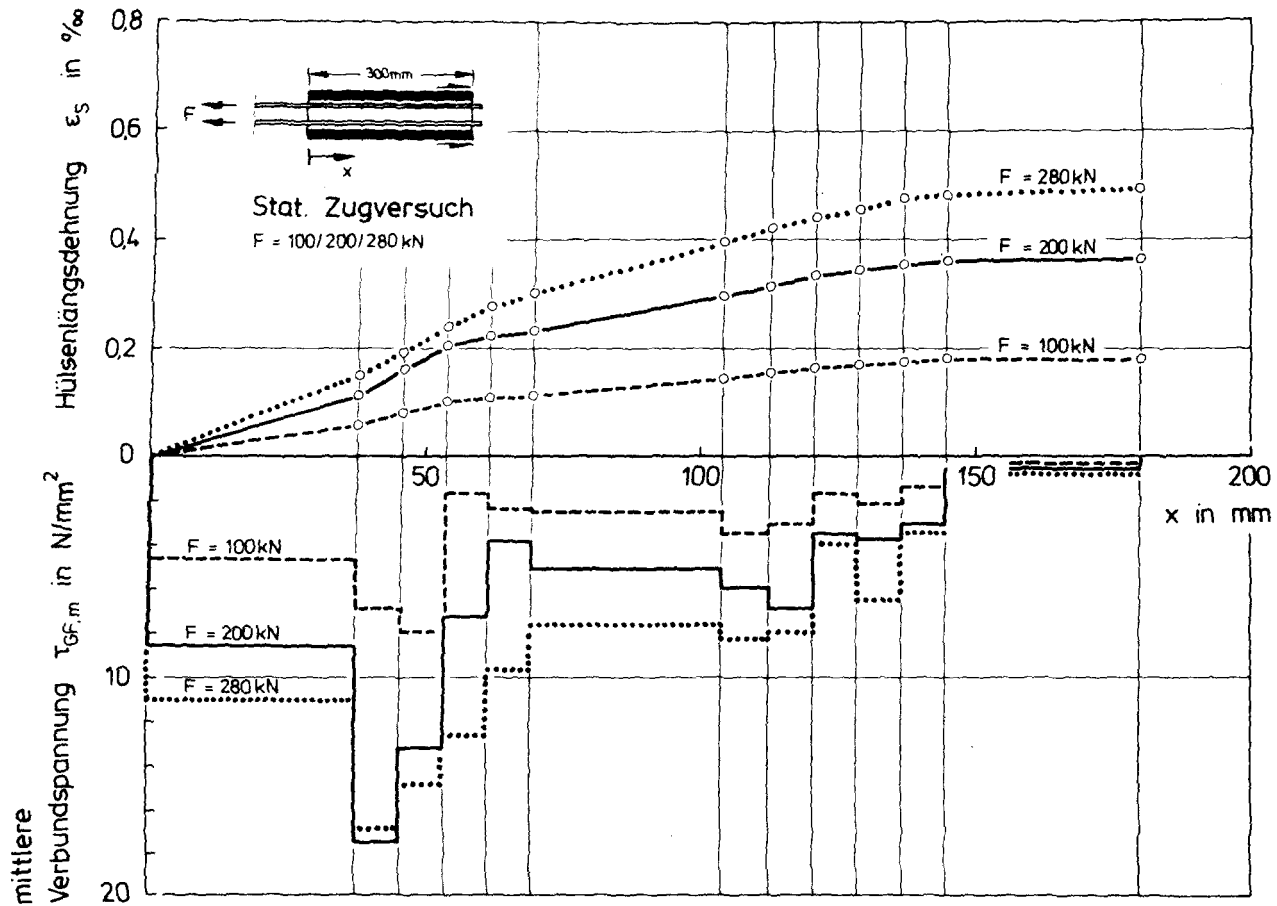


Bild 5.29: Gemessene Dehnung $\epsilon_s(x)$ des Mehrstabankers in Abhängigkeit von der Ankerkraft und errechnete Verteilung der mittleren Verbundspannungen $\tau_{GF,m}(x)$

Zeitabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Bei diesem Versuch wurde das Spannglied zügig bis auf eine Dauerlast von $F_D = 288 \text{ kN} \approx 36 \text{ kN/Stab}$ belastet. Unmittelbar nach dem Erreichen dieser Last erfolgte die erste Dehnungsmessung. Die Verteilung der Dehnungen hat, wie Bild 5.30 zeigt, im vorderen Hülsenbereich einen rasch ansteigenden und im mittleren Bereich einen abflachenden Verlauf. Dieser Verlauf linearisiert sich mit zunehmender Belastungszeit. Dabei wird deutlich, daß der Meßbereich von $x \leq 180 \text{ mm}$ für das Erreichen der maximalen Stahldehnung $\max \epsilon_s(t)$ nicht ausreicht. Die Übertragungslänge vergrößert sich also, wobei der Zeitraum der ersten 4 Stunden einen größeren Einfluß ausübt als der anschließende von 236 Stunden. Im Bereich der maximalen Verbundspannungen sinken diese von ursprünglich $\max \tau = 15 \text{ N/mm}^2$ auf $\tau = 12 \text{ N/mm}^2$ bei $t = 240$ Stunden.

Lastwechselabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Im Rahmen eines Zugschwellversuchs wurde der Krafteinleitungsverlauf bei verschiedenen Lastspielzahlen ermittelt. Die Oberlast betrug $F_O = 280 \text{ kN} \approx 35 \text{ kN/Stab}$, die Schwingbreite war auf $\Delta\sigma_{GF} = 27 \text{ N/mm}^2$ eingestellt. Die jeweils bei Oberlast gemessenen Dehnungen haben eine ähnlich abnehmende Tendenz, wie dies auch während des Zeitstandversuchs festgestellt wurde. Demzufolge vermindert sich die maximale Verbundspannung von $\max \tau = 17 \text{ N/mm}^2$ auf $\tau = 12 \text{ N/mm}^2$. Der Verbundspannungsverlauf ist im Bereich $x \leq 100 \text{ mm}$ nach dieser Lastwechselzahl nahezu konstant und ist in Bild 5.31 abgebildet.

5.3.3 Das Langzeitverhalten der Verankerung

Dynamische Dauerfestigkeitsuntersuchungen, durchgeführt als Zugschwellversuche, sind Bestandteil des Verfahrens zur Erlangung einer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für Spann Stahl-Spannverfahren. Langzeitversuche mit ruhender Belastung sind für diese Spannverfahren erfahrungsgemäß von untergeordneter Bedeutung, so daß diese Untersuchungen entfallen können. In das Versuchsprogramm für HLV-Spannglieder wurden so-

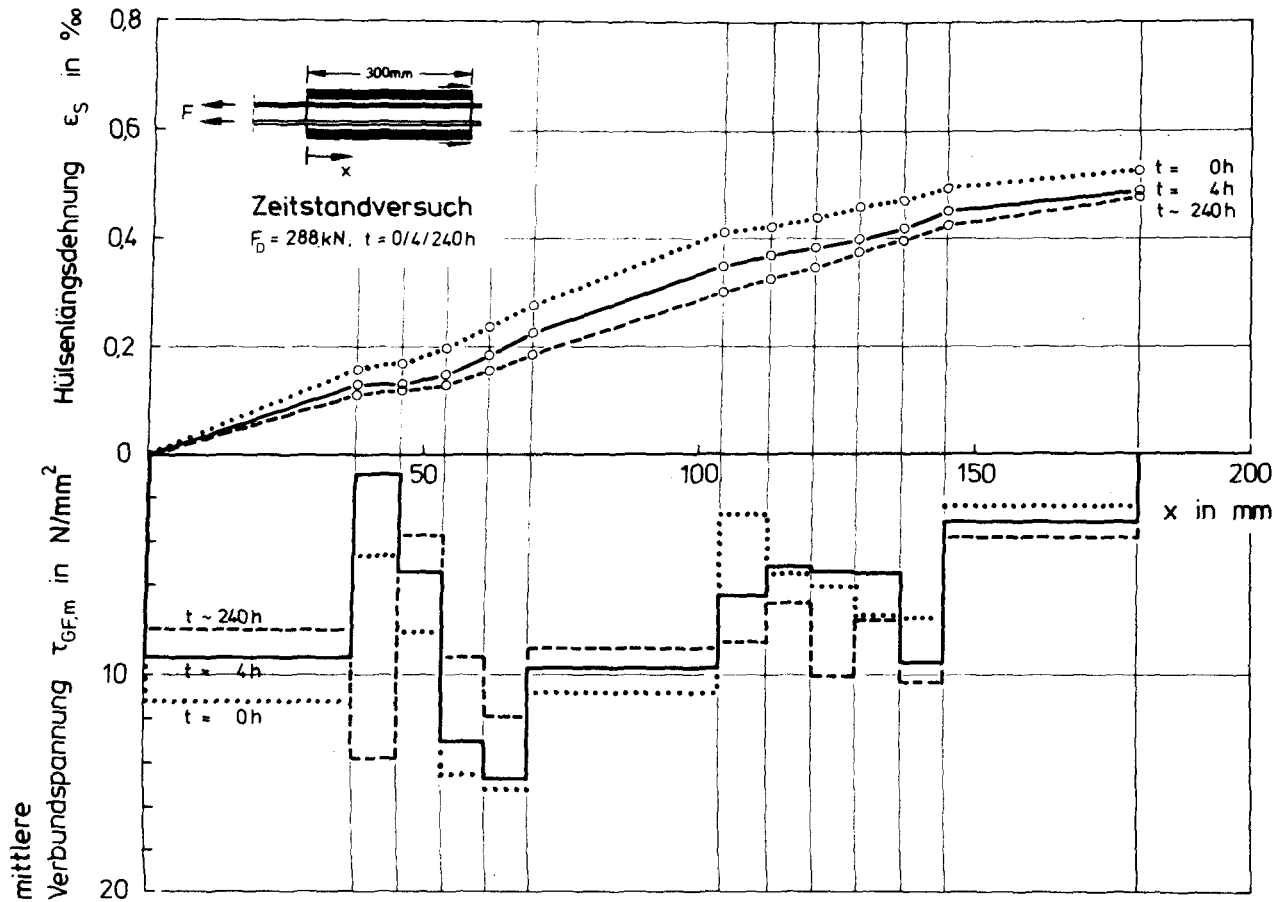


Bild 5.30: Gemessene Dehnung $\epsilon_s(x)$ des Mehrstabankers in Abhängigkeit von der Standzeit und errechnete Verteilung der mittleren Verbundspannung $\tau_{GF,m}(x)$

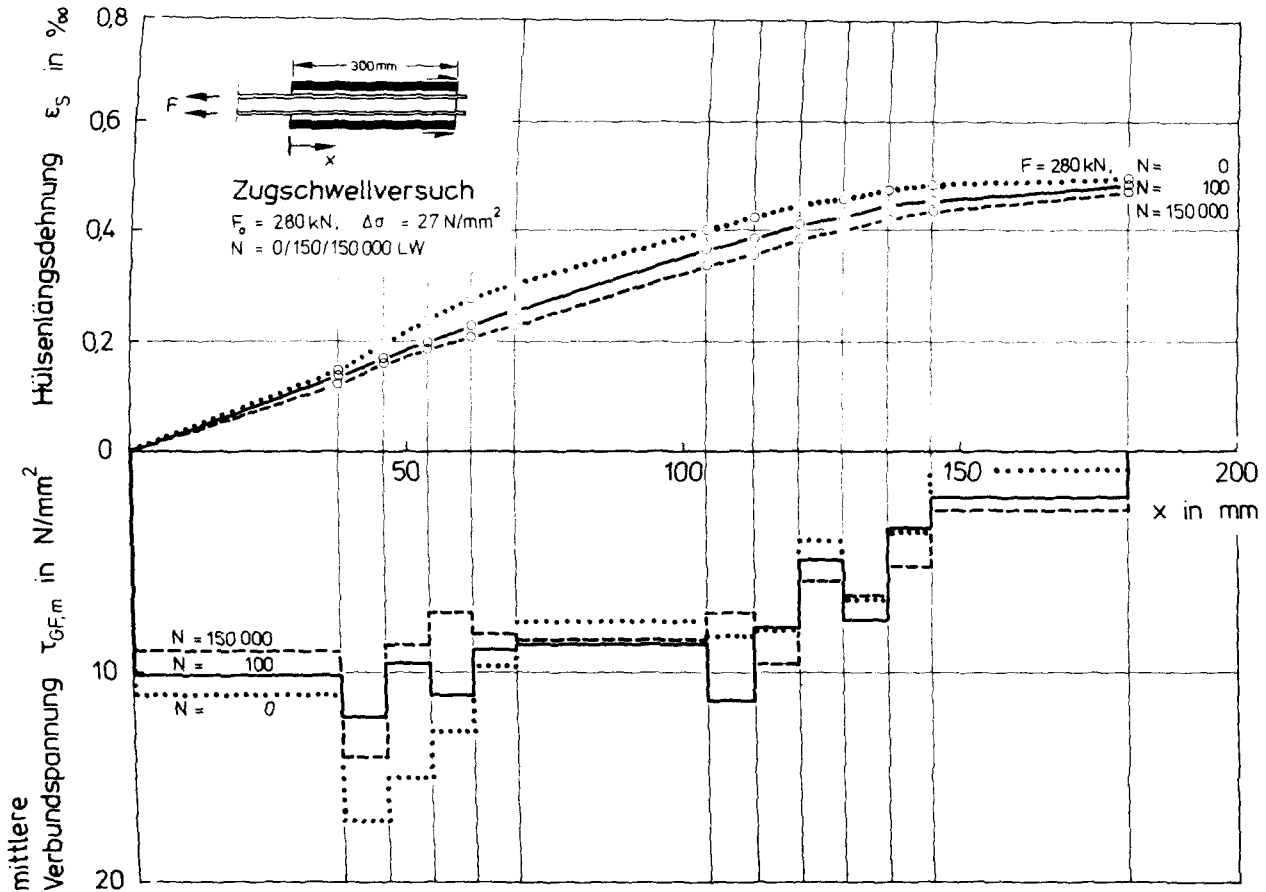


Bild 5.31: Gemessene Dehnung $\epsilon_S(x)$ des Mehrstabankers in Abhängigkeit von der Lastwechselzahl und errechnete Verteilung der mittleren Verbundspannungen $\tau_{GF,m}(x)$

wohl Zugschwellversuche als auch einige statische Langzeitversuche aufgenommen. Die Zugschwellversuche sollen den Nachweis erbringen, daß eine bestimmte Schwingbreite $\Delta\sigma_{GF}$ bei einer Oberlast entsprechend der 1,1fachen Gebrauchslast über $N = 2 \cdot 10^6$ LW schadlos ertragen wird. Die Dauerstandversuche sollen Aufschluß über den Zeiteinfluß auf das Tragverhalten geben. Dieser Versuchsblock ist jedoch noch nicht abgeschlossen, so daß an dieser Stelle nur Tendenzen mitgeteilt werden können.

Langzeitverhalten bei statischer Beanspruchung

Die bisherigen Langzeitversuche wurden mit mittleren bis hohen Dauerlasten von $F_D = 0,6 F_u$ und $0,8 F_u$ durchgeführt. Diese Versuche deuteten auf keine wesentliche Schädigung des HLV-Werkstoffs durch den Ankereinfluß hin. Spannglieder mit mittlerer Dauerbeanspruchung über einen Zeitraum von rd. 6 Monaten wiesen keine Versagenszeichen auf. Im anschließenden statischen Zugversuch wurden Restfestigkeiten erzielt, die der Ursprungsfestigkeit praktisch gleichgesetzt werden können. Bei hoher Langzeitbeanspruchung trat das Versagen etwa in der Zeit auf, die auch bei vorhergehenden Werkstoffuntersuchungen festgestellt wurde. Als Versagensursache wurden dabei Faserbrüche festgestellt.

Langzeitverhalten bei dynamischer Beanspruchung

Die Zugschwellversuche zeigten, daß die Festigkeit des HLV-Werkstoffs gegenüber dynamischer Beanspruchung mit der Vergrößerung der Verankerung nur in geringem Maße genutzt werden kann. Die Stäbe versagten infolge Faserbrüchen im Übergangsbereich von der Verankerung zum freien Spannglied. Während jedoch bei der Einstabverankerung über den Umfang betrachtet gleichmäßige Zerstörungen festgestellt wurden, ging das Versagen bei der Mehrstabverankerung regelmäßig von den Umfangsbereichen aus, die der Hülse zugewandt waren. Wie der in Bild 5.32 dargestellte Spanngliedquerschnitt zeigt, bilden sich als Folge der hülsennahen Faserbrüche Delaminationen im Stab aus. Dieses Schadensbild weist auf einen konzentrierten Kraftabtrag hin,

was für die Formulierung eines Tragmodells bei der rechnerischen Behandlung von Bedeutung sein wird.

Die über $N = 2 \cdot 10^6$ LW ertragbare Schwingbreite ist bei der Verwendung der Vergußverankerung auf $\Delta\sigma_{GF} = 30 \div 50 \text{ N/mm}^2$ einzuordnen, d. h. bei einem Stabdurchmesser von $d_{GF} = 7,5 \text{ mm}$ ($A = 44,1 \text{ mm}^2$) entspricht dies $\Delta F_{GF} = 1,32 \text{ kN} \div 2,20 \text{ kN}$.

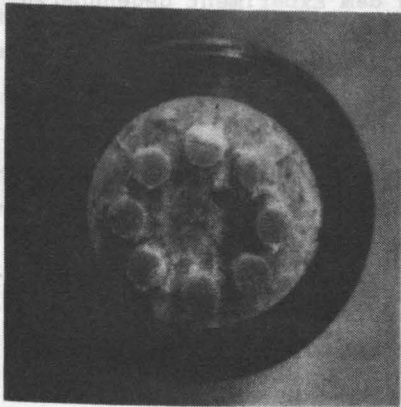
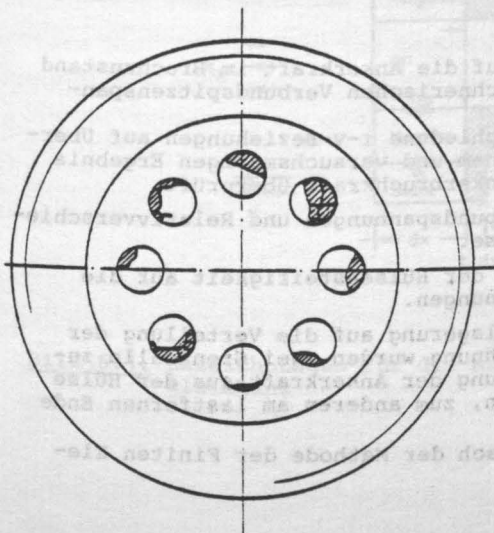


Bild 5.32:

Blick auf das lastseitige Ankerende nach dem Zugschwellversuch. Die Delaminationsstreifen auf den Einzelstäben deuten die hülse nahen Stabteile an, die sich der Beanspruchung entzogen haben.



Rißbild und - schraffiert angedeutet - Kennzeichnung der zerstörten Stabbereiche

6. RECHNERISCHE ERMITTLUNG DES TRAGVERHALTENS VON EINSTAB- VERGUSSVERANKERUNGEN

6.1 Problemstellung

Die drehsymmetrische Einstabverankerung stellt keine baupraktisch anwendbare Lösung dar. Es ist jedoch an ihr in einfacher Weise möglich, den Verlauf der Beanspruchungen und Verzerrungen zu studieren und diesen dem Experiment gegenüberzustellen. Die an der Einstabverankerung gewonnene Lösung bildet die Basis zur rechnerischen Behandlung von Mehrstabverankerungen.

Die Berechnung der Einstabverankerung erfolgt nach zwei Methoden. Zum einen wird ein Rechenverfahren auf der Basis der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes abgeleitet. Zum anderen wird zur unabhängigen Kontrolle des ersten Verfahrens die Methode der Finiten Elemente angewandt. Alle Berechnungen gelten für statische Kurzzeitbeanspruchung unter monoton ansteigender Last.

Die Rechnung hatte die Ermittlung der folgenden Einflüsse zum Ziel:

- Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerkraft im Bruchzustand in Abhängigkeit von der rechnerischen Verbundspitzenspannung.
In diesem Teil werden verschiedene τ - v -Beziehungen auf Übereinstimmung von rechnerischem und versuchsmäßigen Ergebnis bezüglich der statischen Ankerbruchkraft überprüft.
- Verlauf von Stabkraft, Verbundspannungen und Relativverschiebung zwischen Stab und Hülse.
- Einfluß der Ankerkraft und der Hülsensteifigkeit auf die Verteilung der Verbundspannungen.
- Einfluß der Art der Hülsenlagerung auf die Verteilung der Verbundspannungen. Der Rechnung wurden zwei Grenzfälle zugrunde gelegt: die Ausleitung der Ankerkraft aus der Hülse wird zum einen am lastnahen, zum anderen am lastfernen Ende angenommen.
Dieser Einfluß wurde nur nach der Methode der Finiten Elemente ermittelt.

6.2 Berechnung mit der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes

6.2.1 Formulierung der Differentialgleichung

Das geometrische Modell der Rohrhülsenverankerung ist dreh-symmetrisch (siehe Bild 6.1). An der Stelle $x = 0$ (unbelastetes Hülсенende) ist die Hülse aufgehängt, an der Stelle $x = l_v$ tritt der Stab aus der Hülse. An beliebiger Stelle x gelten die nachstehend abgeleiteten Gleichgewichts- und Verformungsbedingungen.

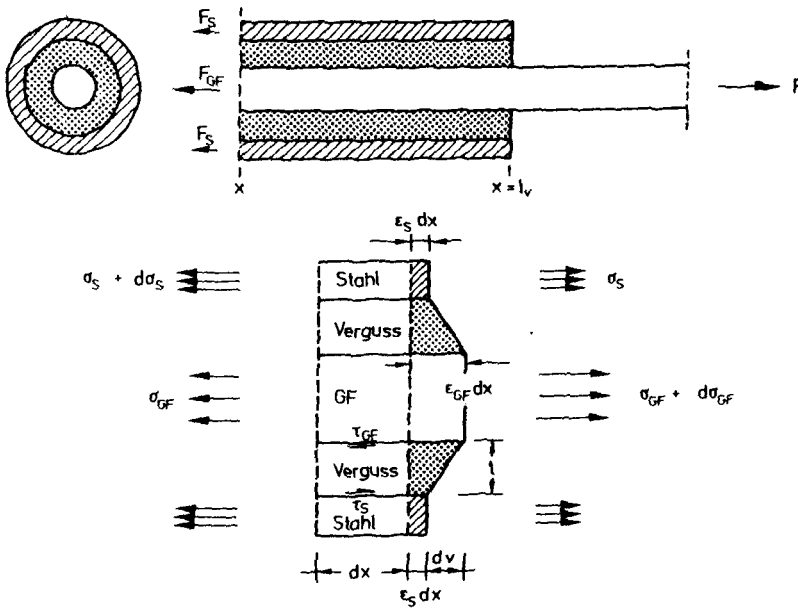


Bild 6.1: Bezeichnungen für die Aufstellung der Differentialgleichung

GLEICHGEWICHTSBEDINGUNGEN

Die Veränderung der Kraft im GF-Stab ist identisch mit der auf dem Stabumfang wirkenden Verbundkraft.

$$d\sigma_{GF} \cdot A_{GF} = \tau_{GF} \cdot U_{GF} \cdot dx \quad (6.1)$$

Die Veränderung der Kraft in der Stahlhülse ist identisch mit der Verbundkraft auf deren Mantelfläche:

$$d\sigma_S \cdot A_S = \tau_S \cdot U_S \cdot dx \quad (6.2)$$

Beide Verbundkräfte werden gleichgesetzt

$$\tau_S \cdot U_S \cdot dx = \tau_{GF} \cdot U_{GF} \cdot dx \quad (6.3)$$

VERFORMUNGSBEDINGUNGEN

Die Veränderung der Verschiebung zwischen dem GF-Stab und der Hülse entspricht der Differenz zwischen der Stab- und Hülsendehnung:

$$\frac{dv}{dx} = \epsilon_{GF} - \epsilon_S \quad (6.4.)$$

Mit $\epsilon_{GF} = \frac{\sigma_{GF}}{E_{GF}}$ und $\epsilon_S = \frac{\sigma_S}{E_S}$ sowie $E_S = E_{GF}/n$ folgt:

$$\frac{dv}{dx} = \frac{1}{E_{GF}} \cdot (\sigma_{GF} - n \cdot \sigma_S) \quad (6.5.)$$

bzw.

$$\frac{d^2v}{dx^2} = \frac{1}{E_{GF}} \cdot \left(\frac{d\sigma_{GF}}{dx} - n \cdot \frac{d\sigma_S}{dx} \right) \quad (6.6)$$

Durch Einsetzen der aus den Gleichgewichtsbedingungen abgeleiteten Beziehungen

$$\frac{d\sigma_{GF}}{dx} = \frac{\tau_{GF} \cdot U_{GF}}{A_{GF}} = \frac{\tau_S \cdot U_S}{A_S} \quad ; \quad \tau_S = \tau_{GF} \cdot \frac{U_{GF}}{U_S} \quad (6.7)$$

sowie der Beziehung $A_{GF} = \mu \cdot A_S$ folgt

$$\begin{aligned} \frac{d^2 v}{dx^2} &= \frac{1}{E_{GF}} \cdot \left(\tau_{GF} \cdot \frac{U_{GF}}{A_{GF}} - n \cdot \tau_S \cdot \frac{U_S}{A_S} \right) = \frac{1}{E_{GF}} \cdot \left(\frac{U_{GF}}{A_{GF}} - n \cdot \frac{U_S}{A_S} \cdot \frac{U_{GF}}{U_S} \cdot \tau_{GF} \right) \\ &= \frac{1}{E_{GF}} \cdot \tau_{GF} \cdot \left(\frac{U_{GF}}{A_{GF}} - n \cdot \frac{U_{GF}}{A_S} \right) = \frac{\tau_{GF}}{E_{GF}} \cdot \left(\frac{U_{GF}}{A_{GF}} - n \cdot \frac{U_{GF}}{A_{GF}} \cdot \mu \right) \\ &= \tau_{GF} \cdot \frac{U_{GF}}{E_{GF} \cdot A_{GF}} \cdot (1 - n \cdot \mu) \end{aligned}$$

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = \tau_{GF} \cdot \frac{4 \cdot (1 - n \cdot \mu)}{E_{GF} \cdot d} \quad (6.8)$$

mit

$$k = \frac{4 \cdot (1 - n \cdot \mu)}{E_{GF} \cdot d}$$

ergibt sich die Differentialgleichung zu

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = \tau_{GF}(v; x) \cdot k \quad (6.9)$$

Diese DGL. ist mit der von REHM [41] für einbetonierte Bewehrungsstäbe entwickelten "Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes" identisch. Ihre geschlossene Lösung gelingt nur für entweder lineare Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen

$$\tau = k \cdot v = f(v)$$

oder für den einfachen exponentiellen Ansatz der Form

$$\tau = k \cdot v^m$$

Bereits das von MARTIN [32] für Betonrippenstahl vorgeschlagene Grundgesetz des Verbundes

$$\tau = a + b v^m$$

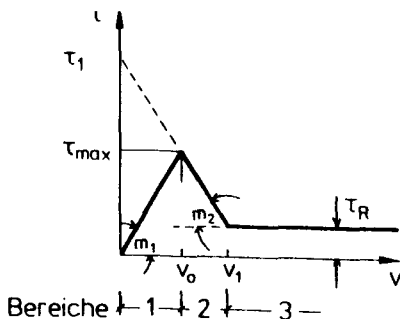
erlaubt nicht die unmittelbare Integration der DGL. Martin hat deshalb einen iterativen Lösungsweg entwickelt.

6.2.2 Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung

Der folgenden Berechnung der Verankerung wird eine τ - v -Beziehung zugrundegelegt, die an Ausziehkörpern nach Bild 4.5 ermittelt wurde. Bei derartigem Vorgehen kann die Berechtigung der Übertragung dieses Werkstoffgesetzes in Frage gestellt werden. Dies bezieht sich insbesondere darauf, ob die bei großen Verschiebungen an Ausziehkörpern ermittelten Verbundspannungen auch an realen Verankerungen bei den dort vorhandenen hohen Längsspannungen und der damit verbundenen Querkontraktion auch vorhanden sind. Eine experimentelle Überprüfung dieses Einflusses wäre jedoch mit erheblichen versuchstechnischen Aufwendungen verbunden gewesen und wurde daher nicht durchgeführt.

Die verwendete τ - v -Beziehung ist in Bild 4.6 dargestellt. Da für diese Beziehung keine befriedigende mathematische Formulierung gefunden werden konnte, wurde Gl. 6.9 für eine bereichsweise linearisierte τ - v -Beziehung geschlossen gelöst. Diese vereinfachte Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung setzt sich gemäß Bild 6.2 aus folgendem Geradenzug zusammen:

- Verschiebungsbereich 1 - linearer Anstieg von $\tau = f(v)$ bis zur maximalen Verbundspannung τ_u
- Verschiebungsbereich 2 - linearer Abfall von τ_u auf eine Restverbundspannung τ_R
- Verschiebungsbereich 3 - konstante reibungsbedingte Restverbundspannung τ_R



$$\begin{aligned} \tau(v) &= m_1 \cdot v && \text{Bereich 1} \\ &= \tau_1 - m_2 \cdot v && 2 \\ &= \tau_R && 3 \end{aligned}$$

$$m_1 = \frac{\tau_{\max}}{v_0}$$

$$m_2 = \frac{\tau_{\max} - \tau_R}{v_1 - v_0}$$

Bild 6.2: Bezeichnungen der bereichsweise linearisierten τ - v -Beziehung zur Lösung der DGL.

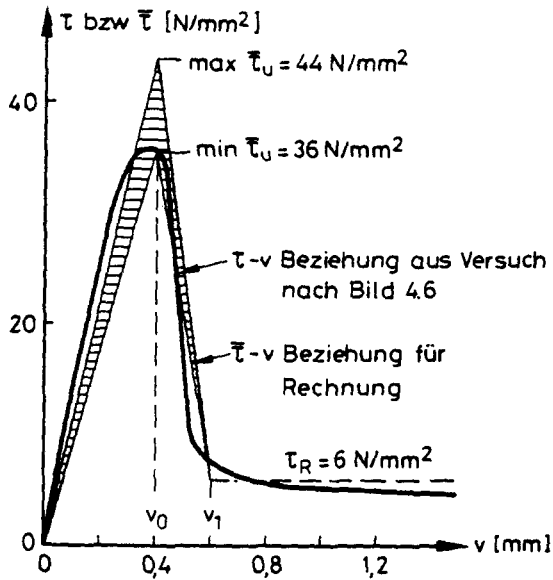


Bild 6.3: Versuchsmäßig ermittelte τ - v -Beziehung und die der Rechnung zugrundegelegten $\bar{\tau}$ - v -Bereiche

6.2.3 Bereichsweise Lösung der Differentialgleichung

Aus Gl. (6.9) folgt mit $\tau_{GF} = f(v)$

$$k \cdot f(v) = a v + b \quad (6.10)$$

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = v'' = a v + b \quad (6.11)$$

Durch die Substitution $v' = p$ ergibt sich

$$v'' = p' = a v + b \quad (6.12)$$

Mit $p' = \frac{dp}{dv} \cdot v' = \frac{dp}{dv} \cdot p$ folgt

$$\frac{dp}{dv} \cdot p = a v + b \quad (6.13)$$

bzw.

$$p \cdot dp = (a v + b) dv \quad (6.14)$$

BEREICH 1: $v \leq v_0$; $\tau \leq \tau_0$

Mit den Konstanten $a > 0$; $b = 0$ in Gl. (6.10)

und mit $a = k \cdot m_1$

folgt unter Weglassung der Zwischenschritte

$$v(x) = \frac{1}{2 \cdot k \cdot m_1} \cdot e^{\sqrt{m_1 \cdot k} \cdot (x + k_1)} \quad (6.15)$$

BEREICH 2: $v_0 < v \leq v_1$; $\tau \geq \tau_R$

Mit den Konstanten $a < 0$; $b \neq 0$

und mit $a = -m_2 \cdot k$; $b = \tau_1 \cdot k$

$$v(x) = \frac{\tau_1}{m_2} \left(1 - \frac{1}{2} \sin \left[-\sqrt{m_2 \cdot k} \cdot (x + k_2) \right] \right) \quad (6.16)$$

BEREICH 3: $v > v_1$; $\tau = \tau_R$

Mit den Konstanten $a = 0$; $b \neq 0$

und mit $b = k \cdot \tau_R$

$$v(x) = k \cdot \tau_R \left(\frac{1}{2} x^2 + k_3 x + \frac{1}{2} k_3 \right) \quad (6.17)$$

Mit den signifikanten Verschiebungen

$$v(x_0) = v_0 \quad \text{und} \quad v(x_1) = v_1$$

$x = x_0$ - zunächst unbekannte Stelle in Hülsenlängsrichtung, an der die maximale Verbundspannung auftritt,

$x = x_1$ - gleichfalls unbekannte Stelle in Hülsenlängsrichtung, an der die konstante Verbundspannung $\tau = \tau_R$ einsetzt,

ergeben sich aus den Glg. (6.15), (6.16), (6.17) nach einigen Umformungen folgende Beziehungen:

BEREICH 1: $0 \leq x \leq x_0$

$$v(x) = v_0 \cdot e^{\sqrt{\frac{\tau_U \cdot k}{v_0}} \cdot (x - x_0)} \quad (6.18)$$

BEREICH 2: $x_0 < x \leq x_1$

$$v(x) = B \left(1 - \frac{1}{2} \sin \left[-\sqrt{k \cdot \frac{\tau_U \cdot \tau_R}{v_1 - v_0}} \cdot (x - x_0) \right] + C \right) \quad (6.19)$$

BEREICH 3: $x > x_1$

$$v(x) = k \cdot \tau_R \left(\frac{1}{2} x^2 + Ex + \frac{1}{2} E \right) \quad (6.20)$$

Die in den Gln. (6.18) bis (6.20) enthaltenen Konstanten haben folgende Bedeutung:

$$k = \frac{4(1-n \cdot u)}{E_{GF} \cdot d}$$

$$B = \frac{v_1 \cdot \tau_U - v_0 \cdot \tau_R}{\tau_U - \tau_R}$$

$$C = \arcsin \left(2 \cdot \frac{(v_1 - v_0) \cdot \tau_U}{v_1 \cdot \tau_U - v_0 \cdot \tau_R} \right)$$

$$D = C - \arcsin \frac{2(v_1 - v_0) \cdot \tau_R}{v_1 \cdot \tau_U - v_0 \cdot \tau_R}$$

$$E = \frac{\frac{2v_1}{k \cdot \tau_R} - x_1^2}{2x_1 + 1}$$

mit

$$x_1 = \frac{D}{k \cdot \frac{\tau_U - \tau_R}{v_1 - v_0}} + x_0$$

6.2.4 Rechenergebnisse

6.2.4.1 Vorbemerkungen und Materialkennwerte

Mit den Gleichungen (6.18) bis (6.20) läßt sich die Relativverschiebung v zwischen GF-Stab und Hülse an jeder Stelle x der Verankerung ermitteln. Die Koordinate x läuft in Hülslängsrichtung, beginnend am unbelasteten Ankerende. Ist der Verlauf von $v(x)$ bekannt, kann man die Spannung $\tau_{GF}(x) = f[v(x)]$ aus Bild 6.3 ermitteln. Die Längsspannung im GF-Stab sowie die Stabkraft $F_{GF}(x)$ ergibt sich aus den Beziehungen

$$F_{GF}(x) = \int_{x=0}^x \tau_{GF}(x) \cdot u_{GF} dx \quad (6.21)$$

bzw.

$$\sigma_{GF}(x) = \frac{F_{GF}(x)}{A_{GF}} \quad (6.22)$$

Die Rechnung wurde mit den in Tabelle 6.1 aufgeführten geometrischen und stofflichen Größen durchgeführt.

Tab. 6.1: Eingangsgrößen für die Rechnung (Einstabverankerung)

		Einheit	Wert
Stahlhülse			
Querschnittsfläche	A_S	mm ²	236
E-Modul der Hülse	E_S	kN/mm ²	210
GF-Stab			
Querschnittsfläche	A_{GF}	mm ²	44,1
E-Modul	E_{GF}	kN/mm ²	53
Flächenverhältnis	$\mu = A_{GF}/A_S$	-	0,187
E-Modul-Verhältnis	$n = E_{GF}/E_S$	-	0,25
τ - v -Beziehung			
rechn. Verbundfestigkeit	$\bar{\tau}_U$	N/mm ²	36/40/44
Reibungsverbundspannung	τ_R	N/mm ²	6
Verschiebung bei τ_U	v_0	mm	0,4
Verschiebung bei τ_R	v_1	mm	0,6

6.2.4.2 Verlauf der Relativverschiebung, der Verbundspannung und der Stabkraft

In einer ersten Rechnung wurde der Spannungs- und Verformungszustand einer Verankerung ermittelt, deren Länge und Ankerkraft so aufeinander abgestimmt war, daß ihre Beanspruchung zwar hoch, aber unterhalb der Bruchlast lag. Unter Berücksichtigung dieser Bedingung wurde die Verbundlänge auf 240 mm und die Ankerkraft auf $F = 50 \text{ kN}$ festgelegt. In Bild 6.4 ist das Ergebnis dargestellt.

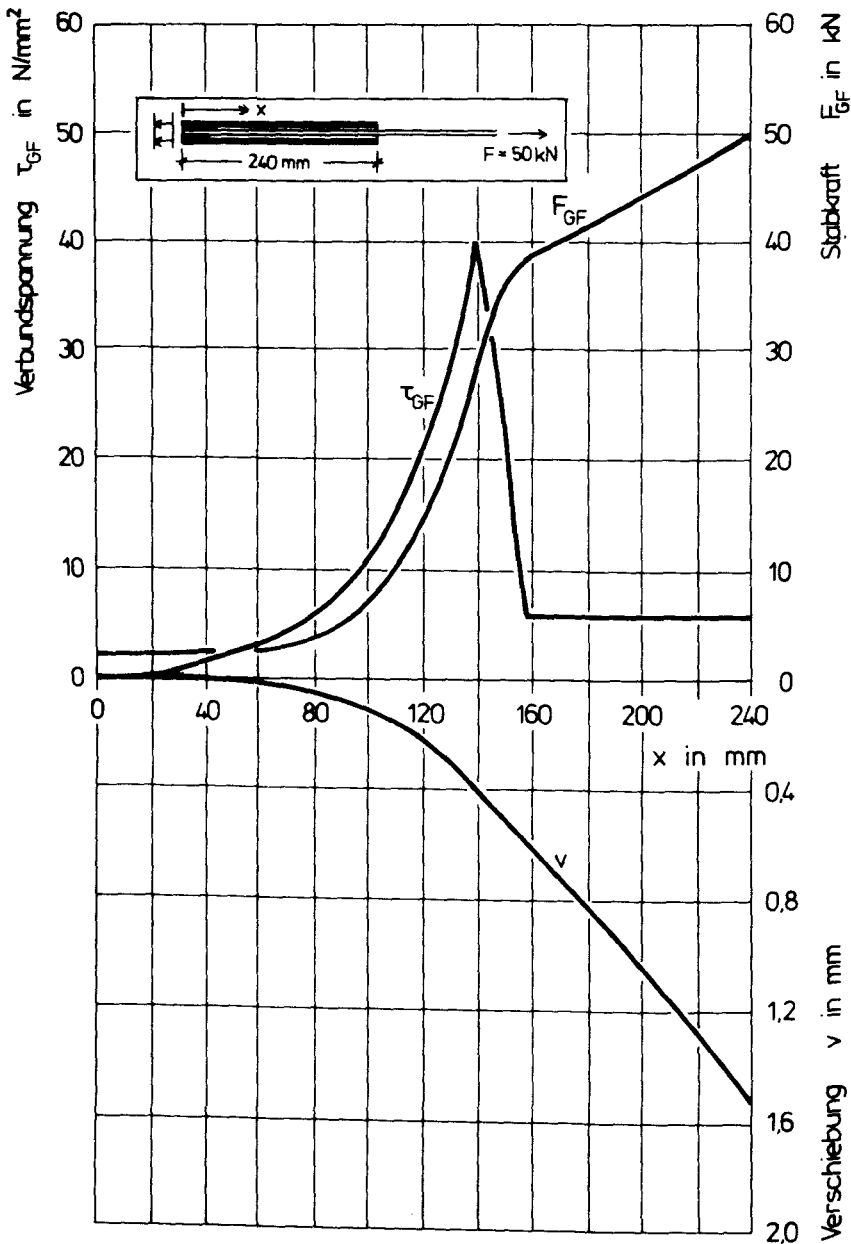
Die Verbundspannung steigt im Bereich kleiner Verschiebungen (Verschiebungsbereich 1 nach Bild 6.2; $v \leq v_0 = 0,4 \text{ mm}$) überproportional an. Im Bereich 2 ($v \leq v_1 = 0,6 \text{ mm}$) tritt ein nahezu linearer Spannungsabfall ein. Bei großen Verschiebungen (Bereich 3, $v > v_1$) sind die reibungsbedingten Verbundspannungen konstant.

Die Stabkraft $F_{GF}(x)$ nimmt im Bereich 1 progressiv zu und schwenkt im Bereich konstanter Verbundspannungen in einen linearen Anstieg ein. Innerhalb des von den Verschiebungsbereichen 1 und 2 gebildeten Verbundspannungsgipfels nimmt die Stabkraft auf einem Abschnitt von $\Delta x = 140 \text{ mm}$ einen Wert $F_{GF} \sim 38 \text{ kN}$ an. Geht man von der Ankerkraft von $F = 50 \text{ kN}$ aus, so wird deutlich, daß im Bereich $20 \leq x \leq 240 \text{ mm}$ - also auf einer Länge von $l = 220 \text{ mm}$ eine Verbundbeanspruchung vorliegt ($\tau_{GF} > 0$). Die rechnerische Stabverschiebung integriert sich zu $v = 1,5 \text{ mm}$ am lastseitigen Verankerungsende.

Im nächsten Abschnitt wird die bei vorgegebener Verbundlänge zugehörige maximale Ankerkraft errechnet und Meßwerten gegenübergestellt.

6.2.4.3 Ermittlung der maximalen Ankerkraft

Bevor die maximale Ankerkraft berechnet werden kann, müssen Kriterien für das Versagen bestimmt werden. Die Versuche haben gezeigt, daß gemäß Bild 6.5 in Abhängigkeit von der Verbundlänge zwei Versagensformen für den Bruch der Verankerung maßgebend werden: der Verbundbruch in der Grenzschicht Vergußmörtel/GF-Stab oder das Stabversagen als Folge von Faserbrü-



Bibl.d.TU.
Braunschweig

Bild 6.4: Rechnerisch ermittelter Verlauf der Relativverschiebung des GF-Stabes, der Verbundspannung und der Stabkraft bei einer Ankerkraft von $F = 50 \text{ kN}$

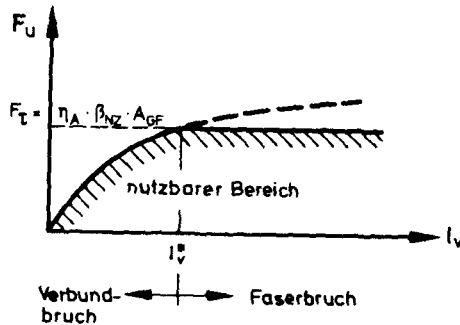


Bild 6.5: Einfluß der Verbundlänge auf maximale Ankerkraft und Versagensart - schematische Darstellung -

chen. Die Länge der Verankerung ist dann richtig gewählt, wenn die Versagensart vom Verbundbruch in den Faserbruch übergeht. Diese signifikante Verbundlänge wird mit l_v^* bezeichnet (Bild 6.5).

Zunächst wird die Berechnung der maximalen Ankerkraft erläutert, die Verbundbruch als Versagensursache hat. In Bild 6.6 ist der Verlauf der Verbundspannungen bei einer bestimmten Verbundlänge und Ankerkraft schematisch dargestellt. Verbundlänge und Ankerkraft wurden für das Beispiel so gewählt, daß sich eine vollständige τ - x -Beziehung ausbildet. Es gibt also nicht nur einen Bereich zunehmender Verbundspannungen, wie es bei geringer Beanspruchung der Fall wäre, sondern auch einen abfallenden Zweig und einen Bereich konstanter Verbundspannungen. Die Verbundkraft F_T ergibt sich aus

$$F_T = \int_0^{x=l_v} \tau \cdot u \cdot dx \quad (6.27)$$

Um die maximale Ankerkraft F_{T_u} zu ermitteln, muß die Lage der Verbundspannungsspitze gesucht werden, die zu dem größten Integralwert führt. In den Bildern 6.7a bis 6.7c sind 3 charakteristische, mit x_i bezeichnete Positionen dieser Spitzenspannungen dargestellt. Die zugehörigen F_T -Werte nach Gl. 6.27 gehen aus Bild 6.8 hervor. Es zeigt sich, daß $\max F_T = F_{T_u}$

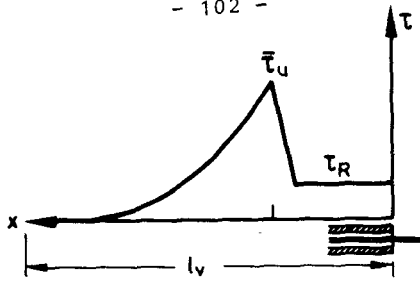
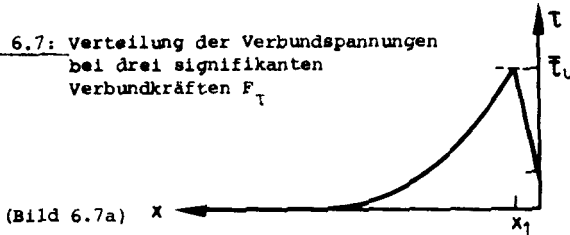


Bild 6.6: Verteilung der Verbundspannungen bei vorgegebener Verbundlänge und Ankerkraft - schematisch -

Randbedingungen für die drei signifikanten Kräfte F_T :

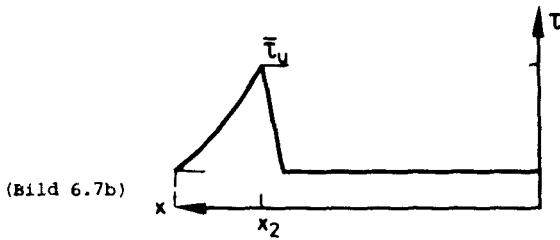
$$x = 0 \rightarrow \tau = \tau_R \\ F_{T1}$$

Bild 6.7: Verteilung der Verbundspannungen bei drei signifikanten Verbundkräften F_T



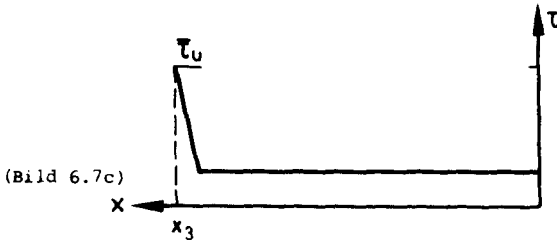
(Bild 6.7a)

$$x = l_v \rightarrow \tau = \tau_R \\ F_{T2} = F_{\tau u}$$



(Bild 6.7b)

$$x = l_v \rightarrow \tau = \tau_u \\ F_{T3} < F_{\tau u}$$



(Bild 6.7c)

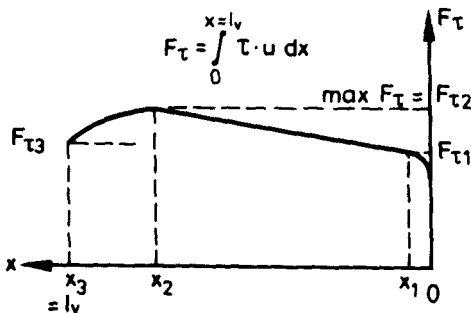


Bild 6.8: Einfluß der Lage der Verbundspannungsspitze auf die Verbundkraft F_T

dann erreicht wird, wenn die Verbundspannungswelle gemäß Bild 6.7b etwa im letzten, lastfernen Drittel der Verbundlänge ist, wobei folgende Bedingung erfüllt sein muß:

$$\tau (x=l_V) = \tau_R$$

Als nächstes ist zu prüfen, daß die rechnerische Verbundbruchkraft nicht die Stabbruchkraft überschreitet, die durch Faserbrüche gekennzeichnet ist:

$$F_{\tau u} \leq F_u(\sigma_L, \sigma_N, \tau)$$

Für eine Abschätzung genügt bei dem betrachteten Ankertyp eine Gegenüberstellung von $\sigma_L(F_{\tau u})$ mit der Nennzugfestigkeit des Stabes. Eine Berücksichtigung von σ_N - und τ -Spannungen aus dem Verankerungseinfluß durch Anwendung einer Bruchhypothese wie dem Hoffman-Kriterium nach Gl. 2.5 ist nur erforderlich, wenn die Stablängsspannung nahe der Nennzugfestigkeit liegt, etwa bei

$$\sigma_L(F_{\tau u}) > 0,9 \cdot \beta_{NZ}$$

Eine genauere Rechnung müßte nach Bild 6.9 an zwei charakteristischen Stellen das Beanspruchungsniveau des Stabes über eine Bruchhypothese ermitteln:

für $x = x_1$: $\tau = \max \tau$
mit zugehörigem σ_L und σ_N

für $x = 0$: $\sigma_L = \max \sigma_L$
mit zugehörigem τ und σ_N

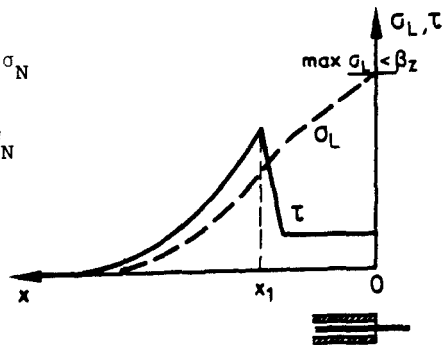


Bild 6.9: Lage der kritischen Beanspruchungspunkte

6.2.4.4 Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerkraft im Bruchzustand in Abhängigkeit von der rechnerischen Verbundfestigkeit

In Bild 6.10 wurden die Ergebnisse von Rechnungen zusammengefaßt, in denen der Einfluß der Verbundlänge auf die Verankerungsbruchkraft und die sich daraus ergebende mittlere Verbundspannung ermittelt wurde. Die Rechnungen wurden mit τ - v -Beziehungen durchgeführt, deren Spitzenwerte $\bar{\tau}_u = 36/40/44 \text{ N/mm}^2$ betragen. Diese Variation hatte zum Ziel, den speziellen $\bar{\tau}_u$ -Wert zu ermitteln, der bei einer kurzen Verbundlänge von $l_v = 20 \text{ mm}$ zu einer mittleren Verbundspannung von $\tau_{mu} = 36 \text{ N/mm}^2$ führt. Auf diese Weise sollte der rechnerische $\bar{\tau}_u$ -Wert an die

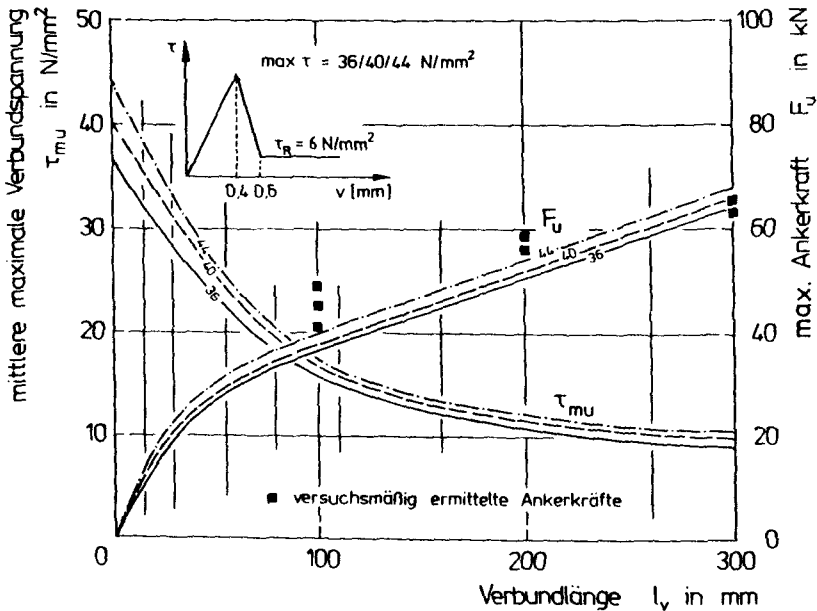


Bild 6.10: Einfluß von Verbundlänge und Verbundspitzenspannung auf die rechnerische Ankerkraft im Bruchzustand mit einem Vergleich zu Versuchsergebnissen

gemessene Festigkeit $\tau_u = 36 \text{ N/mm}^2$ angepaßt werden, die an einem Probekörper mit $l_v = 20 \text{ mm}$ ermittelt wurde. Der Verlauf von $\tau_{mu}(l_v)$ zeigt, daß Versuchs- und Rechenergebnisse dann übereinstimmen, wenn die rechnerische Verbundspitzenspannung zu $\bar{\tau}_u = 40 \text{ N/mm}^2$ angenommen wird. Der dargestellte Verlauf der Verankerungsbruchkraft in Abhängigkeit von der Verbundlänge weist im Bereich kurzer Einbettungen einen steilen, jedoch degressiven Anstieg auf. Bei Verbundlängen $l_v > 100 \text{ mm}$ ist der Anstieg flacher und konstant. Diesem F_u - l_v -Verlauf wurden Versuchsergebnisse gegenübergestellt. Aus dem Vergleich geht hervor, daß die Rechnung die tatsächliche Ankerbruchkraft im Bereich kleiner Verbundlängen unterschätzt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die wirkliche τ - v -Beziehung gegenüber der linearisierten ausgerundet und somit völliger ist. Bei einer großen Verbundlänge von $l_v = 300 \text{ mm}$ stimmen rechnerische Bruchkraft und gemessene gut überein.

6.2.4.5 Einfluß der Dehnsteifigkeit der Hülse

Der Einfluß der Dehnsteifigkeit der Rohrhülse auf die Verteilung der Verbundspannungen wurde bei fester Hülsengeometrie durch Variation des Elastizitätsmoduls der Ankerhülse ermittelt. Dabei wurden folgende Werte des E-Moduls in die Berechnung einbezogen

$$\begin{aligned} E_{Hü} &= 210.000 \text{ N/mm}^2 && \text{für Stahl} \\ E_{Hü} &= 70.000 \text{ N/mm}^2 && \text{für Aluminium} \\ E_{Hü} &= \infty \end{aligned}$$

Wie das Berechnungsergebnis von Bild 6.11 zeigt, wird die Verbundspitzenspannung für die verschiedenen Hülsensteifigkeiten an unterschiedlichen Stellen der Verankerung aufgebaut. Der geringste Abstand vom lastseitigen Hülsenende ist bei der dehnfähigen Alu-Hülse vorhanden. Die Verläufe für die Stahlhülse und die Hülse mit unendlich groß angenommener Dehnsteifigkeit

liegen unmittelbar nebeneinander. Der Ergebnisvergleich läßt darauf schließen, daß bei Verwendung von HülSEN aus Aluminium eine geringere Einleitungslänge erforderlich ist als bei HülSEN aus Stahl.

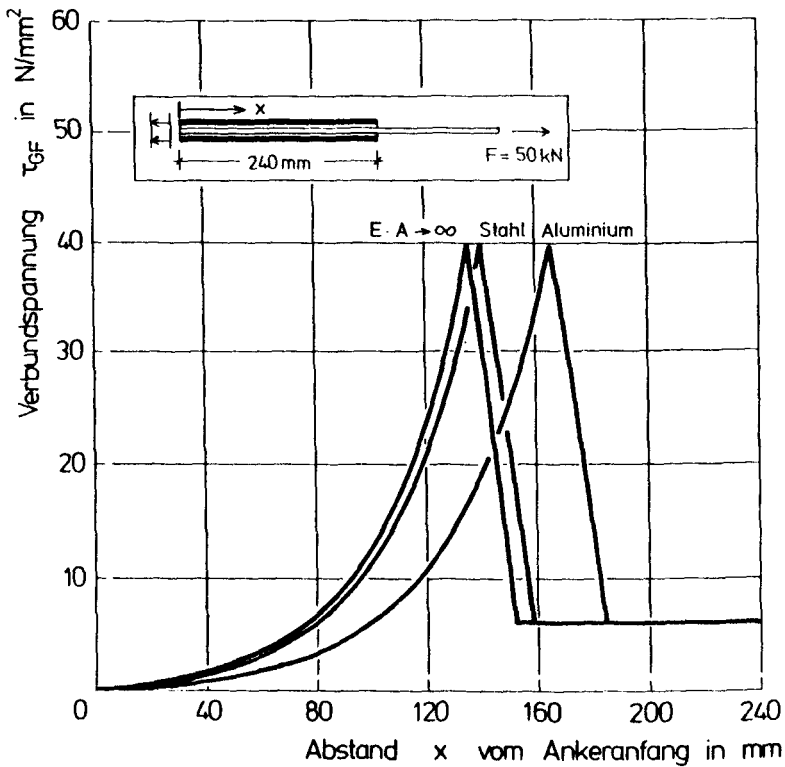


Bild 6.11: Einfluß der HülSendehnsteifigkeit auf die Verteilung der Verbundspannungen

6.2.4.6 Einfluß der Verankerungskraft auf die Verteilung der Verbundspannung

Berechnet man den Verbundspannungsverlauf für verschiedene Laststufen, so ergeben sich die in Bild 6.12 dargestellten mit steigender Beanspruchung rückwärtsverlagernden Verbundspannungshügel. Da die Hügelform ausschließlich von geometrischen und stofflichen Parametern bestimmt wird, jedoch unabhängig von der Beanspruchungshöhe ist, ist der Flächeninhalt unterhalb der Verbundspannungsspitze konstant. Zur Verankerung höherer Stabkräfte wird daher ein entsprechender Kraftanteil durch reibungsbedingte Verbundspannungen aufgenommen.

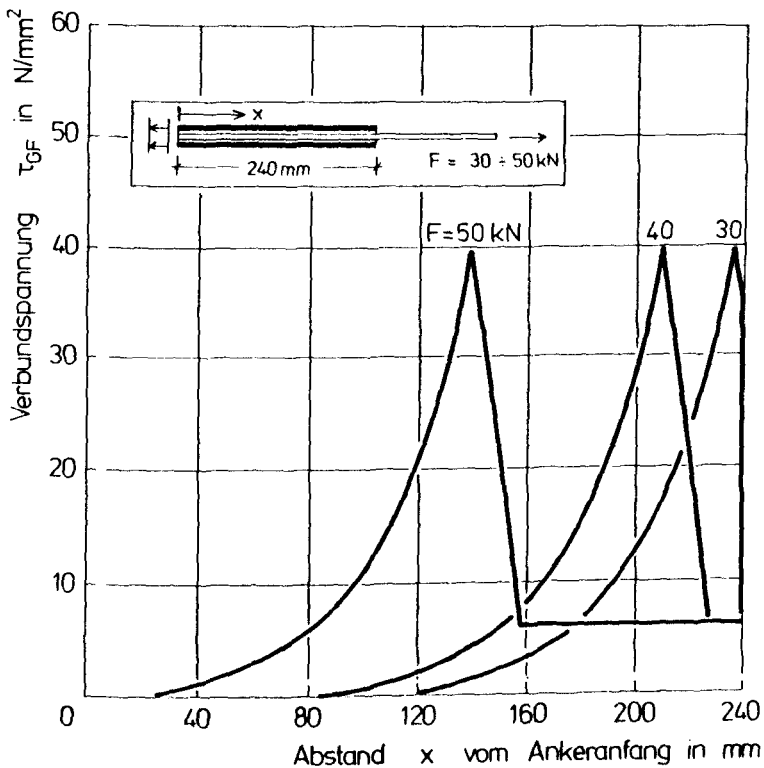


Bild 6.12: Einfluß der Ankerkraft auf die Verteilung der Verbundspannungen

6.3 Ermittlung des Tragverhaltens der Einstabverankerung nach der Methode der Finiten Elemente

6.3.1 Vorbemerkungen

Um die bisherigen Berechnungen durch ein unabhängiges Verfahren zu überprüfen, wurden die Spannungen und Verformungen zusätzlich nach der FE-Methode ermittelt. Hierzu wurde das FE-Programm ADINA verwendet, das in [8] ausführlich dokumentiert ist. Die Ziele der Rechnung, die an der Technischen Hochschule in Darmstadt^{*)} durchgeführt wurden, waren mit den in Abschnitt 6.1 genannten identisch. Die folgenden Angaben beschränken sich auf eine Darstellung der verwendeten Materialgesetze, des Elementtyps und des Elementnetzes. Weitergehende Erläuterungen zu dem konkreten Rechenproblem enthält [23].

6.3.2 Elementtyp und Elementnetz

Das Elementnetz ist in Bild 6.13 dargestellt. Es besteht aus jeweils $2 \times 50 = 100$ rotationssymmetrischen Ringelementen für die Schichten GF-Stab, Vergußmörtel und Metallhülse. Hinzu kommen 50 Verbundelemente, die das Spannungs-Verzerrungsverhalten der Grenzschicht zwischen dem GF-Stab und dem Verguß

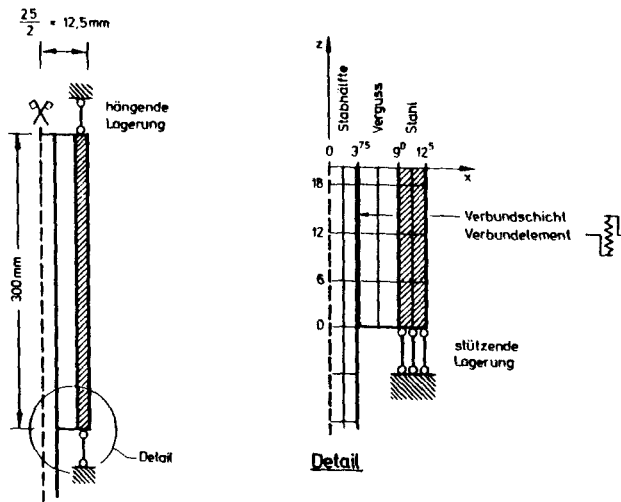


Bild 6.13: Lagerungsbedingungen und Elementnetz für die FE-Berechnung

^{*)} Der Verfasser dankt Herrn Dipl.-Ing. M. Keuser für die dabei gewährte Unterstützung.

beschreiben. Es handelt sich bei ihnen um nichtlineare Feder-elemente ohne körperliche Ausdehnung. Das Verbundelement mußte in das ADINA-Programm implementiert werden.

6.3.3 Formulierung der Werkstoffgesetze

- Hülsenwerkstoff

Für die Rechnung wurden Hülsen aus den beiden Werkstoffarten Stahl und Aluminium vorausgesetzt. Das Spannungs-Dehnungsverhalten des Hülsenstahls wurde bilinear elastisch mit den in Bild 6.14 enthaltenen mechanischen Kennwerten formuliert. Die analogen Kennwerte für die Hülse aus der Aluminiumlegierung (AlMg5 F 30) lauten: Streckgrenze $\beta_s = 200 \text{ N/mm}^2$, Elastizitätsmodul $E_O = 70.000 \text{ N/mm}^2$, im Verfestigungsbereich $E_H = \frac{1}{5} E_O$.

- Verbundschicht

Um die Federsteifigkeit der Verbundelemente zu charakterisieren, wurde eine Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung vorausgesetzt, wie sie gleichfalls in Bild 6.14 dargestellt ist. Diese Beziehung hat einen bilinearen Anstieg mit einem anschließenden Steilabfall, an den der Reibungsbereich angrenzt. Die Verbundfestigkeit wurde mit $\tau_u = 36 \text{ N/mm}^2$, der Reibungsverbund wiederum mit $\tau_R = 6 \text{ N/mm}^2$ angenommen.

- Vergußmörtel und GF-Stab

Die σ - ε -Linie des Vergußmörtels zur Formulierung des ADINA Betonmodells sowie die lineare σ - c -Beziehung für den GF-Werkstoff gehen ebenfalls aus Bild 6.14 hervor.

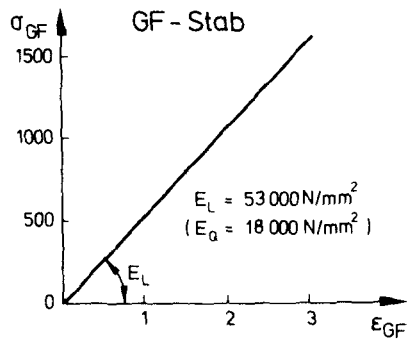
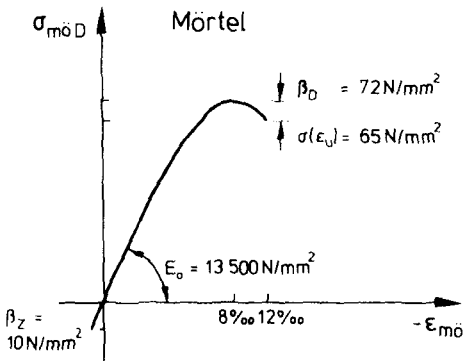
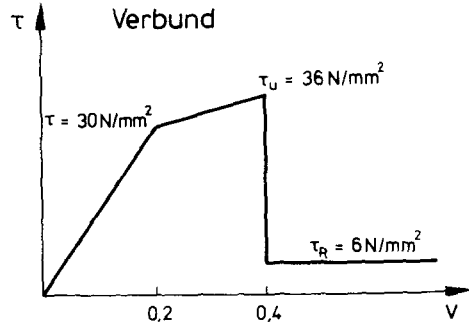
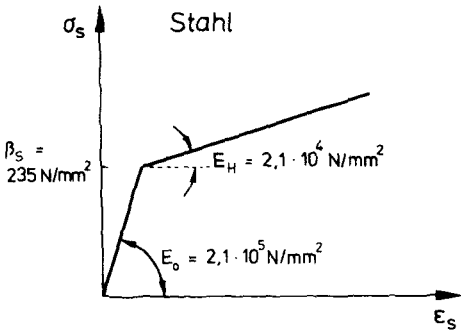


Bild 6.14: Formulierung der Werkstoffgesetze für die FE-Rechnung

6.3.4 Ergebnisse der Rechnung

6.3.4.1 Verläufe der Verbund- und Stabspannungen sowie der Hülslängsdehnung

In Bild 6.15 sind die Verläufe der Spannungen $\sigma_{GF}(x)$ und $\tau_{GF}(x)$ sowie der Dehnung der Stahlhülse für eine Ankerkraft von $F = 50 \text{ kN}$ aufgetragen. Der Vergleich zu den in Bild 6.4 dargestellten Verläufen, die sich aus der Lösung der DGL. ergaben, zeigt nur unbedeutende Abweichungen. Diese rühren in erster Linie aus der jeweiligen Formulierung des Verbundverhaltens her. Die FE-Rechnung weist am Hülsenende, also im Bereich kleiner x -Werte, einen nochmaligen Anstieg der Hülslendehnungen und der Verbundspannungen auf, der aus der Berücksichtigung des tatsächlichen Tragverhaltens des Ankers stammt.

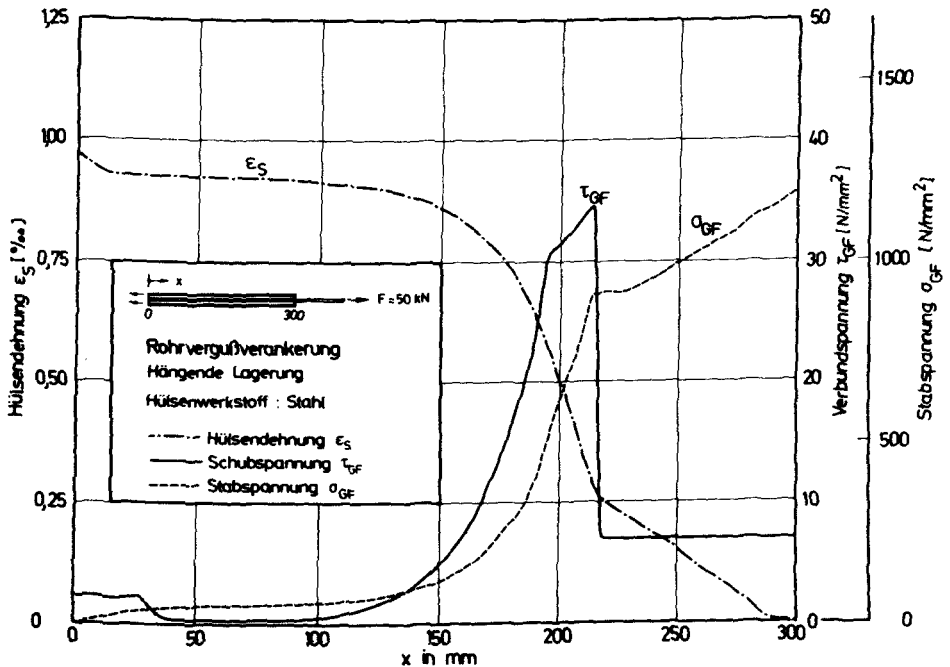


Bild 6.15: Verlauf von Verbund- und Stablängsspannung sowie der Hülslängsdehnung bei einer Kraft von $F = 50 \text{ kN}$
- aus FE-Rechnung -

Wie aus dem Elementnetz hervorgeht, wird bei der "hängenden Lagerung" vorausgesetzt, daß die Ankerkraft ausschließlich über die Stahlhülse ausgeleitet wird. Der GF-Stab ist demnach am Ankerende spannungsfrei. Im Gegensatz dazu war das Ankerende bei der DGl.-Rechnung dadurch gekennzeichnet, daß sich der GF-Stab entsprechend seinem Anteil an der Gesamtdehnsteifigkeit an der Ankerkraft beteiligt.

6.3.4.2 Einfluß der Ankerkraft auf die Verbundspannungsverteilung

In Bild 6.16 ist die Verteilung der Verbundspannungen für verschiedene Laststufen ($20 \leq F \leq 50$ kN) aufgezeichnet. Die Verbundwelle ist bei der Laststufe $F = 30$ kN erstmals voll ausgebildet und wandert mit zunehmender Ankerkraft in den Hülsebereich. Ein vergleichbares Ergebnis wurde aus der Lösung der DGl. in Bild 6.12 dargestellt.

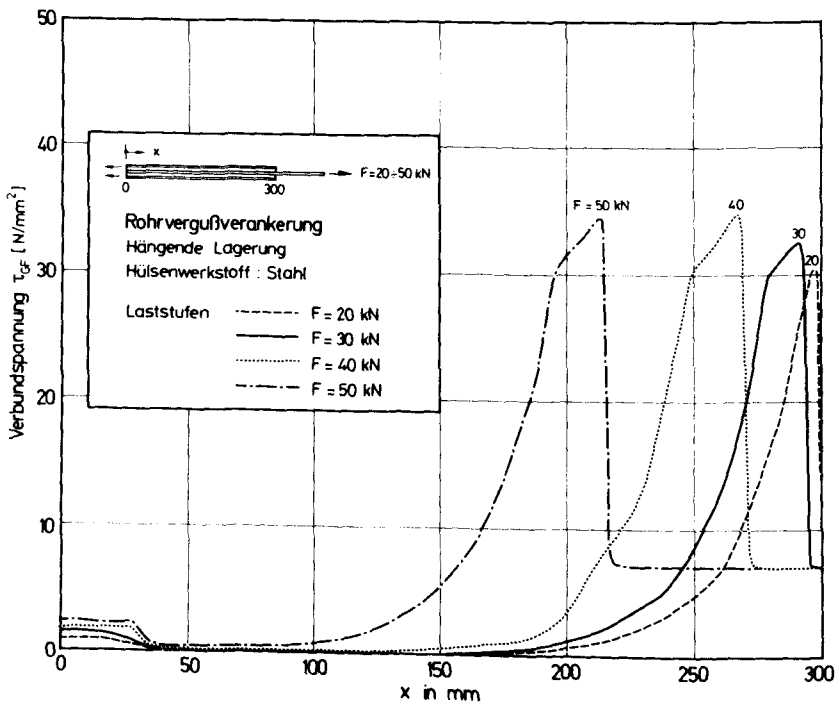


Bild 6.16: Einfluß der Ankerkraft auf die Verteilung der Verbundspannungen

6.3.4.3 Einfluß der Lagerungsart auf die Verbundspannungsverteilung

Alle bisherigen Rechnungen waren von der Voraussetzung einer "hängenden Lagerung" ausgegangen. Das bedeutet, daß sowohl der GF-Stab als auch die Stahlhülse gezogen werden. Bei der "stützenden Lagerung" nach Bild 6.17 befindet sich der GF-STab nach wie vor unter Zugbeanspruchung, die Stahlhülse ist dagegen überdrückt. Wie schon in Bild 6.11 gezeigt, wird die Lage der Verbundspannungsspitze durch die Dehnfähigkeit der Hülse beeinflusst: die "weichere" Hülse verursacht einen kleineren Bereich mit zerstörtem Verbund als die "steifere". Ebenso wandert die Verbundspannungsspitze bei der "hängenden Lagerung", die eine gewisse Anpassung der Hülsendehnung an die des Stabes zuläßt, in geringerem Maße in das Ankerinnere als bei der "stützenden Lagerung". Aus Bild 6.11 geht der Einfluß der Lagerungsart auf den Verlauf der Verbundspannungen und auf den der Hülsendehnungen hervor. Die Berechnung erfolgte für eine Ankerkraft von jeweils $F = 40 \text{ kN}$.

Verwendet man an Stelle einer Stahlhülse eine Hülse aus Aluminium, so wird die Auswirkung der Lagerungsart aufgrund der größeren elastischen Verformung noch deutlicher.

In Bild 6.18 sind die Verbundspannungsverläufe für die Laststufen $F = 20 \text{ kN}$ bzw. 40 kN aufgetragen. Während die Lage der Verbundspannungsspitzen als Folge der beiden Lagerungsarten bei der Stahlhülse um rd. 17 mm differiert, beträgt der Unterschied bei der Alu-Hülse rd. 43 mm .

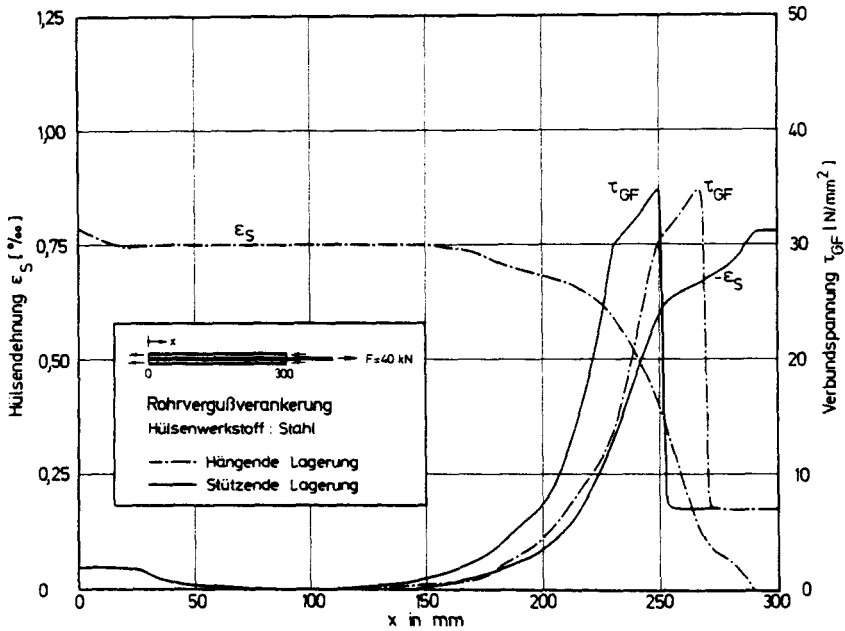


Bild 6.17: Einfluß der Lagerungsart auf die Verteilung der Verbundspannungen sowie auf die Dehnung der Stahlhülse

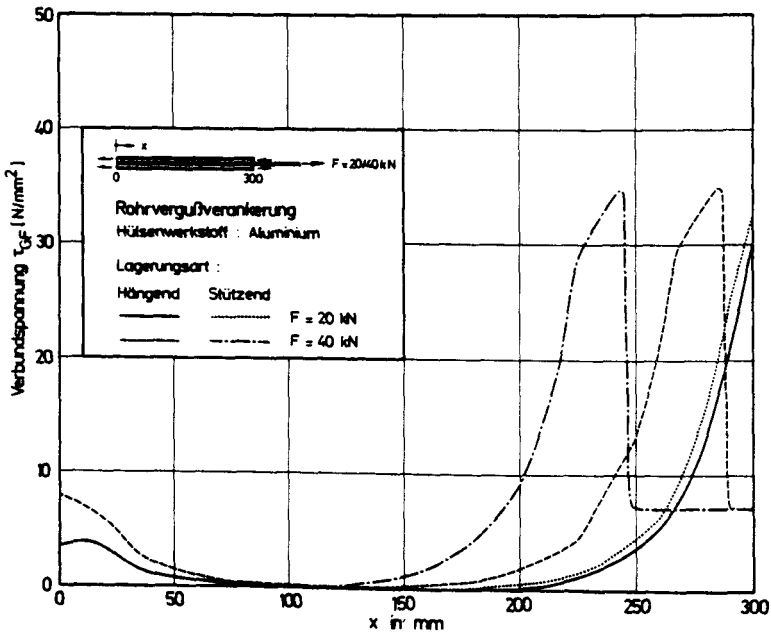


Bild 6.18: Einfluß der Lagerungsart auf die Verteilung der Verbundspannungen bei einer Hülse aus Aluminium

7. RECHNERISCHE ERMITTLUNG DES TRAGVERHALTENS VON MEHRSTAB- VERGUSSVERANKERUNGEN

7.1 Tragmodell der Mehrstabverankerung

Der vorangegangene Abschnitt hat gezeigt, daß es für die drehsymmetrische Einstabverankerung gelingt, den last- und ortsabhängigen Verlauf der Längs- und Verbundspannungen zutreffend abzuschätzen. Insbesondere stellte sich heraus, daß die Berechnung unter Anwendung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes jener nach der Methode der Finiten Elemente gleichwertig ist. Es bietet sich daher an, auch für die Mehrstabverankerung ein Rechenverfahren auf der Basis der Differentialgleichung zu entwickeln.

Wenngleich eine Mehrstabverankerung in geometrischer Hinsicht im Querschnitt dreh- bzw. mehrfachsymmetrisch ausgebildet sein kann, so wird aber der Spannungszustand um den Einzelstab auf keinen Fall mehr drehsymmetrisch sein können. Die Übertragung des Näherungsverfahrens erfordert also Modifikationen.

Ausgehend vom Tragmodell der Einstabverankerung wird nach einem Modell gesucht, das den Kraftabtrag am Starrsystem nur bei Beachtung des Gleichgewichts erklärt. Wegen der Problemverwandtschaft kann hier auf den Kraftabtrag des einbetonierten Bewehrungsstabs zurückgegriffen werden, wie er für unterschiedliche Stadien der Beanspruchung von LUTZ/GERGELY [30] und TEPFERS [53] beschrieben wurde.

Bild 7.1 zeigt den drehsymmetrischen Betonkörper mit mittigem Stab. Lutz/Gergely wiesen nach, daß sich bereits bei geringen Zugkräften am belasteten Stabende erste Verbundablösungen wegen der dort normal zur Staboberfläche wirkenden Zugspannungen σ_N einstellen. Aufgrund der ersten Verbundablösungen wird der Verbundabtrag effektiv erst nach einer St. Venantschen Störstrecke einsetzen, deren Länge etwa 1 bis 1,5 d_s beträgt.

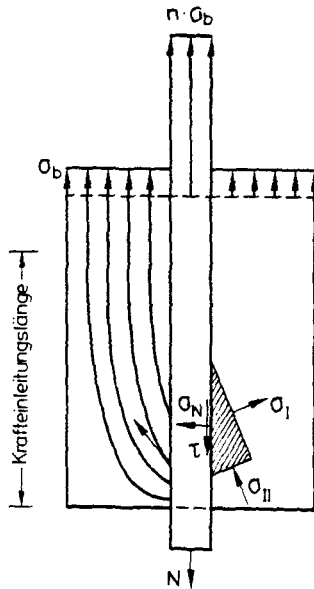


Bild 7.1:

Spannungen und Zugtrajektorien in einem rotationssymmetrischen Stahlbeton-Zugelement

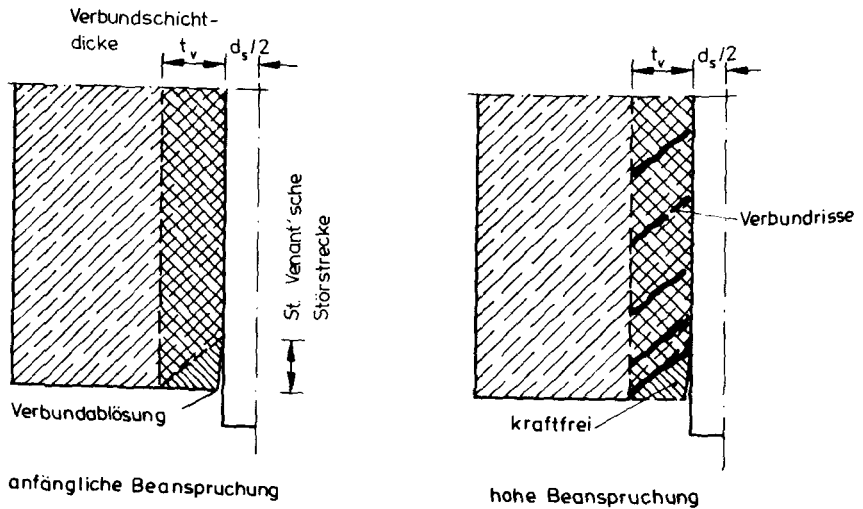
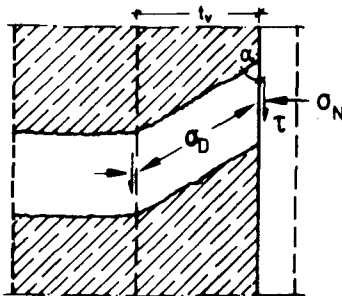


Bild 7.2: Verbundablösungen und Ausbildung von Verbundrisse innerhalb der Verbundschicht eines Dehnkörpers aus Stahlbeton

Bei höheren Beanspruchungen zeigen GOTOS [17] Versuche, daß die Einleitung der Verbundkräfte bevorzugt innerhalb eines den Stab umschließenden Betonzylinders erfolgt. Die Wanddicke dieses Zylinders ist die effektive Verbundschichtdicke t_v , die von kegelschalenförmigen Rißflächen durchsetzt ist. Damit kann man nach TEPFERS [53] für höhere Beanspruchungen den Kraftabtrag nach Bild 7.3 darstellen.



$$\begin{aligned} \sigma_I &= 0 \text{ gerissener Beton} \\ \sigma_N &= \tau \cdot \tan \alpha \\ \sigma_{II} = \sigma_D &= \frac{\sigma_N}{\sin^2 \alpha} \approx 2 \cdot \sigma_N \\ \alpha &\sim 35^\circ \text{ bis } 45^\circ \end{aligned}$$

Bild 7.3: Kraftabtrag in der Verbundschicht eines Stahlbetonelements nach Tefpers

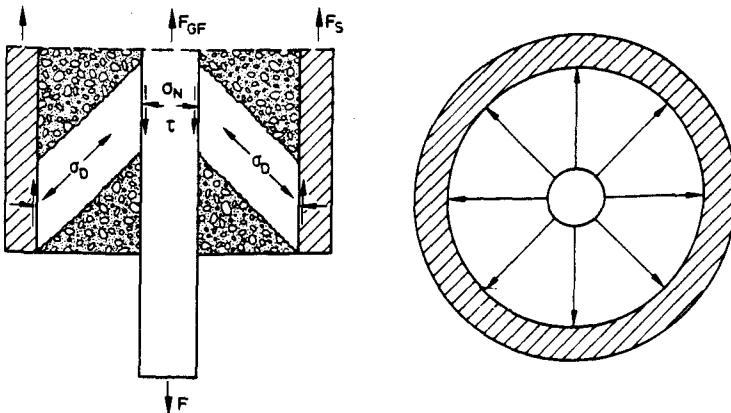


Bild 7.4: Kraftabtrag bei der Einstabverankerung

Wendet man diese Überlegungen auf die Einstabverankerung an und betrachtet einen Bereich, der weiter als 1 bis 2 d_{GF} von der betrachteten Störung entfernt ist, so kann man die Zusammenhänge für die Spannungen τ und σ_N in entsprechender Weise darstellen.

Die in der Grenzschicht zwischen dem Vergußmörtel und dem GF-Stab vorhandenen Mörtelspannungen sind vor und nach dem Überschreiten der Mörtelzugfestigkeit im Bild 7.5 für den ebenen Spannungszustand in Abhängigkeit vom Winkel α aufgeführt. Die Neigung der Mörtelrisse läßt sich als Ergebnis mikroskopischer Untersuchungen an Dünnschliffen mit 45° annehmen. Die Gln. (7.3) und (7.4) haben für die weiter hinten dargestellten Druck-Schubuntersuchungen Bedeutung.

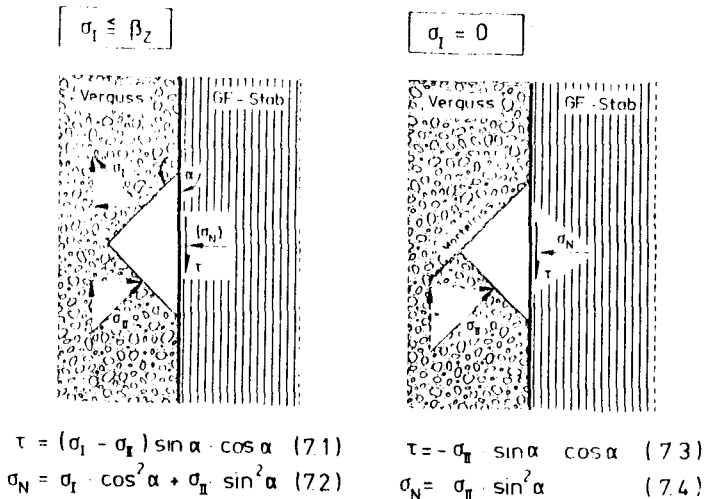


Bild 7.5: Spannungen in der Grenzschicht Verguß/GF-Stab vor und nach Überschreiten der Mörtelzugfestigkeit

Wird das Tragmodell der Einstabverankerung auf die Mehrstabverankerung übertragen, so ergibt sich ein Kraftabtrag gemäß Bild 7.6: die Stabkraft weckt nach innen, zum Hülsenzentrum, und nach außen gerichtete Hauptdruckspannungen, die jedoch von erheblich unterschiedlicher Größe sind, da für den Einzelstab keine Drehsymmetrie mehr vorhanden ist. Nach elastostatischen Gesetzen erfolgt der Kraftabtrag bevorzugt "über die kürzere Seite". Die Spannungen verhalten sich etwa umgekehrt proportional zur Länge der jeweiligen Wirkungslinie,

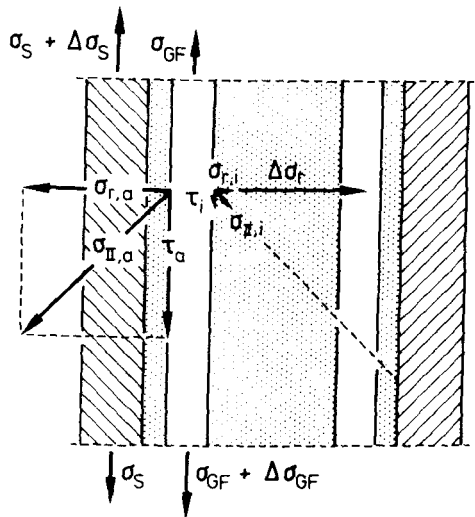


Bild 7.6: Schematische Darstellung der im Bereich eines Stabes vorhandenen Spannungen in einem Abschnitt der Mehrstabverankerung

so daß die zur Ankerachse gerichteten deutlich geringer sein müssen ($\sigma_{IIi} \ll \sigma_{IIa}$). Aus Gleichgewichtsgründen entsteht bei diesem Tragmodell eine zusätzliche Komponente $\Delta\sigma_r$. Vereinfacht man dieses Modell, indem der von den inneren Verbundspannungen τ_i übernommene Traganteil vernachlässigt wird, so sind zwei Systeme denkbar, die sich in der Art des Abtrags der inneren Radialkräfte unterscheiden. In Bild 7.7 sind die beiden Modelle

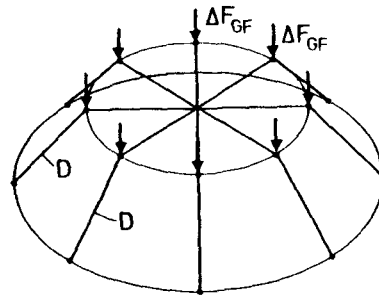
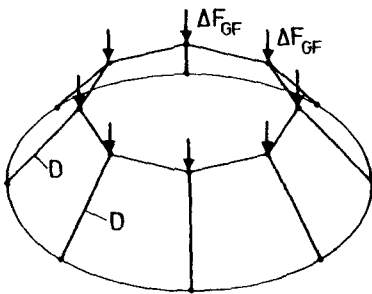
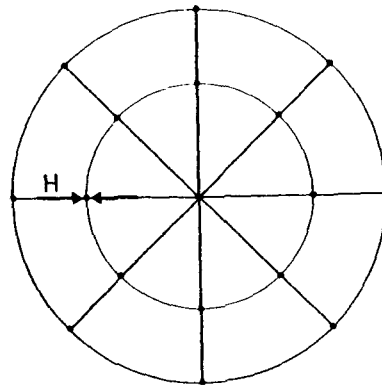
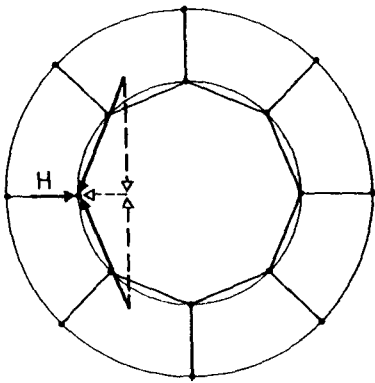


Bild 7.7:

Räumliches Tragsystem mit Aufnahme der Radialkräfte über Kraftumlenkungen

Bild 7.8:

Aufnahme der Radialkräfte über Sprengwerke

als Netzwerke stilisiert dargestellt. Der Stababschnitt der Länge Δx wird darin auf einen Knoten reduziert, der durch die Kraftdifferenz ΔF_{GF} beansprucht wird. Beide Modelle sind insofern identisch, als die nach außen gerichteten Druckstreben auf einem Ring abgesetzt sind, der durch die massive Stahlhülse gebildet wird. Die inneren Kräfte können auf folgende beide Arten aufgenommen werden:

- als Umlenkkräfte in der Richtung zum jeweiligen Nachbarstab nach Bild 7.7,
- auf direktem Wege zum gegenüberliegenden Stab nach Bild 7.8.

Da jedes Tragsystem den energieärmsten Zustand einnimmt, ist das System nach Bild 7.8 das wahrscheinlichere. In Bild 7.9 ist das Tragmodell in ebener Darstellung aufgetragen. Hierbei wird deutlich, daß sich bei Ausleitung derselben Stabkraft

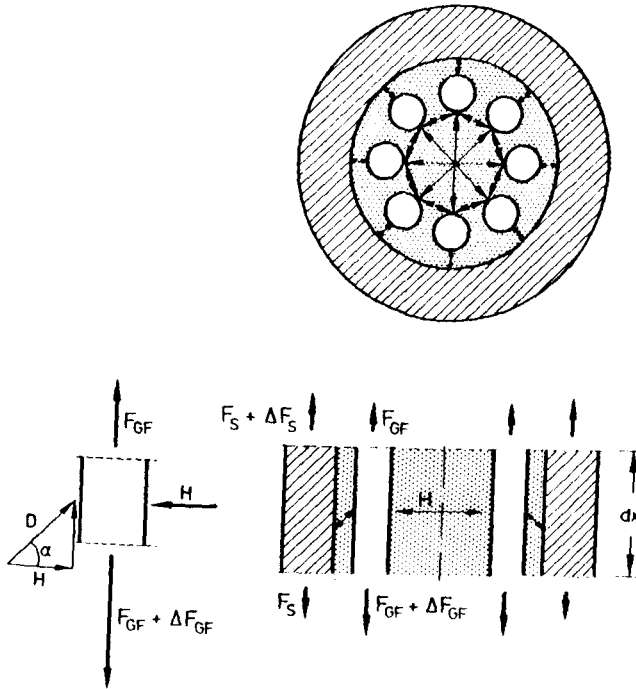


Bild 7.9: Vereinfachtes Tragmodell der Mehrstabverankerung

die Radialkomponente und damit die Querpressung gegenüber der Einstabverankerung verdoppelt. Für die Ermittlung des Tragverhaltens der Mehrstabverankerung müssen daher folgende Bedingungen berücksichtigt werden:

1. Aus den mechanischen Überlegungen, deren Gültigkeit durch Versagensbilder (z.B. Bild 5.32) bestätigt wird, ist zu schließen, daß der GF-Stab eine nur teilweise verbundwirksame Oberfläche hat. Diese Teilfläche wird vereinfacht entsprechend der halben Staboberfläche angenommen.

2. Wie in den Abschnitten 5.2 und 5.3 gezeigt wurde, weisen Ein- und Mehrstabverankerungen gleiche Tragfähigkeit auf. Die Verschiebungen sind aber bei der Mehrstabverankerung größer.

Zusammenfassend ist zu folgern, daß die Verminderung der wirksamen Oberfläche durch eine Erhöhung der Verbundbruchspannung weitgehend ausgeglichen wird. Die Zunahme der Verbundfestigkeit ist auf den veränderten Tragmechanismus zurückzuführen, bei dem die inneren Querpressungen vergrößert werden.

Bei diesen Überlegungen wurde davon ausgegangen, daß die Stäbe des Spannbündels innerhalb der Verankerung einlagig, d.h. auf einem einzigen Ring um die Ankerachse angeordnet sind. Wird diese Geometrie verlassen, indem für Spannglieder höherer Tragfähigkeit Stäbe auch in einer zweiten Lage eingebaut werden, so ist für die auf diesem inneren Ring angeordneten Zusatzstäbe eine Vergleichmäßigung der Umfangsspannungen anzunehmen. Wird ein Stab im Grenzfall im Zentrum eines Mehrstabankers angeordnet, so unterliegt er einem rotationssymmetrischen Spannungszustand, bei dem jedoch die durch Nachbarstäbe verursachte Querpressungserhöhung zu berücksichtigen ist.

7.2 Einfluß von Querpressungen auf das Verbundverhalten

7.2.1 Stand der Erkenntnisse

Dem Einfluß von Querpressungen auf das Verbundverhalten wurde in der Stahlbetonforschung große Bedeutung beigemessen. Als Beispiele sind die Arbeiten von UNTRAUER/HENRY [58], DÖRR/MEHLHORN [14], TROST [55] und VOS [61] zu nennen. Die Untersuchungen dieser Forscher zeigen übereinstimmend die festigkeitssteigernde Wirkung von Querdruck auf den Verbund. Diese ist darauf zurückzuführen, daß innere Risse bei höheren Lasten als bei querpressungsfreien Verbundzonen auftreten. In Bild 7.10 wurde zum Vergleich der Einfluß von Querpressung auf die τ - v -Beziehung von Stahlbeton-Verbundkörpern dargestellt.

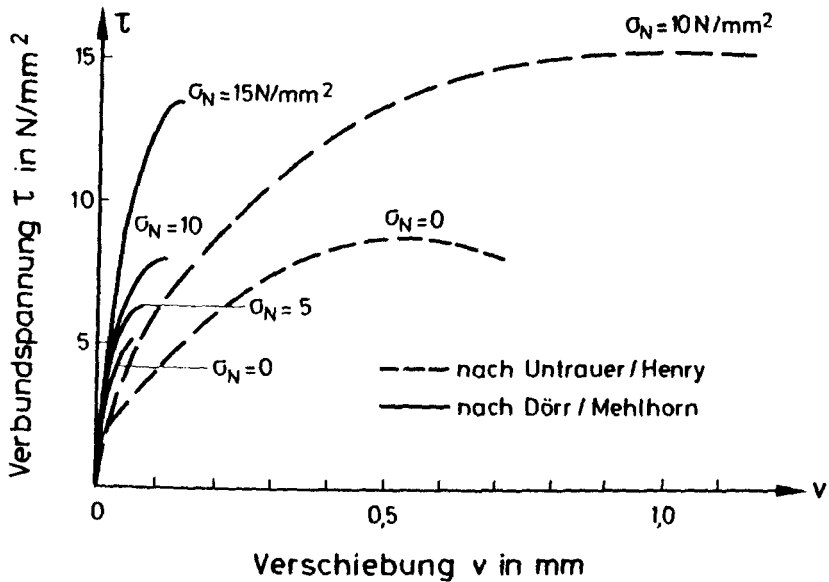


Bild 7.10: Einfluß der Querpressung auf die τ - v -Beziehung von Stahlbeton-Verbundkörpern nach Untrauer/Henry und Dörr/Mehlhorn; entnommen aus [14]

Auch Verbundelemente völlig anderer Werkstoffe weisen eine ähnliche Gesetzmäßigkeit auf. So hat MANG [31] die Tragfähigkeit von Stahlklebeverbindungen untersucht, die in unterschiedlichem Maße quervorgespannt waren. Es zeigte sich, daß auch hierbei die maximale Verbundspannung mit zunehmender Querpressung bis zum Erreichen eines Grenzwerts gesteigert werden konnte.

Eine Erhöhung der Verbundfestigkeit von Stahlbeton wurde auch dann festgestellt, wenn die Ausbildung innerer Risse durch andere Maßnahmen verzögert wird. Dies kann beispielsweise durch die Vergrößerung der Betondeckung geschehen. Experimentelle Untersuchungen hierzu wurden von TEPFERS [54] durchgeführt.

7.2.2 Eigene Druck-Schub-Untersuchungen

Um den Einfluß von Querpessungen auf die Verbundfestigkeit des in Kunstharzmörtel eingegossenen GF-Stabes zu ermitteln, wurden einige Versuche durchgeführt. Der prismatische Probekörper ist in Bild 7.11 dargestellt. Dieser Probentyp wurde vielfach zur Durchführung von Festigkeitsuntersuchungen an Fugen eingesetzt [7, 15, 65]. Sein Vorteil besteht darin, daß ohne zweiachsige Beanspruchung bestimmte Kombinationen von Normalspannung σ_N und Schubspannung τ über den Winkel α nach Bild 7.12 einstellbar sind.

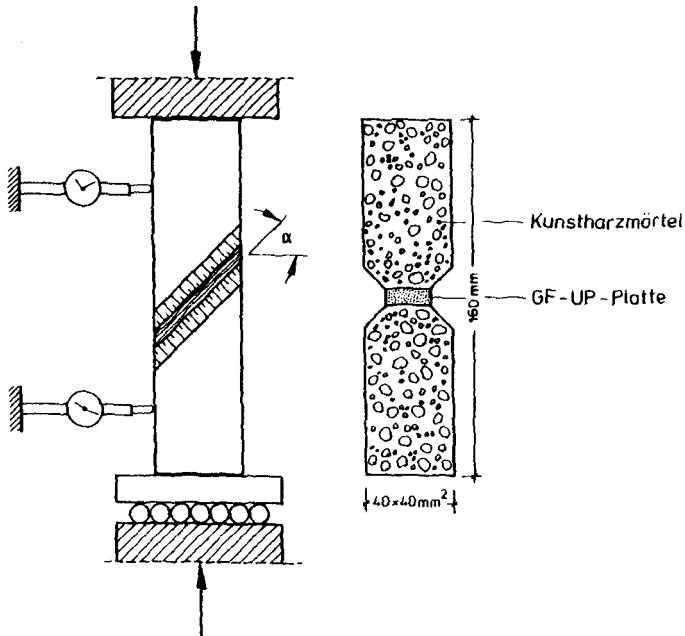
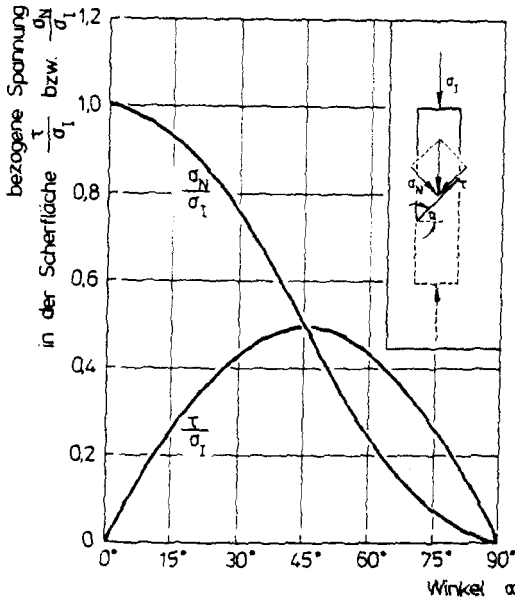


Bild 7.11: Probenform und Versuchsaufbau für Druck-Schub-Versuche

Anstelle des runden GF-Stabes wurde bei den eigenen Untersuchungen eine Platte aus GF-UP-Werkstoff verwendet. Bei einer ebenen Fugenfläche ist die einfache Formulierung der Normal- und Schubspannungen in der Fugenfläche möglich.



$$\sigma_N = \sigma_I \cdot \cos^2 \alpha$$

$$\tau = \sigma_I \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha$$

Bild 7.12:

Schub- und Normalspannung in Abhängigkeit von der Fugenneigung

Die Proben wurden zügig bis zum Bruch beansprucht. In Abhängigkeit von der Fugenneigung wurden zwei Arten des Versagens beobachtet: Druckbruch oder Gleitbruch. Proben mit gering geneigter Fuge ($\alpha \leq 30^\circ$) versagten durch Überschreiten der Druckfestigkeit des Mörtels. Bei stärker geneigten Fugen entstanden Gleitbrüche in der Grenzfläche zwischen Mörtel und Fugenplatte. In Bild 7.13 sind die Ergebnisse in einer τ - σ_N -Darstellung eingetragen. Der Hauptdruckkreis schneidet die σ_N -Achse dort, wo die axiale Druckfestigkeit des teilflächenbeanspruchten Mörtels liegt. Legt man durch die Versuchspunkte eine Ausgleichsgerade, so macht der schraffierte Kreisabschnitt die Schwächung deutlich, die durch die Fuge verursacht wird. Die nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelte Geradengleichung lautet:

$$\tau_u = 0,6 \cdot \sigma_N + 14,4 \quad (7.5)$$

Zur Übertragung dieses Ergebnisses auf die Mehrstabverankerung sind einige Annahmen zu treffen. Zunächst ist die bei

Damit ergibt sich als Anhalt für die folgende Berechnung eine maximale mittlere Verbundspannung von

$$\begin{aligned} \max \bar{\tau}_m &= \tau_u + \Delta\tau_u \\ &= 36 + 21,6 = 57,6 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

Der Rechengang ist in Bild 7.14 mit einer Bestimmung von σ_N aus Gl. (7.5) dargestellt.

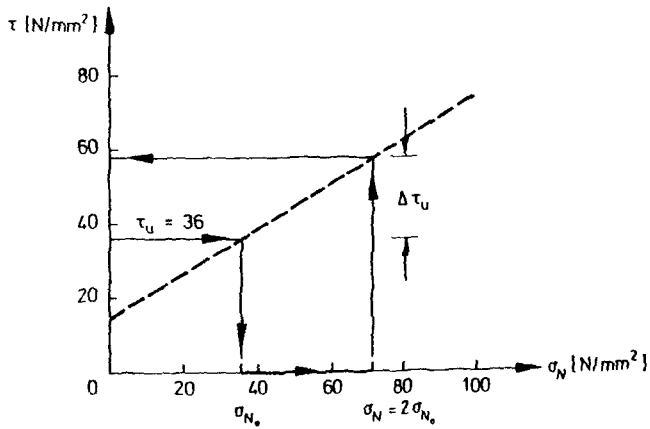


Bild 7.14: Ermittlung erhöhter Verbundbruchspannungen $\tau_u(\sigma_N)$

7.3 Durchführung der Berechnung

7.3.1 Vorbemerkungen und Materialkennwerte

Im folgenden Abschnitt wird das unter 6.2 enthaltene Rechenverfahren genutzt, um das Tragverhalten der in Bild 5.9 dargestellten Mehrstabverankerung zu ermitteln. Dabei wird zunächst die τ - v -Beziehung gesucht, welche unter den gegebenen Bedingungen (wirksamer Stabumfang, Berücksichtigung des Einflusses der Querpressung) ein wirklichkeitsnahes Kraft-Verformungsverhalten der Verankerung wiedergibt. Anders als bei der Einstabverankerung muß der Rechnung ein Mittelwert für $\bar{\tau}(v)$ über den Umfang zugrundegelegt werden, da die Verteilung der Verbundspannung über den Stabumfang ungleichförmig und nur näherungsweise zu bestimmen ist (Bild 7.15).

Die in der Rechnung verwendeten geometrischen und mechanischen Größen sind in Tab. 7.1 aufgeführt. Bild 7.16 zeigt die variablen $\bar{\tau}_m$ - v -Beziehungen im Vergleich zur $\bar{\tau}$ - v -Beziehung, die der Berechnung der Einstabverankerung zugrundegelegt worden war. Die im vorangegangenen Abschnitt enthaltenen Untersuchungen hatten eine Erhöhung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit von der Querpressung um $\Delta\tau \sim 0,6 \Delta\sigma_N$ ergeben. Für die Mehrstabverankerung wurden daraus die drei Spitzenspannungen $\bar{\tau}_{mu} = 50/60/70 \text{ N/mm}^2$ abgeleitet, um aus der Gegenüberstellung von rechnerischer zur gemessenen Tragfähigkeit eine Anpassung vorzunehmen. Die Reibungsverbundspannung wurde, ausgehend von $\tau_R = 6 \text{ N/mm}^2$, im Verhältnis der Verbundspitzenspannungen $\bar{\tau}_{mu}/\tau_u$ auf $\tau_R = 7,5/9/10,5 \text{ N/mm}^2$ erhöht. Der Rechenumfang wird auf die Ermittlung des Einflusses der Verbundlänge auf die maximale Ankerkraft sowie auf die kraftabhängige Relativverschiebung beschränkt.

Tabelle 7.1: Eingangsgrößen für die Rechnung
(8-Stab-Verankerung)

		Einheit	Wert
Stahlhülse			
Querschnittsfläche	A_S	mm ²	2.400
E-Modul der Hülse	E_S	kN/mm ²	210
GF-Stäbe			
Querschnittsfläche	A_{GF}	mm ²	352
E-Modul	E_{GF}	kN/mm ²	53
Flächenverhältnis	$\mu = A_{GF}/A_S$	—	0,147
E-Modul-Verhältnis	$n = E_{GF}/E_S$	—	0,25
τ-v-Beziehung			
rechn. Verbundfestigkeit	$\bar{\tau}_{m,u}$	N/mm ²	50/60/70
Reibungsverbundspannung	τ_R	N/mm ²	7,5/9/10,5

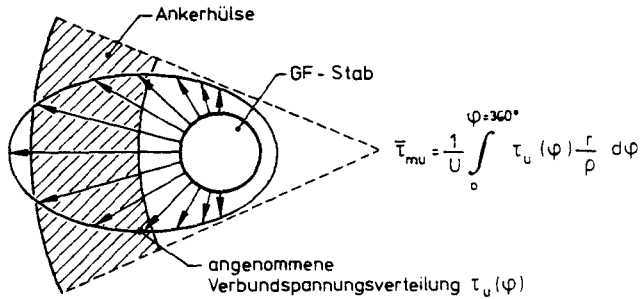


Bild 7.15: Querschnittssegment der Vergußverankerung
 Angenommene Verteilung der Verbundspannung $\tau_u(\varphi)$
 über den Umfang und Rechenwert der mittleren Ver-
 bundfestigkeit $\bar{\tau}_{mu}$

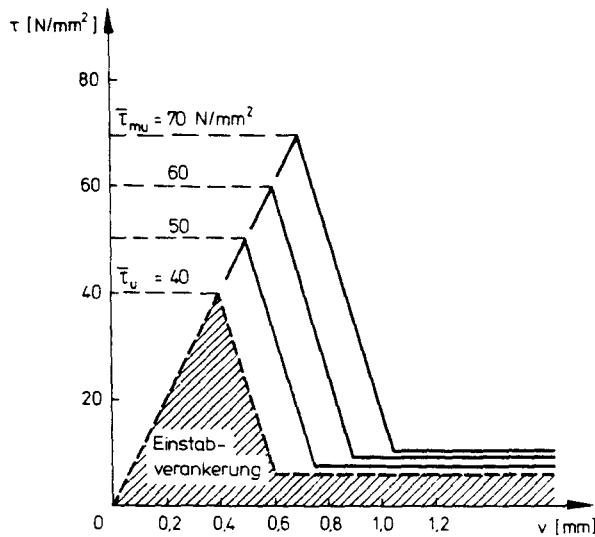


Bild 7.16: Vergleich der $\bar{\tau}$ - v -Beziehungen für die Berechnung
 der Ein- bzw. der Mehrstabverankerung

7.3.2 Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerkraft im Bruchzustand

In Bild 7.17 ist die rechnerische Ankerkraft in Abhängigkeit von der Verbundlänge und der $\bar{\tau}$ - v -Beziehung aufgetragen. Diesen Ergebnissen können Versuchsergebnisse nur für eine Hülslenlänge von $l_v = 300$ mm gegenübergestellt werden. Der Vergleich zeigt, daß eine gute Übereinstimmung bei einer Verbundspitzenspannung im Bereich von $60 \leq \bar{\tau}_{m,u} \leq 70$ N/mm² erzielt wird.

Die Verteilung der Verbundspannungen für die drei untersuchten $\bar{\tau}$ - v -Beziehungen geht für eine Ankerkraft von $F = 50$ kN/Stab aus Bild 7.18 hervor.

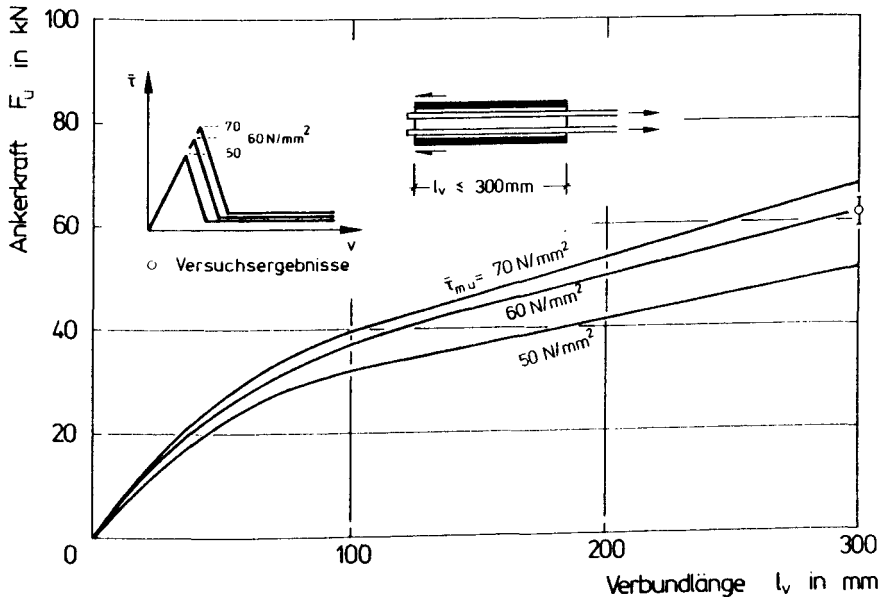


Bild 7.17: Einfluß der Verbundlänge auf die rechnerische Querkraft einer Mehrstabverankerung im Bruchzustand in Abhängigkeit von der gewählten $\bar{\tau}_{m,u}$ - v -Beziehung nach Bild 7.16

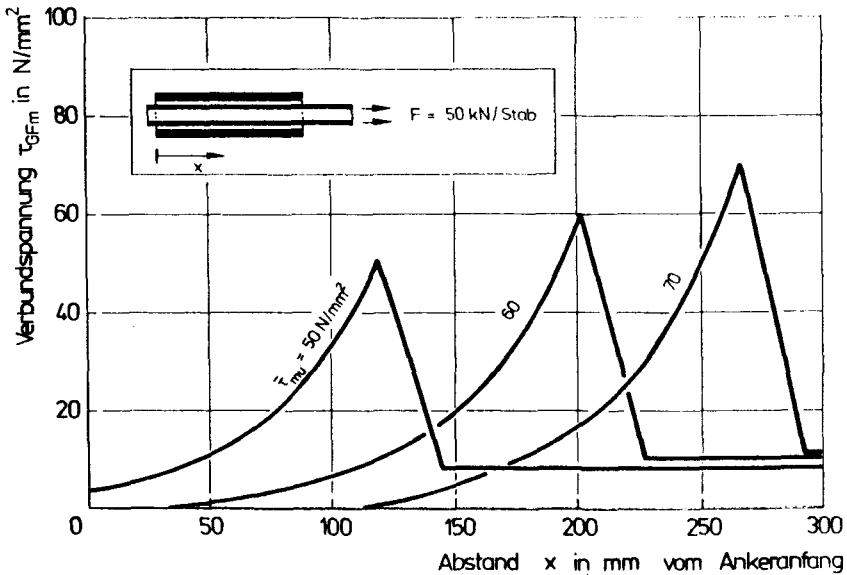


Bild 7.18: Einfluß der maximalen mittleren Verbundspannung $\tau_{m,u}$ auf die Verteilung der Verbundspannungen bei vorgegebener Ankerkraft

7.3.3 Einfluß der Ankerkraft auf den Stabschlupf

Der rechnerische Stabschlupf wurde in Bild 7.19 für die Mehrstab- und die Einstabverankerung aufgetragen. Der Verlauf ist näherungsweise bilinear. Bis zu $F \sim 37 \text{ kN}$ ist ein steiler Anstieg mit geringen Verschiebungen vorhanden, an den sich ein flacher Anstieg anschließt. Der gemessene Stabschlupf ist bei beiden Verankerungen größer, hat aber qualitativ einen vergleichbaren Verlauf. Die Ursache für die höheren Meßwerte liegt u.a. darin, daß am Hülsenbeginn eine Störzone entsteht, aus der Mörtelteile ausbrechen. Ein weiterer Grund besteht darin, daß der Meßwertaufnehmer in einem geringen Abstand vom Hülsenende angebracht wird, so daß ein Anteil durch die elastische Dehnung

des Stabes mitgemessen wird. Sowohl die rechnerische Ermittlung als auch die durch Messungen zeigen, daß der Schlupf bei der Einstabverankerung geringer als der der Mehrstabverankerung ist.

Der bei der Mehrstabverankerung gemessene Stabschlupf ist nur für den Bereich bis $F = 42 \text{ kN/Stab}$ eingetragen. Wie bereits aus Bild 5.21 hervorgeht, wurde bei dieser Lasthöhe eine Standzeit eingeschaltet, so daß der weitere Verlauf der Verschiebungen nicht mehr ausschließlich kraftabhängig darstellbar ist.

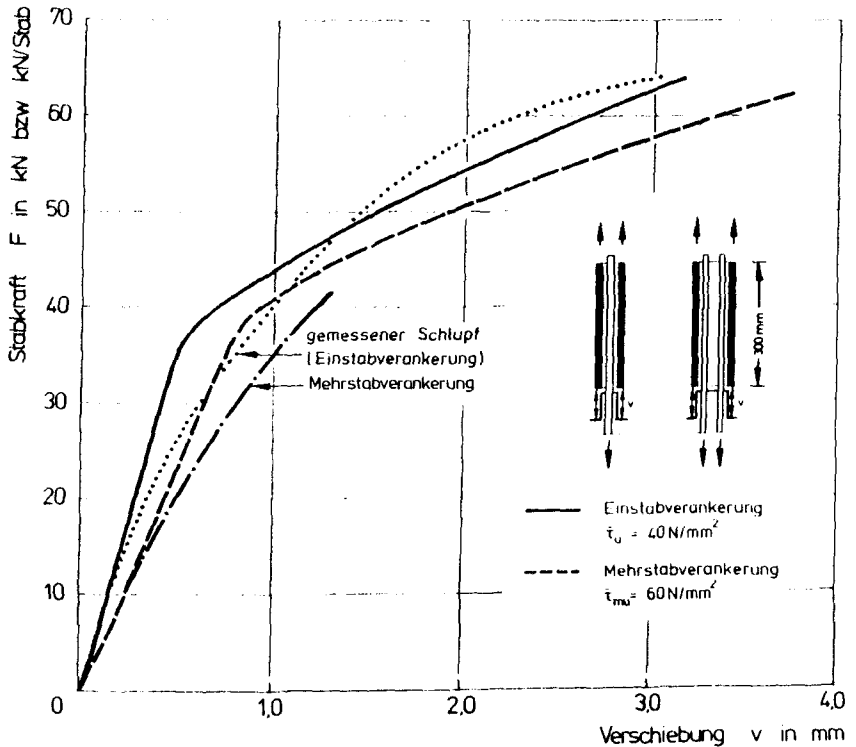


Bild 7.19: Vergleich zwischen rechnerisch ermitteltem und gemessenen Stabschlupf am lastseitigen Ende einer Ein- bzw. Mehrstabverankerung in Abhängigkeit von der Ankerkraft

8. OFFENE PROBLEME

Die Versuche haben gezeigt, daß HLV-Spannglieder mit Rohrgußverankerung bei Beachtung der besonderen Werkstoff- und Geometriebedingungen einen hohen statischen Wirkungsgrad aufweisen. Diese Verankerung stellt zugleich auch eine wirtschaftlich befriedigende Lösung dar. Hierdurch ist die Voraussetzung geschaffen, aus dem Versuchsstadium in die praktische Anwendung einzutreten. Dieser Schritt wird dadurch begünstigt, daß sich das Verankerungssystem in einem Probekörper seit etwa drei Jahren problemlos verhält. Als nächste praktische Anwendung ist die Ausführung einer zweifeldrigen Straßenbrücke der Brückenklasse 60/30 nach DIN 1072 mit einer Gesamtlänge von rd. 50 m geplant. Der Überbau soll in Längsrichtung mit HLV-Spanngliedern vorgespannt werden; in Querrichtung bleibt er schlaff bewehrt. Der Beginn dieses Bauvorhabens ist für 1986 vorgesehen. Ehe jedoch der Einsatz dieses neuartigen Spannfahrens realisiert werden kann, sind noch einige Untersuchungen und Vorarbeiten durchzuführen bzw. abzuschließen. Die offenen Probleme lassen sich folgendermaßen überschreiben:

1. Weiterentwicklung der Verankerung für Spannglieder mit hoher Vorspannkraft.
2. Verankerungsverhalten bei langandauernder statischer und/oder schwingender Beanspruchung sowie bei erhöhter Temperatur.
3. Anpassung bzw. Übertragung der Bemessungsregeln von DIN 4227, Teil 1 für Spannbetonbauteile, insbesondere hinsichtlich der Auswirkungen des gegenüber Spannstahl unterschiedlichen Spannungs-Dehnungsverhaltens der HLV-Bewehrung. Festlegung der zulässigen Vorspannkraft und des Rechenwerts der Festigkeit von HLV-Material und Verankerung sowie des in Sicherheitstheoretischer Hinsicht erforderlichen Vorspanngrads.
4. Anpassung der Prüfungsanforderungen für das Zulassungsverfahren.

5. Fragen der Qualitätssicherung für den HLV-Werkstoff und die Verankerung.
6. Schulung des Personals hinsichtlich Spanngliedvorfertigung und der Anwendung auf der Baustelle.

Im folgenden wird auf einige dieser Probleme eingegangen:

Zu 1: Weiterentwicklung der Verankerung für Spannglieder mit hoher Vorspannkraft

Die bisher untersuchten Spannglieder aus 8 Stäben und einer Bruchkraft von $F_u \sim 500$ kN stellen eine zu kleine Spanngliedgröße dar, um für den praktischen Einsatz Bedeutung zu erlangen. Erste Versuche an 21stäbigen Spanngliedern mit einer Bruchkraft von $F_u \sim 1300$ kN haben gezeigt, daß das Verankerungsverhalten achtstäbiger Spannglieder auch auf diese mittlerer Größe übertragbar sind. Es muß aber noch geklärt werden, ob darüber hinaus auch Verankerungen für große Spannglieder ein befriedigendes Verhalten aufweisen. Unter einem großen Spannglied ist eines zu verstehen, dessen zulässige Vorspannkraft etwa $F_v = 1500$ kN beträgt und eine Bruchkraft im Bereich von $F_u = 3000$ kN besitzt.

Zu 2: Verankerungsverhalten bei langandauernder statischer und/oder schwingender Beanspruchung sowie bei erhöhter Temperatur

Die Versuche haben gezeigt, daß die Dauerschwingfestigkeit deutlich unter der von Spannstahl-Spanngliedern liegt. Die derzeitigen Optimierungsbemühungen lassen zwar Verbesserungen erwarten; durch die Konstruktion der Verankerung und durch die Struktur des HLV-Stabes ist jedoch nur eine graduelle Erhöhung der Dauerschwingfestigkeit vorstellbar.

Weiterhin ist zu klären, welchen Einfluß erhöhte Temperaturen aus einer Betriebsbeanspruchung oder im Brandfall auf Spannglied und Verankerung ausüben.

Zu 4: Anpassung der Prüfungsanforderungen für das Zulassungsverfahren und Festlegung der zulässigen Beanspruchung

Die Anwendung eines Spannverfahrens bedingt in der Regel dessen allgemeine bauaufsichtliche Zulassung. Voraussetzung für die Erteilung der Zulassung sind bestimmte, nach Prüfrichtlinie [45] bedingungsgemäße Eignungsversuche. In diesem Zusammenhang ist zu klären, inwieweit die für Spannstahl-Spannverfahren gültigen Prüfkriterien und Anforderungen für HLV-Spannglieder übernommen werden können bzw. welche Modifikationen erforderlich sind.

Vorstellbar sind folgende Modifikationen der Eignungsprüfungen nach [45]:

- Vergrößerung des Prüfumfangs sowohl der statischen Zugversuche als auch der Zugschwellversuche, um die bislang nur wenig abgesicherte werkstoff- und konstruktionsbedingte Ergebnisstreuung zu erfassen
- Berücksichtigung von Temperatur- und Langzeiteinflüssen in Eignungsversuchen
- Ermittlung des Einflusses von bauwerkstypischen Zusatzbeanspruchungen auf das Tragverhalten, z. B. Einfluß einer Querverpressung durch Stabüberkreuzung u.a.m.

9. FOLGERUNGEN FÜR DIE PRAKTISCHE ANWENDUNG

Das Spannverfahren mit HLV-Elementen muß sich an der Leistungsfähigkeit und Wirtschaftlichkeit der heutigen Spannstahl-Spannverfahren messen lassen. Ob die technischen Vorzüge, die den HLV-Werkstoff auszeichnen, zu einer Verdrängung bisheriger Verfahren führen, hängt neben technischen und sicherheitstheoretischen Überlegungen entscheidend von den mit dem Verfahren verbundenen Kosten ab. Bevor jedoch ein umfassender Einsatz erwogen wird, müssen nach Ansicht des Verfassers die im vorstehenden Abschnitt aufgeführten offenen Probleme geklärt werden. Bei positivem Ausgang der damit verbundenen Untersuchungen sprechen neben der hohen Festigkeit vor allem zwei Argumente für den Einsatz des Verfahrens: die Korrosionsbeständigkeit des HLV-Stabes und dessen niedriger Elastizitätsmodul. Bei der Vorspannung mit hochfesten Spannstäben sind gelegentlich Stahlbrüche aufgetreten, die meistens auf eine mangelhafte Verpressung der Hüllrohre mit Injektionsmörtel zurückzuführen waren. Die Hüllrohrinjektion von HLV-Spanngliedern ist nur für die Tragfähigkeit und für das Gebrauchsverhalten (Rißbildung) von Bedeutung; zur Sicherung der Dauerhaftigkeit ist sie nicht erforderlich. Deshalb können sich Verpreßmängel bei HLV-Spanngliedern nicht so folgenreicher wie bei Spannstahl auswirken. Der niedrige E-Modul des HLV-Materials wirkt sich vorteilhaft aus, weil zeitabhängige Bauwerksverkürzungen infolge Kriechen und Schwinden im Gegensatz zu Spannstahl nur zu einer unbedeutenden Verminderung der Spannungen im Spannstahl führt. Als Nachteil ist in diesem Zusammenhang anzuführen, daß die Dehnwege beim Vorspannen auf etwa den vierfachen Betrag anwachsen, womit ggf. andere Pressenkonstruktionen und bei Verwendung von Fertigspanngliedern auch Auswirkungen auf die konstruktive Durchbildung der Bauteile in Verankerungsbereichen verbunden sind.

Bevorzugte Einsatzgebiete können für HLV-Spannglieder also immer dort erschlossen werden, wo die Spannstäbe über einen längeren Zeitraum nicht oder nur mit großem Aufwand zuverlässig gegen die Auswirkung korrosiver Medien zu schützen sind. Als Beispiele für derartige Anwendungsfälle sind zu nennen:

- Erd- und Felsanker, insbesondere bei aggressiven Böden und Wässern
- Anwendung für sogenannte "Bewehrte Erde"-Bauwerke
- Vorspannmaßnahmen zur Sicherung historischer Bauwerke
- Vorspannung mit außenliegenden Spanngliedern, eventuell auch zur Sanierung von Brücken
- Behälter und vorgespannte Rohrleitungen für aggressive Flüssigkeiten

Für die Anwendung bei Erd- und Felsankern lassen sich die Vorzüge des HLV-Materials noch einmal stichwortartig aufführen. Sie bestehen darin, daß sich Korrosionsschutzmaßnahmen erübrigen. Durch die große elastische Dehnfähigkeit sind kleine Krümmungsradien möglich, die den Einbau der Anker auch bei beengten räumlichen Verhältnissen zulassen. Veränderungen im Gebirge und damit verbundene Dehnungserhöhungen haben eine geringere Vergrößerung der Spanngliedkraft zur Folge als bei Spannstahl.

10. ZUSAMMENFASSUNG

Faserverbundwerkstoffe aus Glasfasern und Kunstharz als Matrixwerkstoff erreichen eine Zugfestigkeit, die der von hochfestem Spannstahl gleichkommt. Die hohe Beständigkeit dieses jungen Werkstoffs gegenüber aggressiven Medien erlaubt seine Anwendung als Bewehrung, wobei wegen seiner hohen Festigkeit und seines großen Dehnvermögens insbesondere an Spannbewehrung zu denken ist. Die Anwendung setzt jedoch voraus, daß die erforderliche Vorspannkraft durch geeignete Verankerungen sicher und wirtschaftlich eingeleitet werden kann. Da die mechanischen Eigenschaften des anisotropen Faserverbundwerkstoffs in vielfältiger Hinsicht von jenen des isotropen Spannstahls abweichen, mußte eine geeignete Verankerung entwickelt werden.

Zur Entwicklung einer Verankerung für GF-Stäbe

In der Literatur wird über eine Reihe von Verankerungssystemen berichtet, die sich sowohl durch eine hohe statische Leistungsfähigkeit als auch durch ein günstiges Verhalten bei dynamischer Beanspruchung auszeichnen. Wie jedoch im Abschnitt 1.3 gezeigt wurde, handelt es sich hierbei ausnahmslos um Laborverankerungen, die entweder in der Herstellung oder bei ihrer Montage zu aufwendig sind. Darüber hinaus spricht gegen ihre praktische Verwendung, daß es sich überwiegend um Einstabverankerungen handelt, die folglich nur zur Übertragung geringer Vorspannkraften geeignet sind. Diesen Laborverankerungen wurde eine weitere hinzugefügt, die als Klemmhülsenverankerung bezeichnet wurde und in Bild 2.4 dargestellt ist.

Auf dem Wege zur Entwicklung einer Verankerung für HLV-Stäbe wurden die Möglichkeiten zur Übernahme von Konstruktionsprinzipien von Verankerungen überprüft, die sich im Spannbetonbau sowie bei hochfesten Seilen im Stahlbau bewährt haben. Wie aus dem Abschnitt 5.2 hervorgeht, zeigte sich, daß die Systeme des Spannbetonbaus ausscheiden, da sie im allgemeinen die Kaltver-

formbarkeit des Stabwerkstoffs bedingen bzw. dessen geringe Kerbempfindlichkeit voraussetzen. Ansatzpunkte für die Übernahme eines Verankerungsprinzips fanden sich hingegen bei den Seilverankerungen des Stahlbaus. Bei diesen Verankerungen erfolgt ein Verguß beispielsweise durch Weißmetall oder durch gefülltes Kunstharz, der zu einem Haft- oder Reibungsverbund mit den Stäben bzw. Drähten des Zugglieds führt. Dieses Prinzip wurde auf HLV-Verankerungen übertragen, wobei als Verguß ein hierfür entwickelter Kunstharzmörtel mit hoher Verbundfestigkeit verwendet wurde. Um die geringe Querdruckfestigkeit der Stäbe nicht zu überschreiten, wurde - abweichend von den konusförmigen Seilverankerungen - eine zylindrische Ankerhülse gewählt.

Zu den Eigenschaften des GF-Werkstoffs

Im Kapitel 2 werden wesentliche mechanische Eigenschaften des orthotropen Verbundwerkstoffs beschrieben, soweit sie für die Verwendung im Spannbetonbau und unter den speziellen Anforderungen im Bereich einer Verankerung von Bedeutung sind. Anschließend wird über das grundsätzliche Verhalten der GF-Stäbe bei Langzeitbeanspruchung berichtet. Die Ergebnisse hierzu mußten überwiegend der Literatur entnommen werden, da die Untersuchungen am HLV-Werkstoff noch nicht abgeschlossen sind.

Zu den Grundlagenuntersuchungen

Im Kapitel 3 wird über die mechanischen Eigenschaften eines speziellen Kunstharzmörtels berichtet, der aus UP-Harz und quarzitischem Zuschlag besteht und bei den späteren Verankerungsversuchen als Vergußwerkstoff Verwendung fand. Die Versuche zeigen, daß der Endwert der Druck- und Biegezugfestigkeit bereits nach einem Tag im wesentlichen erreicht wird. Die zeitlichen Entwicklungen der Festigkeiten und des Elastizitätsmoduls folgen jedoch unterschiedlichen Gesetzmäßigkeiten.

Im Kapitel 4 wird über Untersuchungen zum Verbundverhalten zwischen Kunstharzmörtel und dem HLV-Stab berichtet. Darin wird gezeigt, daß das Verbundverhalten, wie bei anderen Kleb-

verbindungen, durch folgende Eigenschaften charakterisiert wird:

- hohe Verbundfestigkeit bei statischer Kurzzeitbeanspruchung sowie rasche Abnahme der mittleren Verbundspannung im Bruchzustand mit zunehmender Verbundlänge

und bei dynamischer Beanspruchung

- der große Einfluß der Oberspannung bzw. der Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl,
- die diskontinuierliche Schlupfentwicklung, die durch eine überproportionale Zunahme unmittelbar vor dem Versagen gekennzeichnet ist.

Zu den Verankerungsversuchen

Im Kapitel 5 wird über Versuche zum Tragverhalten von achtstäbigen Vergußverankerungen unter Kurz- und Langzeitbeanspruchung berichtet. Zuvor wird eine für Vorversuche verwendete Ersatzverankerung für einstäbige Zugelemente beschrieben, die von den Werkstoffen her identisch mit der Mehrstabverankerung ist und mit deren Steifigkeitsverhältnissen vergleichbar ist.

Die Versuche zeigten, daß der Wirkungsgrad dieser Verankerungen hoch ist und $\eta_A \geq 0,9$ beträgt. Ihre Leistungsfähigkeit unter Zugschwellbeanspruchung ist dagegen gering. Die Versagensbilder lassen den schädigenden Einfluß der Relativverschiebungen zwischen Stab und Verguß in der Verankerung erkennen und deuten auf die Notwendigkeit weiterer Entwicklungsarbeit hin. Weitere Bestandteile dieses Kapitels sind die Wiedergabe von Ergebnissen von Schlupfmessungen und Dehnungsmessungen auf den Hülsen unter verschiedenen Beanspruchungsarten. Schließlich wird auf die Formen des Verankerungsversagens und auf die zugehörigen Schadensbilder eingegangen.

Zu den rechnerischen Untersuchungen

Zur Dimensionierung von Vergußverankerungen mit beliebiger Stabzahl mußte ein Rechenverfahren entwickelt werden, das die zuverlässige Vorhersage von Verformungsverhalten und Tragfähigkeit ermöglicht. Dieses Verfahren wurde für die drehsymmetrische Einstabverankerung aufgestellt (Kap. 6); es beruht auf der DGl. des verschieblichen Verbunds. Die geschlossene Lösung dieser DGl. wurde dadurch ermöglicht, daß die Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehung (τ - v) abschnittsweise linearisiert wurde. Mit diesem Lösungsweg konnten die wesentlichen Einflüsse auf das Tragverhalten einer Einstabverankerung bei Kurzzeitbeanspruchung studiert werden:

- Einfluß von Ankerkraft und Hülsensteifigkeit auf den Stabschlupf und auf die Verteilung der Verbundspannungen,
- Einfluß der Verbundlänge auf die Ankerbruchkraft.

Diese Berechnungen wurden durch ein unabhängiges Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente überprüft. Dabei wurden gleichwertige Ergebnisse erzielt. Der Vergleich mit den Meßergebnissen der Verankerungsversuche (Bruchlast, Schlupfentwicklung und Hüsendehnung) ergab gute Übereinstimmung.

Kapitel 7 enthält die Erweiterung des Rechenverfahrens auf Mehrstabverankerungen auf der Basis eines mit den Versuchsergebnissen im Einklang stehenden Tragmodells. Weitere Untersuchungen waren notwendig, um den Einfluß der erhöhten Querpressungen auf die Verbundbruchspannung zu erfassen. Auf dieser Grundlage erfolgten nachstehende Berechnungen:

- Ermittlung des Einflusses der Verbundlänge auf die Bruchkraft,
- Verteilung der Verbundspannungen,
- Einfluß der Ankerkraft auf den Stabschlupf.

Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen zeigte, hinsichtlich Bruchkraft und Stabschlupf, eine zufriedenstellende Übereinstimmung. Keine gute Übereinstimmung wurde hinsichtlich der in Längsrichtung errechneten Verbundspannungen und den aus den Hülsendehnungen ermittelten Werten festgestellt. Die Ursache für diese Diskrepanz wird darin gesehen, daß die Dehnungsmessungen auf der dickwandigen Hülse der Mehrstabverankerung zwar den Verlauf der Krafteinleitung zuverlässig wiedergeben, jedoch keine Rückrechnung auf den exakten Verlauf der Verbundspannung auf der Oberfläche des Einzelstabes zulassen.

11. LITERATURVERZEICHNIS

- [1] ALT, B.: Der Aushärtegrad ungesättigter Polyesterharze und seine Bedeutung für die Praxis. *Kunststoffe*, Bd. 54, 1964, S. 738 - 745.
- [2] ALTHOF, W.: Kleben von glasfaserverstärkten Kunststoffen. In: *Klebstoffe und Klebverfahren für Kunststoffe*. VDI-Verlag, 1974.
- [3] ALTHOF, W.: Auswahlkriterien und Beurteilung der Klebstoffe. In: *VDI-Bericht Nr. 258*, 1976.
- [4] ANDRÄ, W.; ZELLNER, W.: Zugglieder aus Paralleldrahtbündeln und ihre Verankerung bei hoher Dauerschwellbelastung. *Die Bautechnik* 8, 1969, S. 263 - 268 und S. 309 - 315.
- [5] ANGAS, W.M.: Glasfaserverstärkte Kunststoff-Stäbe als Bewehrung von Spannbeton. *Kunststoff-Praxis*, Heft 1/1956, S. 37 - 39.
- [6] BARDENHEIER, R.; SCHNEIDER, W.: Versagenskriterien für Kunststoffe. *Z. f. Werkstofftechnik*, 1975, S. 339 - 348.
- [7] BASLER, E.; WITTA, E.: Grundlagen für kraftschlüssige Verbindungen in der Vorfabrikation. *Techn. Forschungs- und Beratungsstelle der Schweizer Zementindustrie*, Wildegg, 1966.
- [8] BATHE, K.J.: ADINA - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis (Rev. Dez. 1978) MIT, Cambridge, Massachusetts.
- [9] BOLLER, K.H.: Fatigue Characteristics of RP Laminates Subjected to Axial Loading. *Modern Plastics*, 1964, S. 145 - 150.
- [10] BRANDSTETTER, F.: Glasfaserverstärkte Kunsthazanker und Beschichtungen. *Schweizer Baublatt Nr. 27*, 1. April 1980/*Kunststoffe im Bau Nr. 96*, S. 35 - 42.
- [11] BROCKMANN, W.: Grundlagen und Voraussetzungen für zuverlässiges Kleben. In: *VDI Bericht Nr. 258*, 1976, S. 5 - 12.
- [12] BRUNSCH, K.: Faserverbundwerkstoffe - hohe Festigkeit/kleine Masse. In: *VDI-Berichte Nr. 309*, 1978, S. 43 - 47.
- [13] DHARAU, C.K.H.: Fatigue Failure Mechanism in an Unidirectionally Reinforced Composite Material. *ASTM STP 569*, 1975, S. 171 - 188.
- [14] DÖRR, K.; MEHLHORN, G.: Berechnung von Stahlbetonscheiben im Zustand II bei Annahme eines wirklichkeitsnahen Werkstoffverhaltens. *Forschungsbericht Nr. 39* aus dem Institut für Massivbau der Technischen Hochschule Darmstadt, 1979.
- [15] EIBL, J.; FRANKE, L.; HJORTH, O.: Versuche mit Kunsthazmörteln. *Die Bautechnik* 10, 1972, S. 348 - 354.
- [16] FRANZ, G.; BOSSLER, R.: Prüfung der wichtigsten Stoffeigenschaften von Gießhazbeton. *Betonstein-Zeitung* 2/1962, S. 49 - 59.

- [17] GOTO, Y.: Cracks Formed in Concrete around Deformed Tension Bars. ACI-Journal, 1971, S. 244 - 251.
- [18] GUNSCHMANN, W.: Glas als Baustoff für die Bewehrung von vorgespannten Betonbauteilen. Glas-Email-Keramo-Technik 8/1951, S. 265 - 269.
- [19] HENNEMANN, O.D.; KOLLEK, H.: Messungen der Haftungseigenschaften von Oberflächen im Betrieb. Seminar Nr. 11419 der Techn. Akad. Wuppertal (1979).
- [20] HOFER, K.E.; OLSEN, E.M.: An Investigation of the Fatigue and Creep Properties of Glass Reinforced Plastics for Primary Aircraft Structures, Final Report April 1967, Contract-No. NOW 65-0425-f, Naval Air System Command, Washington.
- [21] HOFFMANN, O.: The Brittle Strength of Orthotropic Materials. J. o. Composite Materials, Vol.1, 1967, S. 200 - 206.
- [22] KAJFASZ, S.: Some Tests on Beams Prestressed by Fibre-Glass Cords. Magazine of Concrete Research, Vol.12, No.35, 1960, S. 91 - 98.
- [23] KEUSER, M., KEPP, B.; MEHLHORN, G.; ROSTASY, F.S.: Nonlinear Static Analysis of End-Fittings for GFRP-Prestressing Rods. Computers and Structures Vol.17, 1983, S. 719 - 729.
- [24] KLEINHOLZ, R.: Beitrag zum Verstärken von Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Verstärkungs- und Matrixwerkstoffe. Diss., RWTH Aachen, 1971.
- [25] KLÖKER, W.; NIESEL, H.; WILL, M.: Zur Einteilung der Kunststoffe. Betonwerk + Fertigteil-Technik Nr. 5/1974, 4, 5 und 7/1975.
- [26] KORDINA, K.: Konstruktionsprinzipien der Spannverfahren mit Ankerkörpern. In: VDI-Berichte 257, 1976, S. 69 - 80.
- [27] KOSSIRA, H.: Der Einfluß von Faserdurchmesser und Glasgehalt auf die Festigkeit harzgebundener Glasfaserstränge. Dissertation, TH Stuttgart, 1964.
- [28] KOTULLA, B.; GROPP, M.: Zur Vorspannung von Betontragwerken mit Polystal. In: Spannbetonbau in der Bundesrepublik Deutschland, DBV 1982, S. 152 - 154.
- [29] KRÜGER, U.: Berechnung von Seilköpfen zur Verankerung patentverschlossener Drahtseile. Bauingenieur 52 (1977), S. 105 - 111.
- [30] LUTZ, L.A.; GERGELY, P.: Mechanics of Bond and Slip of Deformed Bars in Concrete. ACI-Journal, 1967, S. 711 - 721.
- [31] MANG, F.: Klebverbindungen von Metallen. In: VDI-Berichte 225, 1974.
- [32] MARTIN, H.: Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung. DAFStb. Heft 228, 1973.

- [33] MATTING, A.: Metallkleben, Springer-Verlag, 1969.
- [34] MICHEL, M.: Die Haftmechanismen von Kunststoff-Klebstoffen als Funktion von Molekül-Struktur und Oberflächenspannung. Adhäsion Heft 11, 1983, S. 11 - 13.
- [35] MICHEL, M.: Kleben als Fügetechnik, Industrie-Anzeiger 96, Nr. 86, 1974, S. 1937 - 1939.
- [36] MITCHELL, R.A.; WOOLLEY, R.M.; HALSEY, N.: High Strength End Fittings for FRP Rod and Rope. Engineering Mechanics (4), August 1974, S. 687 - 706.
- [37] NÜRNBERGER, U.: Verhalten von Spannstählen in Keilverankerungen unter statischer Belastung. Bauingenieur 56 (1981), S. 25 - 32.
- [38] PATZAK, M.: Die Bedeutung der Reibkorrosion für nicht ruhend belastete Verankerungen und Verbindungen metallischer Bauteile des konstruktiven Ingenieurbaus. Dissertation, Universität Stuttgart, 1979.
- [39] PATZAK, M.; NÜRNBERGER, U.: Grundlagenuntersuchungen zur statischen und dynamischen Belastbarkeit von metallischen Drahtseilverquessen (Verußverankerungen). Mitteilungen 45/1978 aus dem SFB 64 der Universität Stuttgart.
- [40] PUCK, A.: Zum Deformationsverhalten und Bruchmechanismus von unidirektionalem und orthogonalem Glasfaser/Kunststoff. Kunststoffe Bd. 55, 1965, S. 913 - 922.
- [41] REHM, G.: Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton. DAFStb. Heft 138, 1961.
- [42] REHM, G.; FRANKE, L.: Kunstharzgebundene Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau. Die Bautechnik 4, 1974, S. 132 - 138.
- [43] REHM, G.; FRANKE, L.; PATZAK, M.: Zur Frage der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe. DAFStb. Heft 304, 1979.
- [44] RANISCH, E.H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - Geklebte Bewehrung -. Dissertation, TU Braunschweig, 1982.
- [45] Richtlinie für die Eignungsprüfung von Spannverfahren mit nachträglichem Verbund. Mitteilungen des Instituts für Bautechnik, Februar 1976.
- [46] ROSTASY, F.S.; New Approach in Recommendations for Anchorage Assembly. Proceedings of the FIP Congress, Vol.3, Stockholm, 1982, S. 95 - 98.
- [47] ROTTER, E.; HABENICHT, H.: Über den Kunststoffverbundbau (KVVB) und seine technologischen Vorteile. Bauingenieur 50 (1975), S.267-270.
- [48] RUBINSKY, I.A.; RUBINSKY, A.: A Preliminary Investigation of the Use of Fibre-Glass for Prestressed Concrete. Magazine of Concrete Research, 1954, S. 71 - 78.

- [49] SCHLEICHER, F.: Die Verankerung von Drahtseilen. Bauingenieur 24 (1949), S. 144 - 155 und S. 176 - 184.
- [50] SCHMIDT, K.: Verstärkungsfasern. In: Glasfaserverstärkte Kunststoffe, herausgegeben von P.H.Selden, Springer-Verlag, 1967.
- [51] SCHNEIDER, W.: Mikromechanische Betrachtung von Bruchkriterien unidirektional verstärkter Schichten aus Glasfaser-Kunststoff. Dissertation, Darmstadt, 1974.
- [52] SOMES, N.F.: Resin-bonded Glass-Fibre Tendons for Prestressed Concrete. Magazine of Concrete Research, 1963, S. 151 - 156.
- [53] TEPFERS, R.: A Theory of Bond Applied to Overlapped Tensile Reinforcement Splices for Deformed Bars. Dissertation, TH Göteborg, Schweden, 1973.
- [54] TEPFERS, R.: Cracking of Concrete Cover along Anchored Deformed Reinforcing Bars. Magazine of Concrete Research, Vol.31, No.106, 1979, S. 3 - 12.
- [55] TROST, H.; CORDES, H.; THORMÄHLEN, U.; HAGEN, H.: Teilweise Vorspannung. DafStb. Heft 310, 1980.
- [56] Untersuchungsbericht Nr. 81 1301: Experimentelle Untersuchungen an Vergußverankerungen. Unveröffentlichter Bericht der Amtlichen Materialprüfanstalt Braunschweig, 1981.
- [57] Untersuchungsbericht Nr. 83 1754: Anwendungsversuche an achtstäbigen HLV-Spanngliedern mit Rohrvergußverankerungen. Unveröffentlichter Bericht der Amtlichen Materialprüfanstalt Braunschweig, 1983.
- [58] UNTRAUER, R.E.; HENRY, R.L.: Influence of Normal Pressure on Bond Strength. ACI-Journal, 1965.
- [59] Verzeichnis der allgemein bauaufsichtlich zugelassenen Spannverfahren. Mitteilungen des Instituts für Bautechnik, April 1984.
- [60] VDI-Nachrichten Nr. 35 vom 29.08.1980: Beständig gegen Salzwasser.
- [61] VOS, E.: Influence of Loading Rate and Radial Pressure on Bond in Reinforced Concrete. Dissertation, Uni Delft, 1983.
- [62] WEISER, M.: Erstes mit Glasfasern vorgespanntes Brückenbauwerk. In: Spannbetonbau in der Bundesrepublik Deutschland, DBV 1982.
- [63] WEISER, M.; PREIS, L.: Glasfaser-Kunststoff-Elemente als Bewehrung im kommunalen Tiefbau. Tiefbau, Ingenieurbau, Straßenbau, 1979, S.68-72.
- [64] WERSE, H.P.: Epoxidharze, Anwendung im Beton- und Stahlbetonbau. Dissertation, TU Braunschweig, 1975.
- [65] ZELGER, C.; RÜSCH, H.: Der Einfluß von Fugen auf die Festigkeit von Fertigschalen. Beton- u. Stahlbeton 56, 1961, S. 234 - 240.

In der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, die im Selbstverlag herausgegeben wird, sind bisher erschienen:

- Heft 1: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler Holzschutzmittel (Dissertation). (1962)
von Rolf Deters -vergriffen-
- Heft 2: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. (1963)
von Karl Kordina -vergriffen-
- Heft 3: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen (Diss.) (1963).
von Josef Eibl -vergriffen-
- Heft 4: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. (1964)
von Karl Kordina und Josef Eibl -vergriffen-
- Heft 5: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. (1964)
von Helmut Ertingshausen
- Heft 6: Transportphänomene in Betonporen (Diss). (1966)
von Nils Valerian Waubke
- Heft 7: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. (Diss.) (1967).
von Herbert Ehm -vergriffen-
- Heft 8: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz (Diss.). (1967)
von Joachim Steinert -vergriffen-
- Heft 9: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln (Diss.). (1967)
von Axel Lämmke -vergriffen-
- Heft 10: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Balkenträger und gerader, flächenartiger Träger (Diss.) (1968).
von Kamal Fouad Rafla -vergriffen-
- Heft 11: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten - Brazier-Effekt - (Diss.). (1968)
von György Iványi -vergriffen-
- Heft 12: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B, insbesondere aus Baustoffen der Klasse A 2. (1969)
von Claus Meyer-Ottens -vergriffen-

- Heft 13: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. (Diss.) (1969).
von Günther Fuchs -vergriffen-
- Heft 14: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. (1970)
von Claus Meyer-Ottens -vergriffen-
- Heft 15: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten an Hand von Betongütewürfeln und -bohrproben (Diss.). (1970)
von Ralf Lewandowski -vergriffen-
- Heft 16: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. (Diss.) (1970).
von Fritz Joachim Neubauer -vergriffen-
- Heft 17: Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. (1970)
von Claus Meyer-Ottens und Karl Kordina
- Heft 18: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung - Grundlagen und Bemessungsvorschläge -. (Diss.) (1971).
von Wilfried Bödeker
- Heft 19: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften - Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken -. (1971)
von Claus Meyer-Ottens -vergriffen-
- Heft 20: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern (Diss.). (1972)
von Kurt Liermann
- Heft 21: Zum Trag- und Verformungsverhalten ebener Stockwerksrahmen aus Stahlbeton. (Diss.) (1972).
von Béla Jankó
- Heft 22: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse (Diss.). (1972)
von Ulf Nürnberger
- Heft 23: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. (Diss.) (1972).
von Claus Meyer-Ottens -vergriffen-
- Heft 24: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand (Diss.). (1973)
von Hassan Taha El-Arousy
- Heft 25: Mechanismen der Spannungskorrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbeton-

- konstruktionen (Diss.). (1973)
von Günter Rieche
- Heft 26: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons (Diss.). (1974)
von Eckhard Tennstedt
- Heft 27: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen (Diss.) (1973).
von Ulrich Schneider -vergriffen-
- Heft 28: Ein dreiparametriges, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen (Diss.). (1974)
von Jürgen Neisecke
- Heft 29: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. (1974)
von Karl Kordina, Peter Maack und Olaf Hjorth
- Heft 30: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. (1974)
von Josef Eibl und György Iványi -vergriffen-
- Heft 31: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. (1974)
von Karl Kordina und Béla Jankó
- Heft 32: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des hohen Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten (Diss.) (1976).
von Olaf Hjorth
- Heft 33: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. (Diss.) (1976).
von Wolfram Klingsch -vergriffen-
- Heft 34: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton (Diss.). (1977)
von Farid Djamous -vergriffen-
- Heft 35: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall (Diss.). (1977)
von Ataman Haksever -vergriffen-
- Heft 36: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden (Diss.) (1977).
von Karl-Heinz Storkebaum
- Heft 37: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall (Diss.). (1977)
von Rolf Bechtold

- Heft 38: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. (1978)
von Joachim Steinert
- Heft 39: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone (Diss.) (1978).
von Rolf Weiß
- Heft 40: Zum Schwingkriechen von Beton (Diss.). (1978)
von Willi Alda
- Heft 41: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion (Diss.). (1979)
von Manfred Teutsch
- Heft 42: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. (Habil.-Schr.)(1979).
von Ulrich Schneider -vergriffen-
- Heft 43: Veröffentlichungen 1967 - 1979.(1979).
- Heft 44: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. (1979)
von Karl Kordina und Helmut Fröning
- Heft 45: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. (Diss.) (1980).
von Volker Henke -vergriffen-
- Heft 46: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil I). (1981)
von Ulrich Schneider und Aysen Haksever -vergriffen-
- Heft 47: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken - Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell - (Diss.). (1981)
von Robert Walter
- Heft 48: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit (Diss.). (1981)
von Björn Svensvik
- Heft 49: Veröffentlichungen 1967 - 1981.(1981).
- Heft 50: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. (1982)
von Surendra K. Ojha
- Heft 51: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. (1982)
von Volker Henke

- Heft 52: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden (Habil.-Schr.TU Istanbul). (1982)
von Ataman Haksever
- Heft 53: Untersuchung des Riß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile (Diss.). (1982)
von Viggo Weber
- Heft 54: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - Geklebte Bewehrung -. (Diss.) (1982).
von Ernst-Holger Ranisch
- Heft 55: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. (Diss.) (1982).
von Günter Wiedemann -vergriffen-
- Heft 56: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen(Diss.)(1982).
von Reiner Timm
- Heft 57: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen (Diss.). (1983)
von Ulrich Diederichs
- Heft 58: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil II). (1983)
von Ulrich Schneider
- Heft 59: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil III). (1983)
von Reinhold Dobbernack und Ulrich Schneider
- Heft 60: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen (Diss.). (1983)
von Wolfgang Hillger
- Heft 61: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. (Diss.)(1984).
von Franz Blume
- Heft 62: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton - Tragverhalten, Berechnung, Bemessung - (Diss.). (1984)
von Diedrich Nölting
- Heft 63: Tragverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand bei Brandbeanspruchung (Diss.). (1985)
von Jürgen Wesche
- Heft 64: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbau (Diss.). (1985)
von Siegfried Droese

- Heft 65: Forschungsarbeiten 1978 -1983. (1984)
- Heft 66: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. (Diss.)(1985).
von Josef Hegger
- Heft 67: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau (Diss.). (1985)
von Bernhard Kepp
- Heft 68: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben (Diss.). (1985)
von Helmut Sager