

ZUM TRAGVERHALTEN KUNSTHARZGEBUNDENER GLASFASERSTÄBE

IM BEREICH VON ENDVERANKERUNGEN UND

RISSEN IN BETON

Von der Fakultät Bauingenieur- und Vermessungswesen der
Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Martin Faoro
aus Velbert / Rhld.

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. G. Rehm

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. L. Franke

Tag der mündlichen Prüfung: 03. Mai 1988

Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. G. Rehm gilt mein herzlichster Dank für die Betreuung dieser Arbeit, seine wertvollen Ratschläge und Anregungen sowie für die mir gewährte Unterstützung und Förderung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. L. Franke danke ich für das meiner Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Mitberichtes.

Für seine außergewöhnliche Bereitschaft zu einer intensiven fachlichen Diskussion möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Eligehausen meinen besonderen Dank aussprechen.

Schließlich trugen zum Gelingen dieser Arbeit auch die große Hilfsbereitschaft und die Unterstützung vieler Mitarbeiter und Kollegen des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen bei. Besonders dankbare Würdigung gebührt dabei den Herren Dipl.-Ing. B. Schlottke und Dr.-Ing. P. Langer, durch deren stete Bereitschaft zur Diskussion die Arbeit in entscheidenden Phasen gefördert wurde. Außerdem wäre die Durchführung der zum Teil sehr umfangreichen theoretischen und experimentellen Untersuchungen ohne das außergewöhnliche Engagement und das verständnisvolle Entgegenkommen "meiner" Hiwis und Diplomanden kaum möglich gewesen. Den Herren E. Fabritius, M. Mezger, A. Mikl, F. Nagel, K. Schäfer und T. Sippel sei deshalb besonders herzlich gedankt.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
<u>Bezeichnungen</u>	7
<u>1. Einleitung</u>	12
<u>2. Materialkennwerte und -eigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe</u>	
2.1 Allgemeine Überlegungen	14
2.2 Aufbau des Materials und Zusammensetzung	15
2.3 Festigkeits- und Verformungsverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe	18
2.4 Bruchverhalten des Werkstoffes bei kombinierter Beanspruchung	25
<u>3. Verankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe</u>	
3.1 Allgemeine Überlegungen und Stand der Kenntnisse	28
3.2 Anforderungen an Verankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe	31
3.3 Klemmhülsenverankerung für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe (HLV-Elemente)	32
3.3.1 Aufbau und konstruktive Ausbildung der Verankerung	32
3.3.2 Funktions- und Wirkungsweise der Verankerung	34
3.4 Zusammenfassung	36
<u>4. Krafteinleitung im Bereich von Endverankerungen</u>	
4.1 Rechenmodell zur Ermittlung der Materialbeanspruchungen innerhalb von Verankerungen	37
4.1.1 Allgemeine Überlegungen	37
4.1.2 Differentialbeziehungen für zweifach verschiebbliche Verbundquerschnitte (Klemmhülsenverankerung)	38
4.1.3 Näherungslösung durch schrittweise Integration	44
4.1.3.1 Rechenalgorithmus	44
4.1.3.2 Iterationsschema und -verfahren	46

4.2	Verbundverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe und metallischer Ankerteile	49
4.2.1	Anforderungen an Vergußmassen aus Kunstharzmörteln	49
4.2.2	Verbundeigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe in Vergußmassen aus Kunstharzmörteln	50
4.2.3	Mechanismus des Verbundes zwischen Glasfaserstäben und hochwertigen Kunstharzmörteln	55
4.2.4	Reibungs- und Verbundverhalten metallischer Ankerteile	58
4.3	Überprüfung der theoretischen Ergebnisse anhand experimenteller Untersuchungen	62
4.3.1	Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen	62
4.3.2	Vergleich theoretischer Ergebnisse mit Versuchsergebnissen	64
4.4	Untersuchung der maßgebenden Einflußfaktoren auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ im Verankerungsbereich	75
4.4.1	Allgemeine Vorüberlegungen und Diskussion der Verteilungsfunktionen	75
4.4.2	Einfluß der Klemmhülsensteifigkeit	80
4.4.3	Einfluß der Verbundeigenschaften	84
4.4.3.1	Verbundeigenschaften der Glasfaserstäbe	84
4.4.3.2	Verbundeigenschaften der Klemmhülsen	86
4.4.4	Einfluß einer Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke	89
4.4.4.1	Segmentlänge	89
4.4.4.2	Länge des segmentierten Verankerungsbereichs	94
4.5	Diskussion der Ergebnisse und Folgerungen	96
4.5.1	Diskussion der Einflußparameter	96
4.5.2	Folgerungen	101
4.6	Zusammenfassung	104

<u>5. Zusammenwirken kunstharzgebundener Glasfaserstäbe mit anderen Bewehrungen</u>	
5.1 Verbundstabbewehrte Bauteile	107
5.2 Zusammenwirken und gegenseitige Beeinflussung unterschiedlicher Bewehrungen	108
5.3 Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile	110
5.4 Zusammenfassung	117
<u>6. Krafteinleitung im Bereich von Rissen gemischt bewehrter Betonbauteile</u>	
6.1 Modifiziertes Rechenmodell zur Ermittlung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ im Bereich von Rissen bei gemischt bewehrten Stahl- und Spannbetonbauteilen	119
6.1.1 Allgemeine Differentialbeziehungen und Randbedingungen	119
6.1.2 Näherungslösung durch schrittweise Integration	123
6.2 Vergleich und Überprüfung theoretischer Ergebnisse mit eigenen Versuchen	125
6.2.1 Versuchsaufbau und -durchführung	125
6.2.2 Gegenüberstellung der experimentellen und theoretisch gewonnenen Ergebnisse	127
6.3 Näherungsverfahren zur Ermittlung der Spannungen im RiB σ_{ri} für beliebig viele und unterschiedliche Bewehrungen	138
6.3.1 Grundgedanken des Verfahrens	138
6.3.2 Ermittlung der Funktionen $\sigma_{ri} = f(s)$	140
6.3.2.1 Energetische Betrachtung allgemeiner Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen	140
6.3.2.2 Herleitung der Beziehungen zwischen RiBbreite und zugehöriger RiBspannung	144
6.3.3 Überprüfung der Annahmen anhand des genauen Verfahrens nach Abschnitt 6.1.2	152
6.4 Untersuchungen zum Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile mit Hilfe des Näherungsverfahrens	154
6.4.1 RiBspannungen σ_{ri} und RiBbreiten w bei Erst- und EinzelriBbildung	154

6.4.2	Rißspannungen σ_{Ri} und Rißbreiten w bei abgeschlossener Rißbildung	157
6.4.2.1	Einfluß der Verbundeigenschaften der Bewehrungen	157
6.4.2.1.1	Untersuchungen für Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik	157
6.4.2.1.2	Untersuchungen für Bewehrungen mit unterschiedlicher Verbundcharakteristik	160
6.4.2.2	Einfluß der im Verbund liegenden Staboberflächen a_2/a_1	162
6.4.2.3	Einfluß der Elastizitätsmoduln der Bewehrung	164
6.4.2.4	Untersuchungen für verbundstabbewehrte Bauteile	165
6.4.3	Abschätzung des Einflusses von Dauerlasten und Ermüdungsbeanspruchungen auf das Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile	168
6.5	Zusammenfassung und Kritik der Ergebnisse	172
<u>7.</u>	<u>Zusammenfassung</u>	176
<u>8.</u>	<u>Literaturverzeichnis</u>	180

BEZEICHNUNGEN:

Geometrische Größen

α	°	Neigungswinkel der Spannungs-Dehnungs-Linie im elastischen Bereich
β	°	Neigungswinkel der Spannungs-Dehnungs-Linie nach Überschreiten der Streckgrenze
a_r	mm	Rißabstand
a_{rm}	mm	mittlerer Rißabstand
d	mm	Durchmesser, Stabdurchmesser
f_R	-	bezogene Rippenfläche
L_e	mm	Einbettungslänge, Einleitungslänge
L_e^1	mm	Einleitungslänge bei Einzelrißbildung
l_{seg}	mm	Segmentlänge
l_v	mm	Verbundlänge
R_t	μm	Rauhtiefe
u	mm	Umfang, Stabumfang
w, w_m, w_{max}	mm	Rißbreite, mittlere Rißbreite, maximale Rißbreite
x, x^*	mm	Koordinate in Stabrichtung
y	mm	Koordinate senkrecht zur Stabrichtung

Querschnittsfläche, Bewehrungsgrade

A	mm^2	Querschnittsfläche
A^*	-	bezogene Querschnittsfläche
A_c	mm^2	Querschnittsfläche Beton
$A_{c,eff}$	mm^2	effektive Betonquerschnittsfläche
A_m	mm^2	Querschnittsfläche Mörtel
A	mm^2	Querschnittsfläche Bewehrung

μ	%	geometrische Bewehrungsgrade
λ	-	Verhältnis von Bewehrungsgraden

Spannungen, Dehnungen

σ	N/mm ²	Spannung
σ_C	N/mm ²	Betonspannung
σ_D	N/mm ²	Spannung unter Dekompressionslast
σ_L	N/mm ²	Spannung in Faserlängsrichtung
σ_Q	N/mm ²	Spannung in Faserquerrichtung
σ	N/mm ²	Bewehrungsspannung
σ^{II}	N/mm ²	mittlere Bewehrungsspannung im Zustand II
σ_R	N/mm ²	Bewehrungsspannung im Rißquerschnitt (Rißspannung)
σ_R^1	N/mm ²	Rißspannung bei Einzelrißbildung
τ, τ_L	N/mm ²	Schubspannung, Scherspannung
τ	N/mm ²	Verbundspannungen
τ_m	N/mm ²	mittlere Verbundspannung
τ_H, τ_H^*	N/mm ²	Haftverbundspannung
τ_R	N/mm ²	Reibungsverbundspannung
τ_u, τ_{max}	N/mm ²	Verbundfestigkeit, maximale Verbundspannung
p	N/mm ²	Querpressung
ϵ	o/o	Dehnung
ϵ_C	o/o	Betondehnung
ϵ_D	o/o	Dehnung unter Dekompressionslast
ϵ^{II}	o/o	Dehnung im Zustand II
ϵ_m	o/o	mittlere Dehnung
ϵ_r	o/o	Dehnungen im Rißquerschnitt

Kräfte

N	kN	Zugkräfte in der Bewehrung
N_D	kN	Dekompressionslast
N_F	kN	Last beim Übergang in den Zustand III (Fließen einer Bewehrung)
N_R	kN	Rißlast beim Übergang in den Zustand II
N_W	kN	Last bei Wiederverfestigung naturharter Stähle
P	kN	Kraft, Ausziehlast
Q	kN	Querkraft
T	kN	Verbundkraft

Verschiebungen

v	mm	Verschiebung
s	mm	Relativverschiebung, Schlupf
s_0	mm	Anfangsschlupf, Spontanverschiebung

Materialkennwerte, Festigkeiten

β_{bZ}	N/mm^2	Betonzugfestigkeit
β_{BZ}	N/mm^2	Biegezugfestigkeit von Beton bzw. Mörtel
β_C	N/mm^2	Zylinderdruckfestigkeit
β_D	N/mm^2	Druckfestigkeit
β_S	N/mm^2	Streckgrenze Stahl
β_{Qd}	N/mm^2	Querdruckfestigkeit
β_{Qz}	N/mm^2	Querzugfestigkeit
β_W	N/mm^2	Würfeldruckfestigkeit
β_{Wm}	N/mm^2	mittlere Würfeldruckfestigkeit des Betons
β_Z	N/mm^2	Zugfestigkeit
$\beta_{z,N}$	N/mm^2	Nennzugfestigkeit

ϵ_u	o/o	Bruchdehnung
ν	-	Querkontraktionszahl
τ_u	N/mm ²	interlaminare Schubfestigkeit
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
E_C	N/mm ²	E-Modul Beton

Beiwerte und sonstige Größen

α	-	Exponent für Verbundgesetz (Gl. (4.21))
α	1/mm	Verhältnis aus Querschnittsfläche A und Umfang u
β	-	Gleichungsparameter der Verbundge- setze (Gl. (6.23))
γ	-	Beiwert für den wirksamen Stabumfang
η	-	Verbundparameter
η_A	%	Wirkungsgrad von Verankerungen
λ	-	Koeffizienten der Exponenten (Gln. (4.11), (4.12))
ξ	-	Verhältnis von Verbundspannungen bei bestimmten Verschiebungen
ξ_V	-	Verbundbeiwert
ψ	-	Abminderungsbeiwert für Verbundge- setze
a, b, c	-	Gleichungskonstanten
C, D	-	Gleichungskonstanten
K, K*, K _τ	-	Gleichungskonstanten
a ₀ , b ₀	-	Gleichungsparameter (Gl. (6.23))
A(τ)	N/mm	Verschiebungsenergie

Indizes

a	...	außen
i, j, n	...	Zählvariablen

Ha	...	Harz
HLV	...	Hochleistungsverbund
Hü	...	Hülse
s	...	Stahl
"1"	...	Bewehrung "1"
"2"	...	Bewehrung "2"

Abkürzungen

GFK	...	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GV	...	Glasfaserverbund
KH	...	Kunstharz
PZ	...	Portlandzement
UP	...	Ungesättigtes Polyester-(Harz)

Die Bedeutung weiterer verwendeter Zeichen wird im Text erklärt.

1. Einleitung

Erste Untersuchungen über die Einsatzmöglichkeiten hochfester Glasfaserstäbe wurden bereits vor mehr als 30 Jahren vorgenommen /2, 15, 54/. Basierend auf den hierbei gewonnenen Kenntnissen konnte nach einer Reihe umfangreicher Forschungsarbeiten /43 - 46/ zur Ermittlung der wesentlichen Materialkennwerte und -eigenschaften die grundsätzliche Eignung von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben für den Einsatz als Vorspannbewehrung nachgewiesen werden. Die nachfolgende Entwicklung einer industriellen Fertigungstechnik eröffnete erstmalig Anwendungsmöglichkeiten in der Baupraxis /36, 78, 79/ und schuf die Voraussetzung für weitere Materialoptimierungen. Der Kenntnisstand ist zwischenzeitlich so weit fortgeschritten, daß mit Hilfe zuverlässiger Bemessungsregeln eine Anwendung im Einzelfall für größere Brückenbauwerke möglich wurde /68, 74, 77/.

Die industriell gefertigten Glasfaserverbund(GV)-Stäbe, sog. Hochleistungsverbund (HLV)-Elemente, weisen bei etwa gleich hoher Zugfestigkeit gegenüber herkömmlichen Spannstählen einige vorteilhafte Eigenschaften auf, wie beispielsweise bessere Korrosionsbeständigkeit, wesentlich geringeres Eigengewicht sowie - infolge des geringeren Elastizitätsmoduls - weniger Spannkraftverluste durch Bauteilverkürzungen (Schwinden und Kriechen) und durch Verankerungsschlupf. Bedingt durch den anisotropen Materialaufbau besitzen die GV-Stäbe jedoch auch einige nachteilige Eigenschaften, von denen hier in erster Linie die vergleichsweise hohe Querdruckempfindlichkeit bei gleichzeitiger Empfindlichkeit gegenüber örtlichen mechanischen Beanspruchungen sowie die relativ geringe Tragfähigkeit bei Verbundbeanspruchung zu nennen sind.

Bei der Krafteinleitung in Verankerungen wird das Stabmaterial sowohl in Faserrichtung als auch normal dazu durch eine Kombination aus Längszugspannungen σ_{LZ} , Querdruckspannungen σ_{QD} und Schubspannungen τ beansprucht. Außerdem treten entlang der Krafteinleitungsstrecke Relativverschiebungen zwischen GV-Stab und Verankerung auf, die in der Regel eine zusätzliche mechanische Materialbeanspruchung hervorrufen. Materialversagen infolge kombinier-

ter Beanspruchungen tritt nach allgemeiner Auffassung dann ein, wenn Spitzenspannungen die Bruchfestigkeit der am stärksten beanspruchten Verbundkomponenten bzw. die Haftung zwischen Glasfasern und Harzmatrix überschreiten /17/. Es bietet sich demnach an, Verankerungen mit Hilfe der aus der Literatur /17, 18/ bekannten Bruchkriterien und unter Berücksichtigung entsprechender Sicherheitsbeiwerte zu dimensionieren /47/. Umfangreiche experimentelle Untersuchungen /9, 47, 53/ zeigen jedoch, daß auch bei derartig dimensionierten bzw. konstruierten Verankerungen frühzeitiges Materialversagen, besonders bei langzeitiger oder nicht ruhender Belastung, auftritt. Dies deutet darauf hin, daß die tatsächlich vorhandenen Beanspruchungskombinationen und die das Versagen auslösenden Faktoren bisher nicht ausreichend bekannt sind.

Bei der Krafteinleitung im Bereich gerissener Betonquerschnitte, die mit GV-Stäben und mit gebräuchlichen Spann- bzw. Betonstählen bewehrt sind, ist neben der geringeren Dehnsteifigkeit (E-Modul) der GV-Stäbe auch deren deutlich unterschiedliches Verbundverhalten zu berücksichtigen. Lösungsvorschläge bzw. Literaturangaben über das Verhalten und die gegenseitige Beeinflussung von Bewehrungen, die sowohl unterschiedliche Verbundeigenschaften als auch verschiedene Dehnsteifigkeiten (E-Moduln) besitzen, sind nicht verfügbar. Deshalb stehen bisher noch keine zuverlässigen Verfahren für die Berechnung und Konstruktion gemischt bewehrter Bauteile zur Verfügung, so daß zur Klärung dieser Problematik grundlegende Untersuchungen erforderlich waren.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, zum besseren Verständnis des Tragverhaltens von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben sowohl im Bereich von Endverankerungen wie auch im Bereich von Rissen beizutragen.

Zur Erarbeitung geeigneter Lösungen wird ein neues Rechenmodell auf der Basis der Differentialgleichungen von mehrfach verschieblichen Verbundsystemen hergeleitet. Anhand der iterativen Lösungen der Differentialbeziehungen werden - nach einer Gegenüberstellung mit experimentell ermittelten Ergebnissen - die Haupteinflussfaktoren auf die Materialbeanspruchungen im Bereich von End-

verankerungen studiert und diskutiert. Aus den dabei gewonnenen Erkenntnissen lassen sich die wesentlichen Prinzipien für eine sichere und dauerhafte Verankerung von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben ableiten (Abschnitt 4).

Zur Frage der Krafteinleitung im Bereich von Rissen gemischt bewehrter Stahl- und Spannbetonbauteile werden mit Hilfe einer leicht modifizierten Modellvorstellung des mehrfach verschieblichen Verbundes theoretische Untersuchungen vorgenommen, auf deren Grundlage neue Vorschläge zur Verformungs- und Rißbreitenberechnung abgeleitet werden können. Nach einer Überprüfung der Brauchbarkeit des Rechenmodelles anhand experimentell gewonnener Ergebnisse werden die Haupteinflußgrößen systematisch untersucht und Angaben über die Höhe und das Verhältnis der Spannungen der im Rißquerschnitt vorhandenen Bewehrungen gemacht. Im Hinblick auf eine praktische Anwendung wird ein Näherungsverfahren hergeleitet, welches die rechnerische Bestimmung der Spannungen im Riß und der zugehörigen Rißbreiten auf einfache Weise erlaubt (Abschnitt 6).

2. Materialkennwerte und -eigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe

2.1 Allgemeine Überlegungen

Die Eignung kunstharzgebundener Glasfaserstäbe für einen Einsatz als hochbeanspruchte Spannelemente im Betonbau wird im wesentlichen durch deren Werkstoffeigenschaften und die sich daraus ergebenden Möglichkeiten bestimmt. Der anisotrope Materialaufbau der GV-Stäbe bedingt richtungsabhängige Festigkeiten und bestimmt daher besonders im Krafteinleitungsbereich die Tragfähigkeit bei kombinierten Beanspruchungen aus Längszug σ_{LZ} , Querdruck σ_{QD} und Schub τ . Eine Dimensionierung und konstruktive Ausbildung von Verankerungskörpern ist deshalb immer unter Berücksichtigung der Versagenskriterien des Werkstoffes vorzunehmen.

2.2 Aufbau des Materials und Zusammensetzung

Der nunmehr seit etwa 8 Jahren industriell gefertigte unidirektionale Glasfaserverbundwerkstoff wird in einem kontinuierlichen Ziehverfahren aus einer großen Anzahl parallel angeordneter endloser Glasfasern mit einer Verbundmatrix aus ungesättigtem Polyesterharz hergestellt. Dabei werden Glasfaserstränge (Rovings) parallel geordnet, mit flüssigem Harz getränkt und durch eine Formstrecke gezogen, in der durch Wärmezufuhr die Aushärtung erfolgt. Weitere Angaben über gebräuchliche Produktionsverfahren können z.B. (43, 79) entnommen werden.

Beim derzeit vorliegenden Material, das auch in den experimentellen Untersuchungen zu dieser Arbeit verwendet wurde, setzt sich ein Stab aus 32 E-Glas-Rovings zusammen, wobei diese wieder ca. 2000 Einzelfasern enthalten, so daß sich etwa 64.000 Einzelfasern pro Stab ergeben. Bei einem Stabdurchmesser von 7,5 mm (Nenn Durchmesser) und Einzelfaserdurchmessern in der Größenordnung von etwa 25 μm ergibt sich ein Glasanteil von rd. 65 Vol.-%.

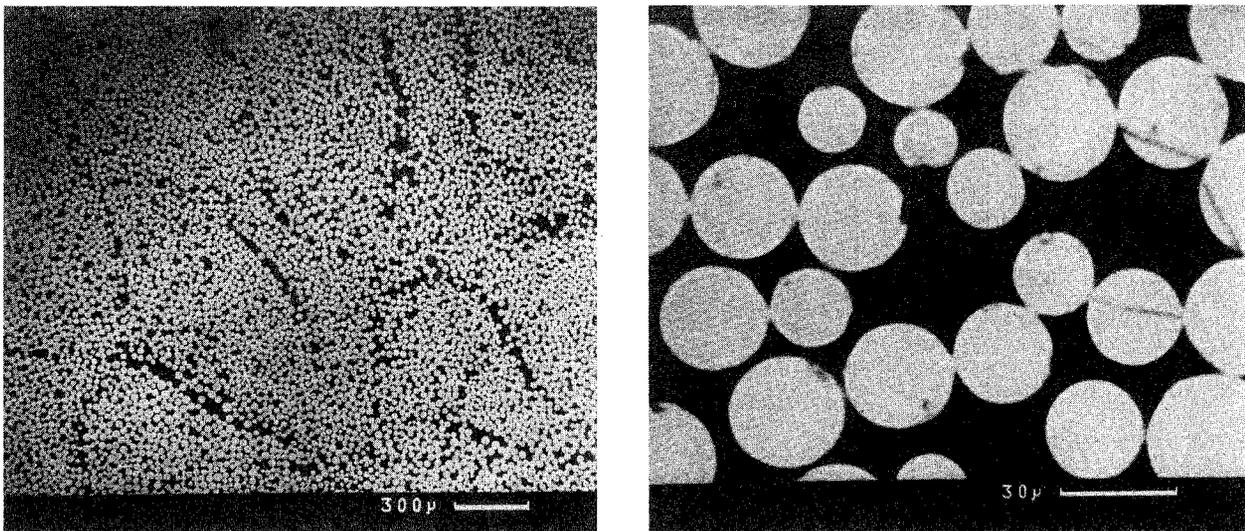


Abb. 2.2-1: Querschnittsaufnahmen kunstharzgebundener Glasfaserstäbe

Die REM-Aufnahmen (Abb. 2.2-1) zeigen, daß die Glasfasern ungleichmäßig über den Querschnitt verteilt sind und die Einzelfasern unterschiedliche Durchmesser und eine vom idealen Kreisquerschnitt abweichende Querschnittsform besitzen (Abb. 2.2-1b). Inhomogenitäten im Materialaufbau stellen die aus der Abb. 2.2-1a gut ersichtlichen harzreichen Rovinggrenzen dar.

Während für Beanspruchungen parallel zur Faser bzw. in Stablängsrichtung die Glasfasern Träger der Festigkeit und Verformungsfähigkeit sind, werden die Materialeigenschaften in Querrichtung im wesentlichen durch die Komponente Kunstharz bestimmt. In Abb. 2.2-2 sind hierzu die Spannungs-Dehnungs-Linien des kunstharzgebundenen Glasfaserstabes und seiner Einzelkomponenten gegenübergestellt.

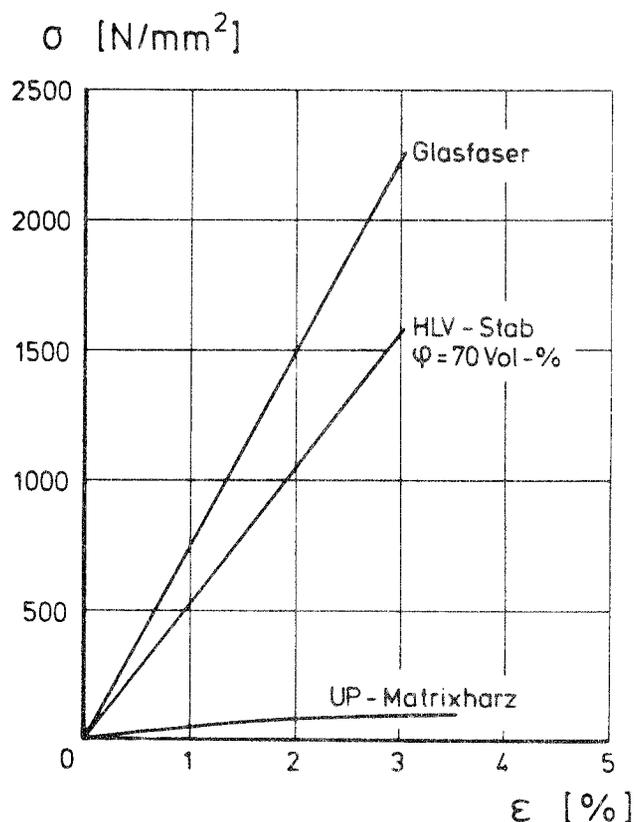


Abb. 2.2-2: Gegenüberstellung der Spannungs-Dehnungs-Linien von HLV-Stäben und deren Einzelkomponenten (aus /53/)

Das Verbundverhalten der GV-Stäbe in Beton und Einpreßmörtel sowie in Vergußmörteln für Endverankerungen ist für die Kraftein-

leitung in die Stäbe von entscheidender Bedeutung. Die Verbundeigenschaften werden nach allgemeingültiger Auffassung wiederum stark von der Oberflächengestaltung bzw. -form der Stäbe beeinflusst, was durch eigene Untersuchungen /62/ und die Ergebnisse anderer Autoren /26, 38, 72, 80/ bestätigt wird. Die untersuchten HLV-Elemente besitzen aus herstellungstechnischen Gründen eine Umwicklung aus Chemiefasern, die den Stäben zu einer gewissen Oberflächenrauigkeit bzw. Welligkeit (Abb. 2.2-3) verhilft, was sich günstig auf das Verbundverhalten in Beton bzw. Einpreßmörtel auswirkt.

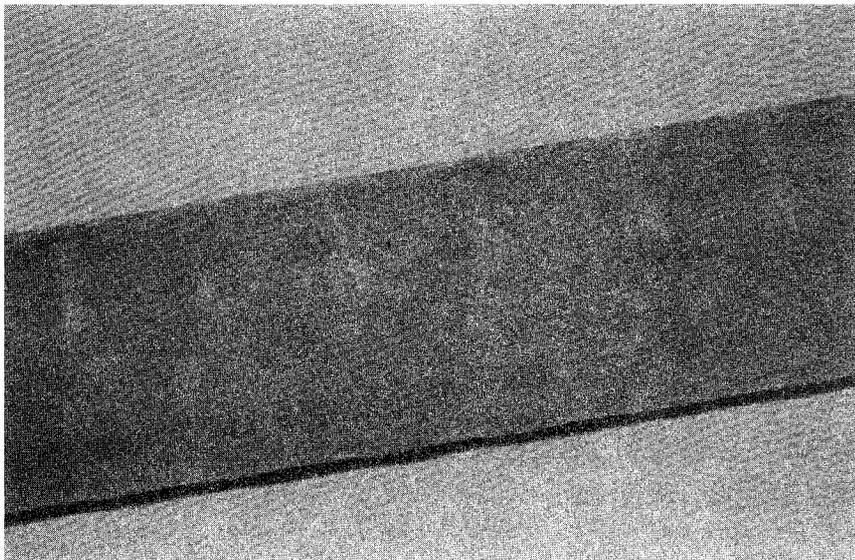


Abb. 2.2-3: Oberfläche der untersuchten Glasfaserstäbe

Zur Erhöhung der Beständigkeit gegenüber aggressiven Medien, beispielsweise alkalischen Betonrestwässern /37/, und zum Schutz vor Beschädigungen infolge mechanischer Beanspruchungen wird auf die HLV-Elemente in der Regel zusätzlich eine etwa 0,5 mm starke Ummantelung aus Polyamid im "on-line"-Verfahren, d. h. unmittelbar nach dem Aushärten des Matrixharzes im Ofen, extrudiert. Dadurch können die Oberflächen der ummantelten Glasfaserstäbe (s. Abb. 2.2-4) und damit das Verbundverhalten gezielt beeinflusst werden.

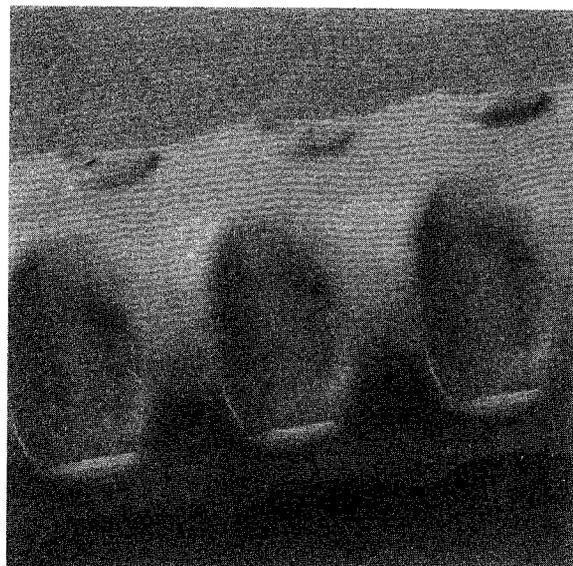
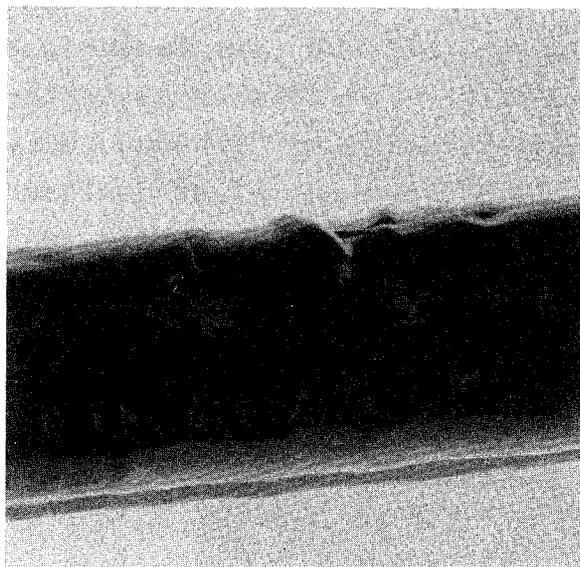


Abb. 2.2-4: HLV-Elemente mit gewellter (Bild 2.2-4a) und profilierter (Bild 2.2-4b) Manteloberfläche /62/

2.3 Festigkeits- und Verformungsverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe

Das prinzipielle Materialverhalten und die wichtigsten mechanischen Eigenschaften sowie deren theoretische Erfassung und Herleitung wurden von Rehm und Franke auf der Basis umfangreicher Untersuchungen erforscht und veröffentlicht /43, 44, 46/. Den Untersuchungen lag ein manuell gefertigtes Stabmaterial mit rechteckförmigem Querschnitt zugrunde, welches im Vergleich zu dem für diese Arbeit zur Verfügung stehenden HLV-Material einige Unterschiede aufweist, so daß eine zusammenfassende Angabe der relevanten Materialkenngrößen an dieser Stelle erforderlich erscheint. Die im folgenden diskutierten Materialeigenschaften und -kennwerte wurden im Verlauf eines langfristigen am Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart durchgeführten Forschungsvorhabens ermittelt und sind in /58 - 67/ detailliert wiedergegeben.

Bei kurzzeitiger Beanspruchung sind vor allem die Zugfestigkeit und das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Interesse. Die Zugfestigkeit der HLV-Elemente wird von einer Reihe von Faktoren beeinflusst. Die wesentlichen aus dem Material bzw. seinen Einzelkomponenten herrührenden Einflüsse sind Glasgehalt und -festigkeit, Art und Güte der Schlichte und des Matrixharzes sowie Herstellungsverfahren und -qualität. Hinzu kommen weitere Einflüsse aus der Prüftechnik, wie beispielsweise Belastungsart (kraft- bzw. verformungsgesteuerte Belastung) und Belastungsgeschwindigkeit /58/. Die experimentell ermittelten Festigkeitswerte sind außerdem von der jeweiligen Probenlänge abhängig /56/.

Die in /59/ experimentell ermittelten Bruchlasten ergeben eine auf den Nennquerschnitt bezogene Zugfestigkeit β_Z von rd. 1600 N/mm^2 . Dieser Wert bestätigt in vollem Umfang die von Rehm und Franke in /43/ auf der Basis theoretischer Überlegung prognostizierten Festigkeiten.

Der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung kann bei dem hier vorliegenden Material als weitgehend linear betrachtet werden (s. Abb. 2.3-1), d. h. die HLV-Elemente verhalten sich nahezu vollständig elastisch. Erst bei vergleichsweise hoher Belastung ist eine leicht überproportionale Zunahme der Dehnungen zu bemerken, welche nach bisherigem Kenntnisstand auf beginnende Brüche einzelner Fasern zurückzuführen ist.

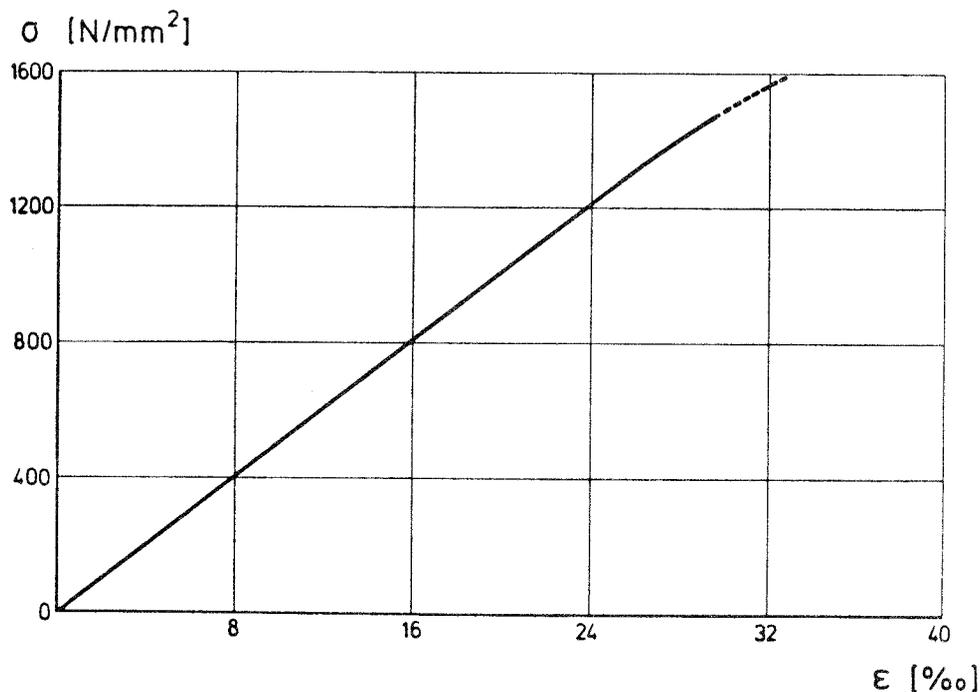


Abb. 2.3-1: Spannungs-Dehnungs-Linie von HLV-Elementen /59/

Wie aus der Abbildung 2.3-1 zu ersehen ist, tritt ein Versagen bei einer Bruchdehnung von ca. $\epsilon_u = 33$ o/oo ein. Der experimentell ermittelte E-Modul der HLV-Elemente beträgt im Gebrauchslastbereich ca. 52.000 N/mm².

Die aus den Versuchen ermittelte Querkontraktionszahl ergibt sich zu etwa $\nu = 0,27$ und bestätigt die Angaben in /45/.

Besonders im Bereich von Stabverankerungen müssen in der Regel vergleichsweise hohe Schubkräfte in die Glasfaserstäbe eingeleitet werden. Das Verhalten des Werkstoffes wird hierbei im wesentlichen von der Festigkeit und dem Verformungsverhalten des Matrixharzes und der Haftfestigkeit bzw. der Verbundcharakteristik zwischen Glasfasern und Harz bestimmt. Ein weiterer signifikanter Materialkennwert ist deshalb die sogen. interlaminaire Schubfestigkeit τ_u . In Anlehnung an /63/ wurden zur Bestimmung dieser Kenngröße zahlreiche Durchstanzversuche vorgenommen, deren Ergebnisse größenordnungsmäßig gut mit früheren Untersuchungen aus /45/ übereinstimmen.

In der Abbildung 2.3-2 ist der experimentell ermittelte Zusammenhang zwischen der Scherspannung entlang des Durchstanzkegels τ und der zugehörigen Verschiebung v angegeben.

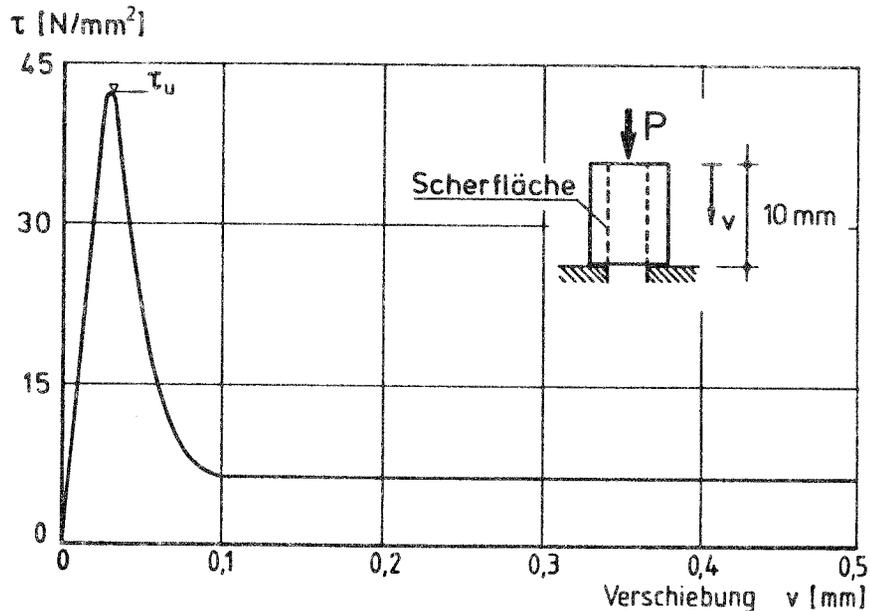


Abb. 2.3-2: Zusammenhang zwischen Scherspannung τ und zugehöriger Verschiebung v (Mittelwerte nach /59/)

Bis zum Erreichen der interlaminaren Schubfestigkeit ist ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Scherspannung τ und Verschiebung v vorhanden. Das Versagen der Probekörper tritt bei vergleichsweise geringen Verschiebungen und mittleren Schubfestigkeiten von rd. $\tau_u = 40 \text{ N/mm}^2$ ein. Die bei größeren Verschiebungen noch feststellbaren Scherspannungen streuen stark und sind auf Reibungskräfte in der Scherfläche zurückzuführen. Eine zum Teil erhebliche Steigerung der aufnehmbaren Schubspannung kann durch das Aufbringen von senkrecht zur Faserrichtung wirkenden Druckspannungen erzielt werden /45/.

Ein weiteres Kriterium zur Beurteilung der Gebrauchsfähigkeit bzw. Nutzbarkeit des unidirektionalen Glasfaserverbundwerkstoffes ist der Einfluß der Belastungsdauer auf die Zugfestigkeit. Die hierzu in /60/ ermittelten Ergebnisse sind in der Abb. 2.3-3 dargestellt. Sie zeigen gute Übereinstimmung mit den Resultaten früherer Untersuchungen /46/.

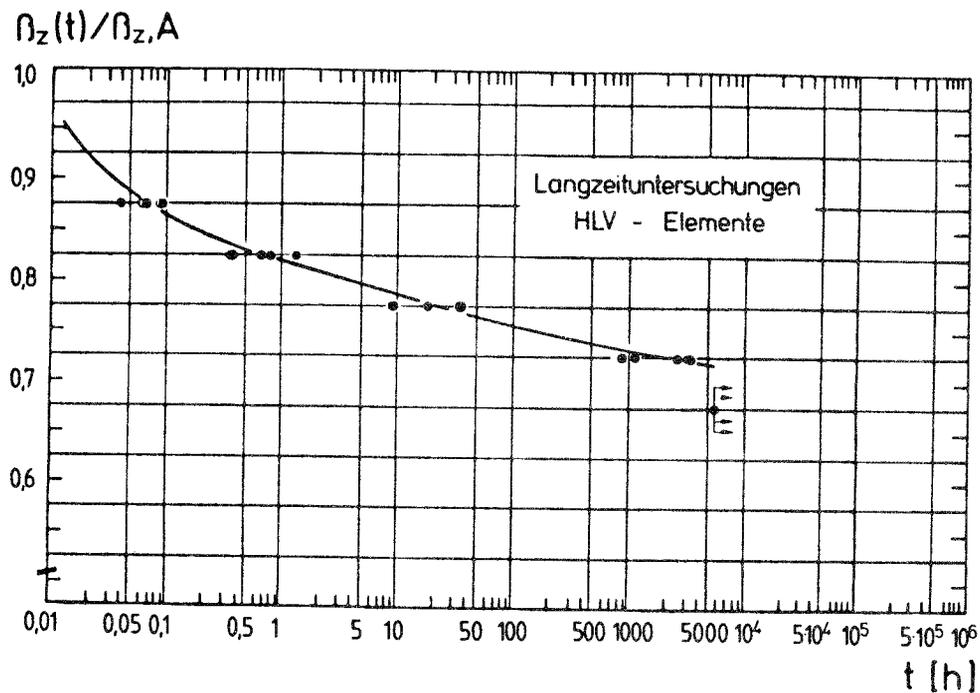


Abb. 2.3-3: Einfluß der Belastungsdauer auf die bezogene Festigkeit kunstharzgebundener Glasfaserstäbe (aus /60/)

Wie aus dem Verlauf des zeitabhängigen Abfalls der Zugfestigkeiten zu erkennen ist, kann gegenwärtig noch kein genauer Wert für die Dauerstandfestigkeit angegeben werden. Die bislang vorliegenden Versuchsdaten lassen jedoch vermuten, daß die Dauerstandfestigkeit des Materials bei etwa 70 % der im Kurzzeitversuch ermittelten Zugfestigkeit liegt. Ein ähnlicher Einfluß der Belastungsdauer auf die Festigkeitswerte bei Beanspruchung infolge Querdruck und/oder Schub kann aufgrund der Ergebnisse aus /47/ angenommen werden.

Wird das Material einer nicht ruhenden Belastung ausgesetzt, sind ebenfalls signifikante Einflüsse auf die Festigkeit zu erwarten. Bei Spannelementen aus GV-Stäben für Spannbetonbauteile ist infolge der Vorspannung ausschließlich das Verhalten im Zugschwellbereich von Bedeutung. Die in /60/ angegebenen Versuchsdaten zeigen deutlich, daß ein grundsätzlich anderes Verhalten als bei vergleichbaren Zugelementen aus hochfestem Stahl vorliegt. Während bei Spannstählen üblicherweise und auch hinreichend genau der $2 \cdot 10^6$ mal ertragene Spannungsausschlag um eine

vorgegebene Mittelspannung als Dauerfestigkeit definiert werden kann, ist dies für die vorliegenden HLV-Elemente offenbar unzulässig, da auch bei wesentlich höheren Lastspielzahlen Materialversagen eintreten kann. Die Frage, ob für GV-Stäbe überhaupt ein echter Dauerfestigkeitswert existiert, ist mit Hilfe der vorliegenden Versuchsergebnisse (Abb. 2.3-4) nicht zu beantworten.

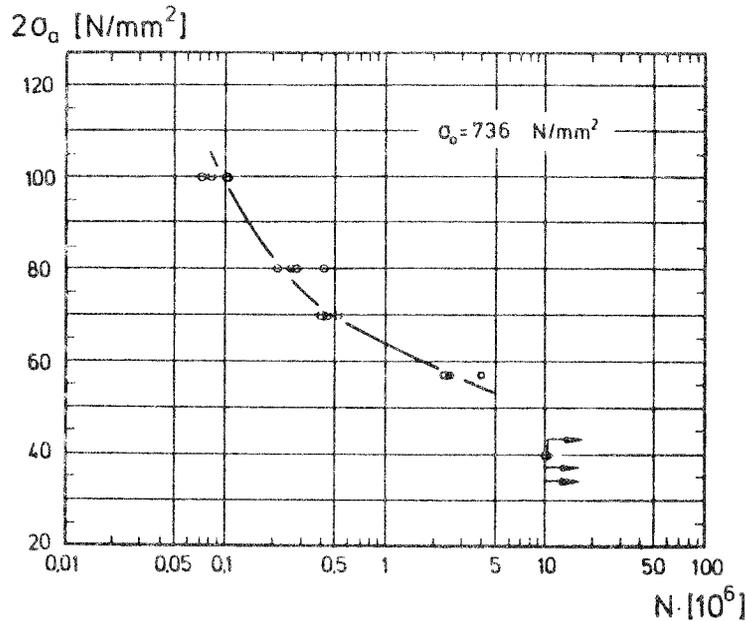


Abb. 2.3-4: Einfluß der Lastspielzahl auf die ertragbare Schwingbreite bei kunstharzgebundenen Glasfaserstäben (aus /60/)

Werden Glasfaserverbundwerkstoffe wiederholten Schubbeanspruchungen parallel zur Faserrichtung ausgesetzt, so ist nach Phillips und Scott /40/ eine erhebliche Abnahme der Schubfestigkeit des Materials mit zunehmender Lastspielzahl zu erwarten. Die Autoren führen die Schubfestigkeitsverluste auf ein Versagen der Haftung zwischen Matrixharz und Fasern zurück. Es wird vermutet, daß eine solche Versagensart bei vergleichsweise niedrigen Schubbeanspruchungen nicht mehr auftritt. Angaben im Hinblick auf einen Wert für die Dauerschubfestigkeit können /40/ allerdings nicht entnommen werden.

Ein zum besseren Verständnis der Schädigungsvorgänge beim vorlie-

genden Glasfasermaterial beitragender Materialkennwert ist die Restkurzzeitfestigkeit. Über die hierzu durchgeführten Versuche wird in /60/ und /65/ berichtet. Demnach wird bei langzeitiger und - mit Einschränkungen - auch bei nicht ruhender Belastung auf einem Beanspruchungsniveau unterhalb der in den Abbildungen 2.3-3 bzw. 2.3-4 dargestellten Festigkeitslinien im anschließenden Kurzzeitzugversuch etwa die volle Zugfestigkeit erreicht, d. h. die Glasfaserstäbe weisen infolge der langfristig einwirkenden Belastung keine nennenswerten festigkeitsmindernden Schädigungen auf.

In der Tabelle 2.3-1 sind die wichtigsten Festigkeits- und Verformungskennwerte für die in den folgenden Abschnitten untersuchten kunstharzgebundenen Glasfaserstäbe zusammengestellt.

Kurzzeitfestigkeit β_z (Mittelwert)	[N/mm ²]	1.500
Querdruckfestigkeit β_{qd}	[N/mm ²]	~ 140
Querzugfestigkeit β_{qz}	[N/mm ²]	~ 20
Interlaminare Schubfestigkeit τ_u	[N/mm ²]	~ 40
Elastizitätsmodul E ($0 \leq \sigma \leq 1.000 \text{ N/mm}^2$) E _s ($\sigma \sim 1.500 \text{ N/mm}^2$, Sekantenmodul)	[N/mm ²]	52.000 49.900
Bruchdehnung ϵ_u	[o/oo]	33
Querkontraktion ν	[-]	0.27
Dauerstandfestigkeit $\beta_{zD} = 0,7 \cdot \beta_{z,A}$	[N/mm ²]	1.075
Restkurzzeitfestigkeit β_{zRK} (Bezugsbasis β_z)	[o/o]	100

Tabelle 2.3-1: Materialkenndaten der verwendeten Glasfaserverbundstäbe

2.4 Bruchverhalten des Werkstoffes bei kombinierter Beanspruchung

Bei der Krafteinleitung im Bereich von Endverankerungen bzw. Rissen wirken kombinierte Beanspruchungen aus Längszug, Schub und - je nach Verankerungsart - Querdruck auf die Glasfaserverbundstäbe ein. Während bei alleiniger Belastung durch eine der genannten Beanspruchungsarten die zu erwartenden Bruchfestigkeiten hinreichend genau prognostiziert werden können, ist die Angabe von Versagenskriterien bei mehrachsigen bzw. beliebig kombinierten Beanspruchungen weitaus problematischer.

Zum Bruchverhalten von Glasfaserverbundwerkstoffen liegen aus der Literatur zahlreiche Arbeiten vor, von denen Rehm et al. /47/ aufgrund der Ergebnisse von Vergleichsuntersuchungen das Versagenskriterium von Hoffman /18/ im Hinblick auf die Beurteilung der Werkstoffbelastbarkeit in Verankerungen für brauchbar halten. In der Abbildung 2.4-1 ist das von Hoffman angegebene Bruchkriterium für ebene Beanspruchung dargestellt.

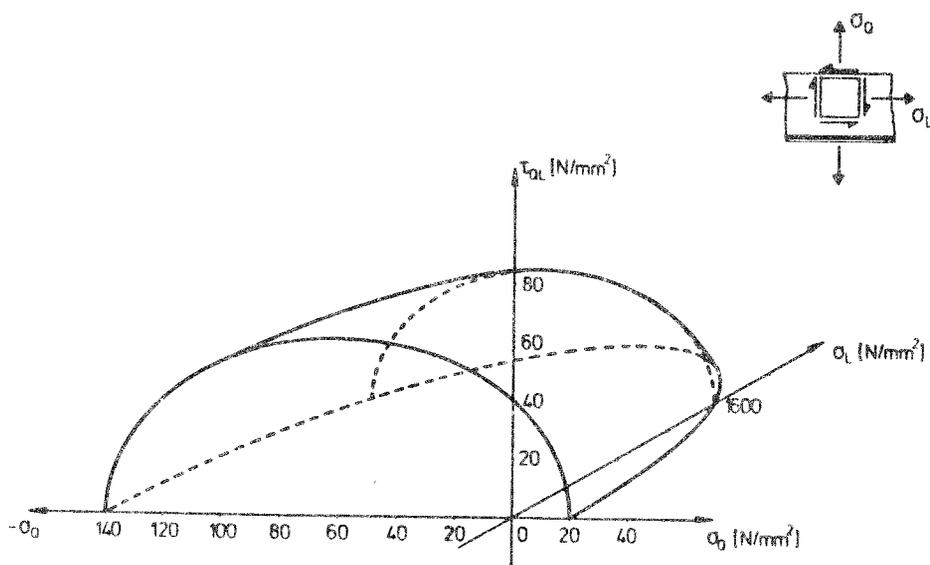


Abb. 2.4-1: Bruchkriterium nach Hoffman /18/

Aus der Darstellung kann entnommen werden, daß die aufnehmbaren Schubspannungen τ bei gleichzeitiger Einwirkung von Querdruckspannungen σ_Q erheblich über der interlaminaren Schubfestigkeit des Materials liegen können. Andererseits wird die Schubtragfähigkeit unter Querkzugspannungen deutlich abgemindert. Das Versa-

genskriterium besagt weiterhin, daß mit wachsender Längszugbelastung σ_L die Beanspruchbarkeit durch Spannungen quer zur Faserichtung und durch Schubspannungen τ abnimmt.

Ein aufgrund neuerer Untersuchungsergebnisse hergeleitetes Bruchkriterium wird von Herrmann in /17/ angegeben (Abb. 2.4-2). Dieses Bruchkriterium zeigt eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit vorliegenden Versuchsergebnissen, besonders im Bereich hoher Querdruckspannungen ($\sigma_{Qd} > 0,4 \cdot \beta_{Qd}$). Im Gegensatz zu anderen Bruchkriterien ist bei dem Versagenskriterium nach Herrmann davon auszugehen, daß die Belastbarkeit eines Glasfaserverbundwerkstoffes durch eine Kombination aus Querdruck- und Schubspannungen infolge gleichzeitiger Einwirkung von Spannungen in Faserlängsrichtung nicht beeinflußt bzw. verringert wird.

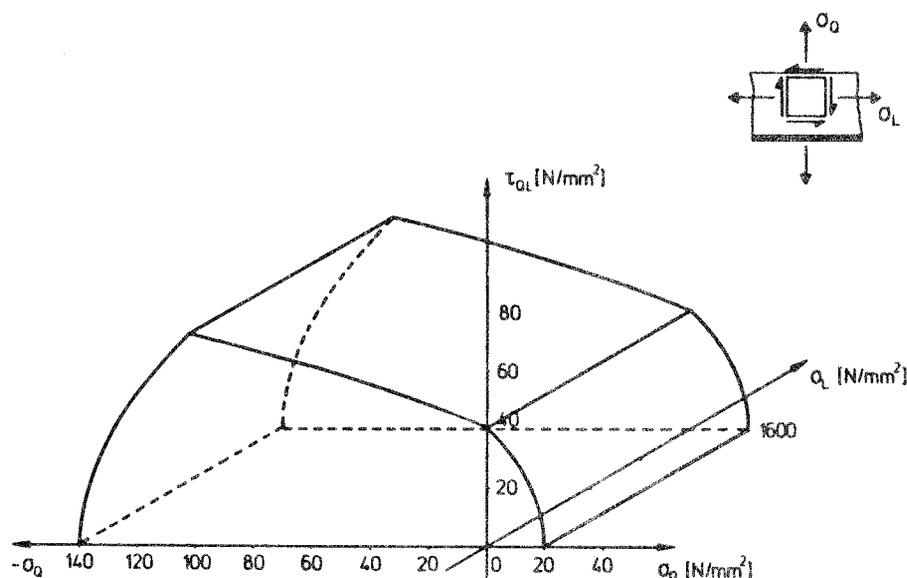


Abb. 2.4-2: Bruchkriterium nach Herrmann /17/

Bei der Dimensionierung bzw. Konstruktion von Verankerungskörpern sind daher zunächst die auf das Material einwirkenden Beanspruchungen aus Längszug σ_L , Schub τ und Querpressung σ_Q rechnerisch bzw. experimentell zu ermitteln und einer möglichst zutreffenden Versagenshypothese gegenüberzustellen. Dabei ist besonders für den praktischen Einsatz von Verankerungen bzw. bei deren Dimensionierung zu beachten, daß nicht nur Beanspruchungen infolge kurzzeitiger Laststeigerungen aufgenommen werden müssen, sondern

vielmehr die langfristig einwirkenden kombinierten Beanspruchungen mit den entsprechenden Bruchkriterien für langzeitige Belastung zu vergleichen sind. Dazu wird von Rehm et al. /47/ auf der Basis von Zeitstandversuchen die von Schneider /69/ an unidirektionalem GFK durchgeführt wurden, eine Versagenslinie im Dauerstandfestigkeitsbereich angegeben bzw. abgeschätzt. Weiterhin wird der Vorschlag gemacht, daß im Gebrauchslastbereich der GV-Stäbe nur etwa 50 % der langfristig ertragbaren Beanspruchungskombinationen aus Schub τ und Querdruck σ_{Qd} ausgenutzt werden sollen.

Die Abb. 2.4-3 vermittelt einen Eindruck über die Größenordnung der kurzzeitig und langfristig aufnehmbaren Beanspruchungskombinationen sowie die in /47/ vorgeschlagenen nutzbaren Spannungsbereiche für Reib- und Vergußverankerungen. Der Darstellung liegen die in Tabelle 2.3-1 angegebenen Materialkennwerte für HLV-Elemente zugrunde. Die analytische Beschreibung der Bruchkriterien kann der einschlägigen Literatur /17, 18, 69/ entnommen werden.

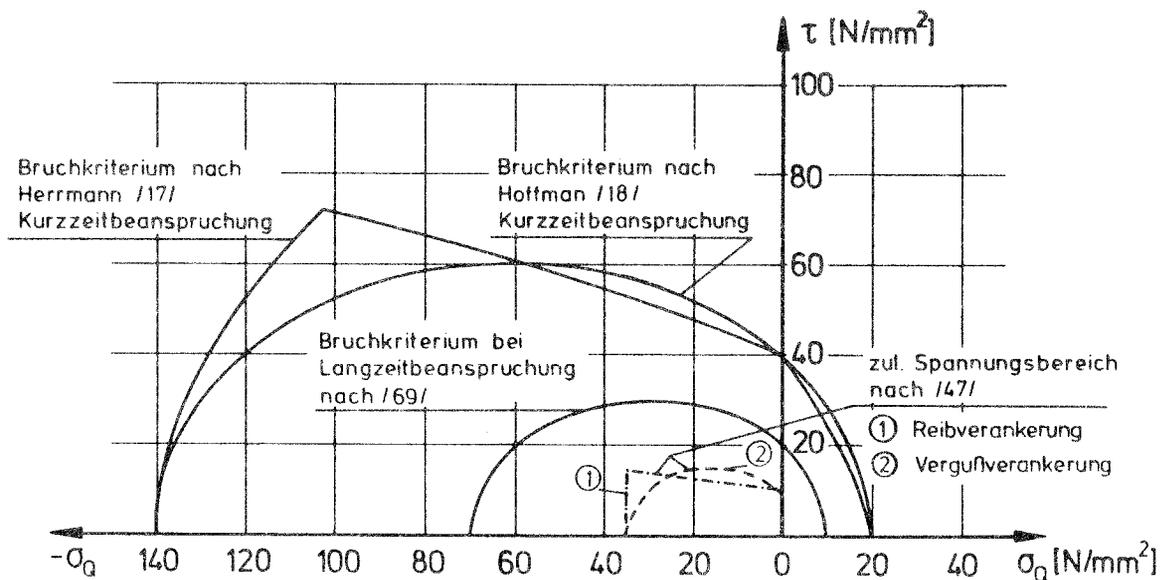


Abb. 2.4-3: Bruchkriterien für kurzzeitige und langzeitige Beanspruchungen nach /17, 18, 69/ sowie ein Vorschlag für zulässige Spannungen bei Reibverankerungen (1) und Vergußverankerungen (2) nach /47/

3. Verankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe

3.1 Allgemeine Überlegungen und Literaturergebnisse

Ein wesentlicher Gesichtspunkt im Hinblick auf eine baupraktische Anwendung von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben ist eine sichere und wirtschaftliche Lösung der Probleme bei der Verankerung der Stäbe. Dies wurde schon frühzeitig erkannt, so daß der Literatur zahlreiche Lösungsvorschläge entnommen werden können /2, 31, 54, 72, 80/. Es wurde dabei in der Regel versucht, die bekannten Konstruktionsprinzipien von Verankerungen für Spannstähle aus dem Bereich des Spannbetonbaus zu übernehmen. Die vorgestellten Lösungsmöglichkeiten sind wenig brauchbar, da die Ausnutzung der Materialfestigkeiten zum Teil sehr gering ist und gesicherte Versuchsergebnisse zum Langzeit- bzw. Schwingverhalten der verwendeten Verankerungen nicht vorliegen.

Die bisher in der Literatur angegebenen Krafteinleitungssysteme für GV-Stäbe lassen sich prinzipiell in die folgenden Typen unterteilen:

- Vergußverankerungen, bei denen die Stäbe mittels Vergußmörtel in geeigneten Ankerkörpern, die je nach konstruktiver Ausbildung Querpressungen auf das Material ausüben können, fixiert sind (Abb. 3.1-1 a und c).
- Klemmverankerungen, bei denen die Stäbe meist über spezielle Beilagen geklemmt werden, wobei die aufgetragenen Querpressungen entweder konstant sind oder mit zunehmender Zugkraft anwachsen können (Abb. 3.1-1 b).

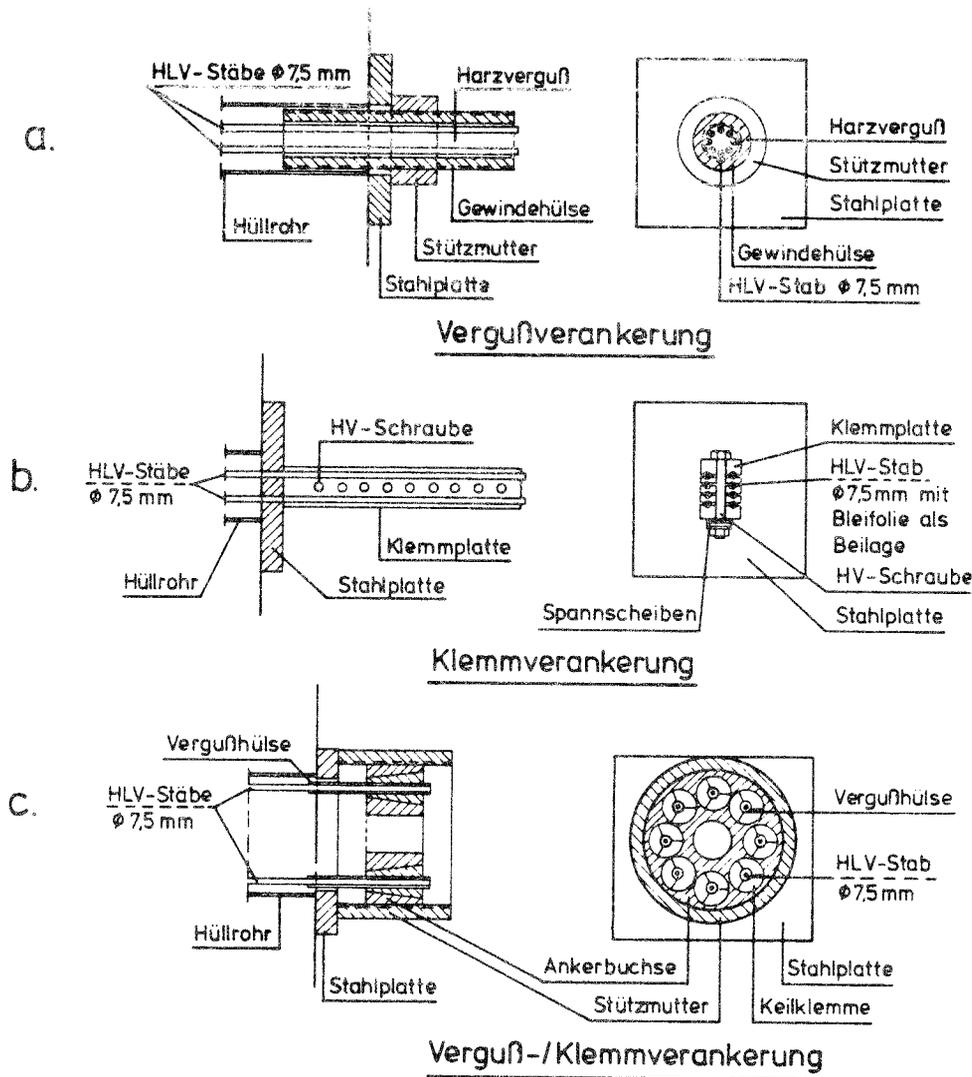


Abb. 3.1-1: Verankerungssysteme für HLV-Elemente nach unterschiedlichen Konstruktionsprinzipien

Die konkreten Ergebnisse der genannten Arbeiten wurden im Zusammenhang mit ersten systematischen Untersuchungen zur Frage der Krafteinleitung von Rehm et al. in /47/ kritisch gegenübergestellt und diskutiert. Die Autoren gelangen über eine Diskussion der Funktionsweise von bis dahin verwendeten Endverankerungen zu der Entwicklung einer statisch verlustfrei arbeitenden Klemmverankerung für GV-Stäbe mit rechteckförmigem Querschnitt. Zusammen mit einer definierten Querpressung konnte bei der Verwendung von speziellen Beilagen (Metallfolie, Siliciumkarbidpapier, etc.) eine materialschonende Krafteinleitung, d. h. unter weitgehender Vermeidung von Spannungsspitzen aus Querpressung und Reibung bzw. Verbund, bewerkstelligt werden. Bei langfristig einwirkender Belastung und besonders bei nicht ruhender Belastung der Veranke-

rungen wurde jedoch festgestellt, daß die Stäbe ausgehend von den infolge hoher bzw. ständig wechselnder Relativverschiebungen oberflächlich abgenutzten Bereichen am Beginn der Krafteinleitungsstrecke zerstört wurden. Versuche mit konischen Vergußverankerungen ergaben insgesamt wenig befriedigende Ergebnisse. Die Stäbe versagten deutlich unterhalb ihres theoretischen Bruchlastniveaus infolge überhöhter Querpressungen am Beginn der Verankerung.

Erste vom Verfasser durchgeführte Untersuchungen /9/ zur Optimierung von Beilagen für Klemmverankerungen für HLV-Elemente mit kreisförmigem Querschnitt ergaben, daß trotz vergleichsweise niedriger Querpressungen und Verbundspannungen Stabbrüche am Beginn der Verankerung als Folge hoher Relativverschiebungen und den daraus resultierenden Reibbeanspruchungen hervorgerufen werden. Verankerungsversuche unter langfristig einwirkender Belastung führten zu dem Ergebnis, daß infolge schädlicher Reibbeanspruchungen innerhalb der Verankerung die eigentliche Materialfestigkeit nur zu einem geringen Teil ausgenutzt werden kann. Eine durch konstruktive Maßnahmen bewirkte Reduzierung der Relativverschiebungen an der Staboberfläche verbesserte das Tragverhalten der Klemmverankerung zum Teil erheblich.

Kepp berichtet in /22/ und /53/ über neuere Untersuchungsergebnisse an statisch und nicht ruhend belasteten Vergußverankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe. Er stellt darin sowohl experimentelle als auch theoretische Untersuchungen an Verankerungen für HLV-Elemente vor. Die Untersuchungen beziehen sich auf die Problematik der Krafteinleitung in Einzelstäbe wie auch auf die Verankerung ganzer Stabbündel. Während die Verankerungen im Kurzzeitversuch praktisch verlustfrei arbeiten, sind bei langzeitiger und nicht ruhender Belastung Tragkraftverluste infolge Verankerungswirkung zu erwarten. Die im Rahmen dieser Untersuchungen entwickelte Vergußverankerung für Spannglieder aus 19 HLV-Stäben stellt jedoch eine praktikable Lösung dar und wurde daher bereits im Brückenbau eingesetzt /77/.

3.2 Anforderungen an Verankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe

Die Leistungsfähigkeit von Verankerungssystemen wird im allgemeinen mit Hilfe des mechanischen Wirkungsgrades η_A beschrieben. Hierunter wird das Verhältnis von tatsächlicher Spanngliedkraft im Bruchzustand und theoretischer Bruchkraft verstanden. Ein Verankerungssystem arbeitet nur dann verlustfrei ($\eta_A = 1,0$), wenn die Brüche in der freien Prüflänge auftreten und nicht durch die Verankerung initiiert werden /52/.

Während für zugelassene Spannverfahren bei statischer Beanspruchung sehr hohe Anforderungen an die Ausnutzung der Materialfestigkeiten gestellt werden ($\eta_A \geq 0,97$), sind bei nicht ruhender Belastung zum Teil nur geringe mechanische Wirkungsgrade von $\eta_A = 0,1$ bis $0,5$ vorhanden bzw. gefordert /39/. Die Tragfähigkeitseinbußen werden dabei in der Regel auf eine erhöhte Kerbwirkung im Verankerungsbereich und reibkorrosive Erscheinungen zurückgeführt.

Zur Erzielung hoher Wirkungsgrade bei der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe ist einigen aus den spezifischen Eigenschaften des Materials (vergl. Abschnitt 2) herrührenden Anforderungen unbedingt Rechnung zu tragen.

Die Höhe der aufgebrachten Querpressungen ist wegen der vergleichsweise geringen Querdruckfestigkeit des Materials zu begrenzen. Querdruckspannungen sind gleichmäßig verteilt einzuleiten, da lokale Pressungen, selbst wenn sie unterhalb der Querdruckfestigkeit des Materials liegen, bereits zu vorzeitigen Schädigungen führen können. In Verbindung mit der herstellungsbedingten Gestaltung der welligen bzw. der im Bereich der Umwicklungen rauhen Staboberflächen sind zur Vermeidung von Spitzenpressungen im allgemeinen besondere Maßnahmen erforderlich. Als Lösungen hierzu sind beispielsweise der Verguß der Stäbe in geeignete Mörtelsysteme oder aber geeignete Beilagen zwischen Staboberfläche und Klemmplatten denkbar. Ansonsten ist unter der Voraussetzung, daß die genannten kritischen Punkte beachtet werden, das Aufbringen von Querpressungen bei der Krafteinleitung in

GV-Stäbe von Vorteil, da unter der Einwirkung von Querdruckspannungen die Schubtragfähigkeit und in der Regel auch die Verbundtragfähigkeit anwächst, so daß kürzere Verankerungslängen bzw. kompaktere Verankerungskonstruktionen erzielt werden können.

Eine Begrenzung der über Reibung oder Verbundwirkung an der Staboberfläche eingeleiteten Kräfte und der dadurch hervorgerufenen Schubspannungen zwischen den Fasern ist ebenfalls erforderlich. Schwachstellen bei der Einleitung von Schub- bzw. Verbundkräften sind die extrem glasarmen, oberflächennahen Bereiche der Stäbe. Wie Versuche zeigen /33/, kann bei hoher Verbundbeanspruchung in Kunstharzmörteln die Umwicklung der Stäbe zusammen mit der Harzüberdeckung aufgeschoben bzw. abgeschert werden, so daß der verbleibende glasreiche Kernquerschnitt infolge Verbundversagens aus dem Ankerkörper ausgezogen wird.

Neben der absoluten Höhe der Beanspruchung aus Verbund ist offenbar auch die Größe der Relativverschiebungen an der Staboberfläche für den Wirkungsgrad einer Verankerung für GV-Stäbe von entscheidender Bedeutung. Schädigende Relativverschiebungen sind daher möglichst zu vermeiden bzw. wirksam zu beschränken. Dies gilt besonders für langzeitige und nicht ruhende Beanspruchungen.

3.3 Klemmhülsenverankerung für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe (HLV-Elemente)

3.3.1 Aufbau und konstruktive Ausbildung der Verankerung

Grundsätzlich haben Klemmverankerungen gegenüber Vergußverankerungen einige wesentliche Vorteile. Sie sind üblicherweise an jeder Stelle des Zuggliedes anbringbar, lassen sich schnell montieren und ggf. wieder lösen, und sie neigen unter Dauerbelastung in der Regel nicht zum Kriechen. Weiterhin ist von Vorteil, daß mit den gezielt steuerbaren Querdruckspannungen aus den Klemnteilen die Schubtragfähigkeit und im allgemeinen auch die Verbundtragfähigkeit angehoben werden kann. Dadurch werden die erforderlichen

Krafteinleitungslängen verkürzt und außerdem die Relativverschiebungen zwischen GV-Stäben und Verankerung reduziert. Die Möglichkeit einer gezielten Einflußnahme auf die Höhe und Verteilung der Querpressungen führte deshalb auch zur Weiterentwicklung der aus /47/ bekannten Klemmplattenverankerung.

Zur Erzielung exakter geometrischer Verhältnisse werden die HLV-Elemente zentrisch in zylindrischen Klemmhülsen aus gezogenem Kupferrohr mit einem Außendurchmesser von $d_a = 12,0$ mm vermörtelt. Um einen ausreichend hohen Verbund zwischen Vergußmasse und Klemmhülse zu gewährleisten, sind die Hülsen mit einem Innengewinde (M 11) versehen (Abb. 3.3-1).

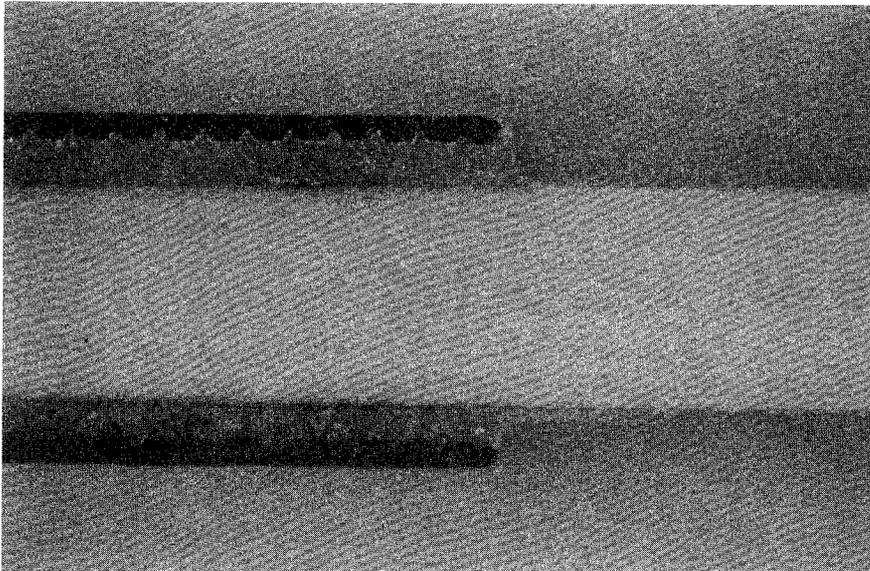


Abb. 3.3-1: Längsschnitt durch einen HLV-Stab im Verankerungsbereich (Klemmhülsenverankerung)

Die mit den Klemmhülsen versehenen HLV-Elemente werden im Verankerungsbereich mittels zweier stählerner Klemmplatten, die in ihrer Längsachse eine auf den Hülsendurchmesser abgestimmte, nahezu halbkreisförmige Nut besitzen, eingebettet. Die Klemmkräfte werden über paarweise angeordnete hochfeste Schrauben (M 10, Güte 8.8) und zwischengelegte Tellerfedern aufgebracht (Abb. 3.3-2).

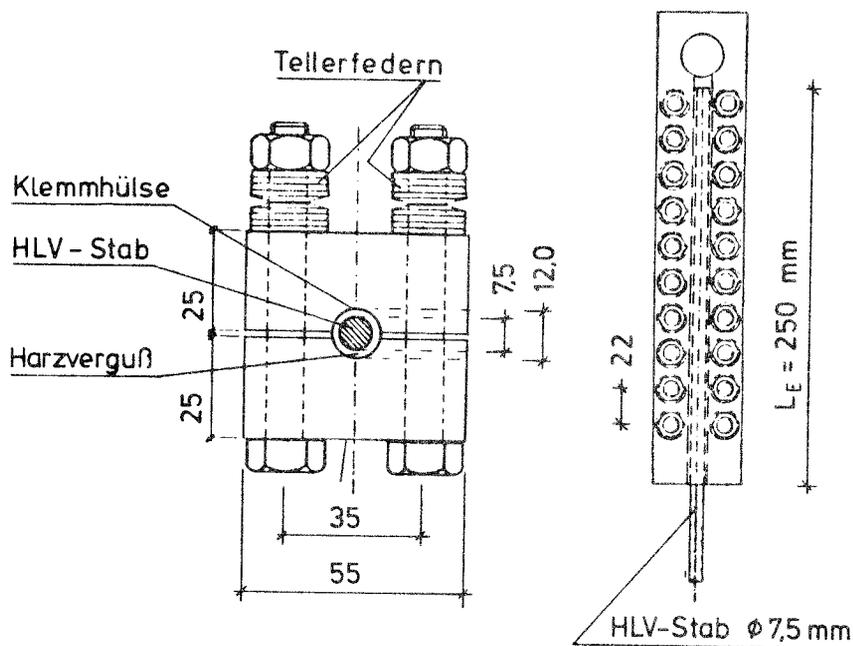


Abb. 3.3-2: Klemmhülsenverankerung für HLV-Elemente (schematisch)

3.3.2 Funktions- und Wirkungsweise der Verankerung

Entlang der Einbettungs- bzw. Klemmlänge wird die Stabkraft über Verbund zwischen Vergußmasse und HLV-Stab in die Klemmhülse eingeleitet und von dort aus wiederum über Verbund, und zwar über Verbund- bzw. Reibungskräfte zwischen Klemmhülse und Klemmplatten, auf den stählernen Ankerkörper übertragen. Hiermit wird deutlich, daß die Materialbeanspruchungen der kunstharzgebundenen Glasfaserstäbe signifikant von den Steifigkeits- und Verbundverhältnissen innerhalb der Verankerung abhängig sind. Andererseits besteht dadurch die Möglichkeit zu einer gezielten Einflußnahme auf die Materialbeanspruchungen der GV-Stäbe.

Das Verbundverhalten der Stäbe im Kunstharzmörtel ist vor allem von den jeweils aufgebrachtten Querpressungen abhängig (Abschn. 4.2.1.3). Dies gilt ebenfalls für das Verbundverhalten der Klemmhülsen in den Klemmplatten, was durch entsprechende Oberflächenbehandlungen der Nuten (z.B. Sandstrahlen, Schmieren) beeinflusst werden kann.

Zur Reduzierung der für die GV-Stäbe schädlichen Relativverschiebungen an den Staboberflächen, muß die Dehnsteifigkeit der Klemmhülsen verkleinert werden. Dies ist praktisch nur in vergleichsweise engen Grenzen möglich. Eine wirksame Maßnahme zur Reduzierung der Relativverschiebungen wird jedoch auch durch eine Segmentierung der Klemmhülsen erreicht. Dabei wird die Klemmhülse in beliebig viele kurze Abschnitte, sogenannte Segmente, unterteilt (Abb. 3.3-3). Als Folge dieser Unterteilung kann sich die Klemmhülse wesentlich besser den Dehnungen des Glasfaserstabes innerhalb des Ankerkörpers anpassen und damit die schädigenden Relativverschiebungen an der Staboberfläche minimieren. Im Vergleich zu einer einteiligen Klemmhülse wird durch die Segmentierung eine Reduktion der Hülsensteifigkeit dadurch erreicht, daß eine Übertragung von Zugkräften zwischen den Segmenten unterbunden wird. Dies bedeutet vereinfacht, daß für die Krafteinleitung hauptsächlich die Verbundverhältnisse zwischen Klemmnut und Segmenten von Bedeutung sind.

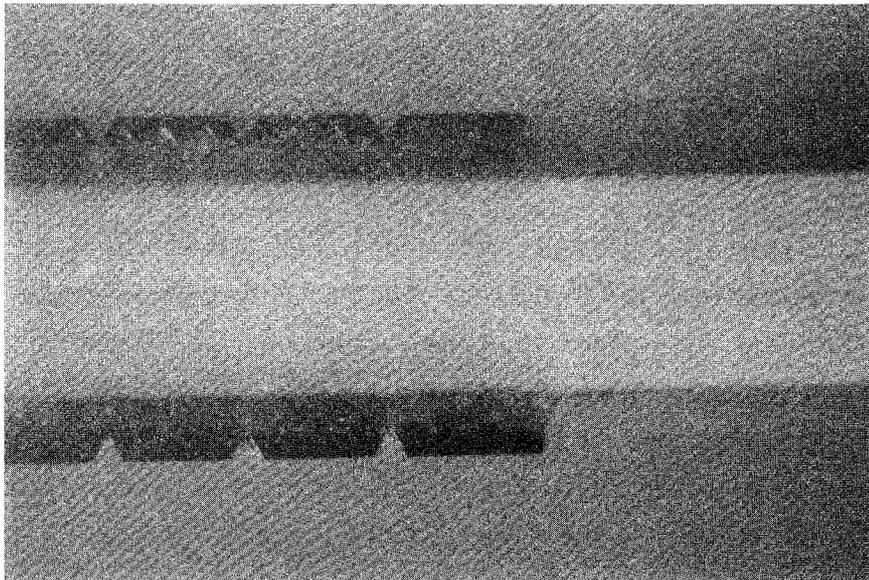


Abb. 3.3-3: HLV-Stab mit segmentierter Klemmhülse

3.4 Zusammenfassung

Die Literatur enthält zahlreiche Lösungsvorschläge zur Konstruktion von Endverankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe, von denen allerdings nur wenige für den praktischen Einsatz brauchbar sind. Leistungsfähige Konstruktionen können offenbar auf der Basis von Klemm- und Vergußverankerungen realisiert werden. Zu diesen Verankerungstypen liegen systematische und umfangreiche Untersuchungen vor. Trotzdem ist das Tragverhalten solcher Verankerungen noch nicht genügend geklärt, da insbesondere bei langfristig einwirkender und bei nicht ruhender Belastung zum Teil erhebliche Abminderungen der möglichen Materialfestigkeiten hinzunehmen sind.

Mögliche Ursachen für die vergleichsweise geringen mechanischen Wirkungsgrade sind die besonders am Beginn der Krafteinleitungsstrecke hohen Relativverschiebungen zwischen den Glasfaserstäben und dem Vergußmörtel bzw. den Beilagen. Weiterhin führen zu hohe und ungleichmäßig verteilte Querpressungen ebenfalls zu vorzeitigem Materialversagen. Da das Material nur über eine vergleichsweise geringe Schubtragfähigkeit verfügt, sind bei der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe die Verbund- bzw. Schubspannungen wirksam zu begrenzen.

Bei der Konstruktion von leistungsfähigen Ankerkörpern müssen die Verteilungen der Verbund- und Stablängsspannungen sowie der Relativverschiebungen und der Querpressungen im Verankerungsbereich genügend genau bekannt sein und die aus dem Materialaufbau herrührenden Anforderungen berücksichtigt werden. Die entwickelte Klemmhülsenverankerung für Einzelstäbe erfüllt diese Anforderungen und dient als Grundlage und zur Absicherung des im folgenden Abschnitt 4 aufgestellten Rechenmodells zur Ermittlung der Materialbeanspruchungen von GV-Stäben im Bereich von Endverankerungen.

4. Krafteinleitung im Bereich von Endverankerungen

4.1 Rechenmodell zur Ermittlung der Materialbeanspruchungen innerhalb von Verankerungen

4.1.1 Allgemeine Überlegungen

Bei einer genauen Ermittlung der Materialbeanspruchungen im Bereich von Verankerungen ist auch die Mitwirkung und der Einfluß von Beilagen, Vergußmassen oder Klemmhülsen zu berücksichtigen.

Aus diesem Grunde ist es erforderlich, ein möglichst universelles Rechenmodell zu formulieren, welches durch Änderung der Eingangswerte bzw. der Randbedingungen an die jeweiligen Verhältnisse angepaßt werden kann.

Bedingt durch den vielschichtig aufgebauten Verbundquerschnitt im Bereich der Endverankerung werden auch die die Glasfaserstäbe umgebenden Materialien (z.B. Vergußmörtel und Klemmhülsen) beansprucht. Dies bedeutet, daß an jeder vorhandenen Grenzfläche zwischen den unterschiedlichen Materialien Verbundspannungen aktiviert werden und demzufolge Relativverschiebungen auftreten. Im Gegensatz zu den herkömmlichen Rechenmodellen (z.B. /42/), bei denen die theoretischen Ableitungen anhand der Verhältnisse an einer Grenzfläche zu den Differentialbeziehungen des (einfach) verschieblichen Verbundes führte, müssen bei dem hier vorliegenden Problem mehrfach verschiebliche Verbundsysteme betrachtet werden. Die Literatur enthält hierzu keinerlei Lösungsvorschläge, so daß im folgenden entsprechende Beziehungen unter Berücksichtigung von Gleichgewicht und Verträglichkeit abgeleitet werden.

4.1.2 Differentialbeziehungen für zweifach verschiebliche Verbundquerschnitte (Klemmhülsenverankerung)

Die nachfolgend abgeleiteten Zusammenhänge beziehen sich auf die im Abschnitt 3.3 näher erläuterten Klemmhülsenverankerungen, bei denen Glasfaserstäbe (HLV-Elemente) mittels Kunstharzmörtel in Klemmhülsen vergossen sind und zwischen stählerne Platten geklemmt werden. Es wird dabei vereinfachend angenommen, daß wegen der formschlüssigen Ausbildung der Grenzflächen (Gewinde) zwischen Vergußmörtel und Klemmhülse keine Relativverschiebungen auftreten bzw. ein starrer Verbund vorliegt. Die Querschnittsflächen von Mörtel und Hülse werden aus diesem Grunde unter Berücksichtigung der jeweiligen E-Moduln zu einem ideellen Querschnitt A_{12} zusammengefaßt (vergl. Abb. 4.1-1).

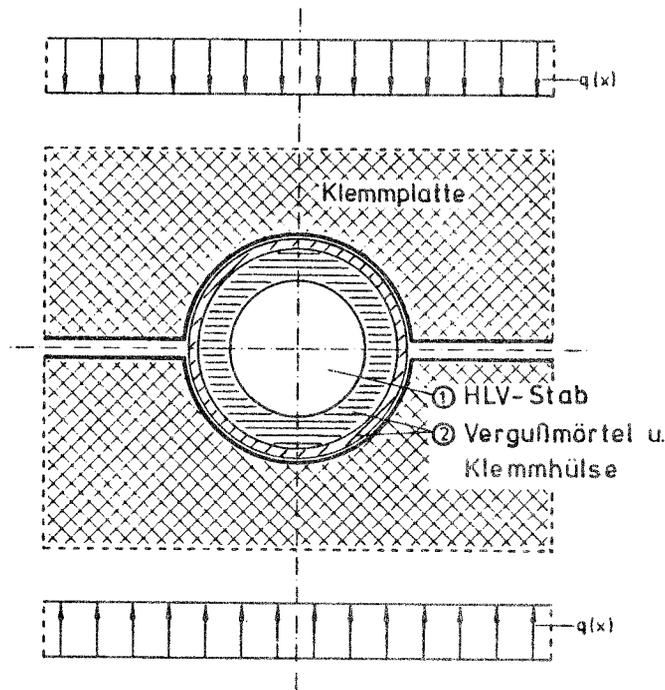


Abb. 4.1-1: Querschnitt durch eine Klemmhülsenverankerung (schematisch)

Weiterhin werden die Klemmplatten im Vergleich zu Stab und Klemmhülse als unendlich steif betrachtet. Das Kräftegleichgewicht an einem entsprechenden Element der Länge dx ist in der Abb. 4.1-2 dargestellt.

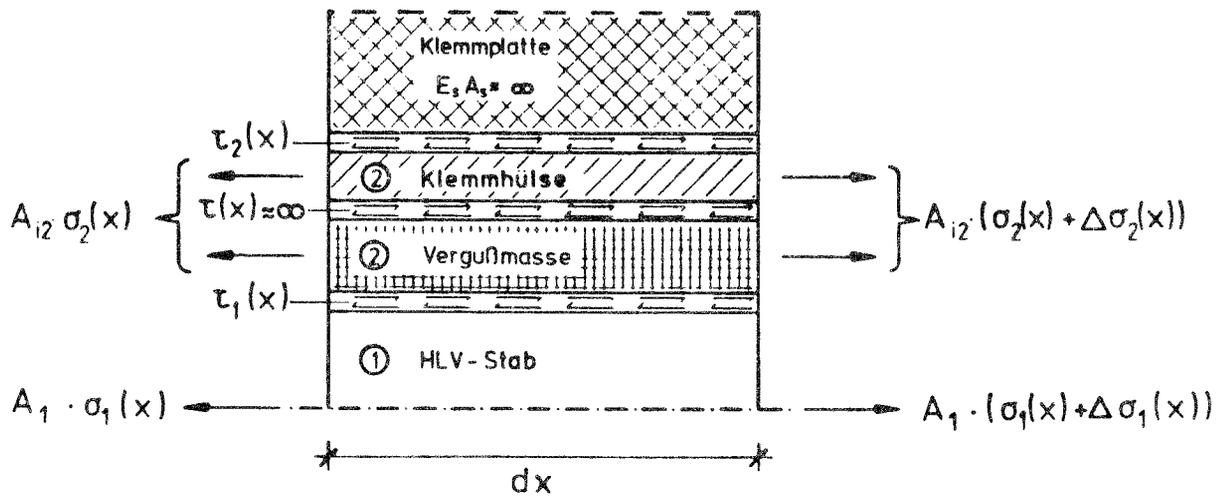


Abb. 4.1-2: Kräftegleichgewicht am Element der Länge dx (Klemmhülsenverankerung)

Die Änderung der Spannung σ_i entspricht den durch Verbund an den jeweiligen Grenzflächen eingeleiteten und auf den jeweiligen Querschnitt A_i bezogenen Kräften ($i=1,2$).

$$\frac{d\sigma_1(x)}{dx} = \tau_1(x) \cdot K_1 \quad (4.1)$$

mit $K_1 = u_1/A_1$

$$\frac{d\sigma_2(x)}{dx} = -\tau_1(x) \cdot K_2 + \tau_2(x) \cdot K_3 \quad (4.2)$$

mit $K_2 = u_1/A_{i2}$; $K_3 = u_2/A_{i2}$

Die Verbundspannungen $\tau_i(x)$ hängen von der jeweiligen Relativverschiebung $s_i(x)$ ab. Die für das Differential geltenden Verbundgesetze $\tau_i = f(s_i(x))$ werden in der Regel experimentell bestimmt und können durch geeignete Funktionen angenähert werden /42/. Für die folgenden Herleitungen wird vorausgesetzt, daß die Verbundgesetze auch für große Einbettungslängen an jeder Stelle des betrachteten Querschnittes Gültigkeit besitzen.

Die Relativverschiebungen zwischen den benachbarten Materialien ergeben sich aus der Differenz ihrer Verschiebungen:

$$s_1(x) = s_{01} + \int_0^x \epsilon_1 dx' - \int_0^x \epsilon_2 dx' \quad (4.3)$$

$$s_2(x) = s_{02} + \int_0^x \epsilon_2 dx' \quad (4.4)$$

Die Änderung der Relativverschiebung (Differentiation nach x) zwischen benachbarten Materialien auf der Strecke dx ergibt sich aus der Differenz der jeweiligen Dehnungen:

$$\frac{ds_1(x)}{dx} = \frac{\sigma_1(x)}{E_1} - \frac{\sigma_2(x)}{E_2} \quad (4.5)$$

$$\frac{ds_2(x)}{dx} = \frac{\sigma_s(x)}{E_2} \quad (4.6)$$

Nach der 2. Differentiation und Verknüpfung mit den Gln. (4.1) und (4.2) ergibt sich das nachfolgende gekoppelte Differentialgleichungssystem 2. Ordnung für die Relativverschiebungen $s_i(x)$ ($i = 1, 2$):

$$\frac{d^2 s_1(x)}{dx^2} = \tau_1(x) \cdot (K_1/E_1 + K_2/E_2) - \tau_2(x) \cdot K_3/E_2 \quad (4.7)$$

$$\frac{d^2 s_2(x)}{dx^2} = -\tau_1(x) \cdot K_2/E_2 + \tau_2(x) \cdot K_3/E_2 \quad (4.8)$$

Bei Zusammenfassung der Konstanten und in allgemeiner Schreibweise erhält man:

$$\frac{d^2 s_1(x)}{dx^2} = a \cdot f(s_1(x)) - b \cdot f(s_2(x)) \quad (4.9)$$

$$\frac{d^2 s_2(x)}{dx^2} = -c \cdot f(s_1(x)) + b \cdot f(s_2(x)) \quad (4.10)$$

Eine geschlossene Lösung des Differentialgleichungssystems (Gln. (4.9) und (4.10)) für wirklichkeitsnahe, nicht lineare Beziehungen $\tau_i = f(s_i)$ ist aus der Fachliteratur nicht bekannt. Bei der Verwendung linearer Verbundgesetze, deren Ansatz zumindest im Rahmen qualitativer Untersuchungen zu brauchbaren Resultaten führen kann (z.B. /10/), ist die Angabe einer geschlossenen Lösung jedoch möglich.

Die allgemeine Lösung für das vorliegende Differentialgleichungssystem ergibt sich für lineare Ansätze $\tau_i(s_i) = K \cdot s_i$ zu:

$$s_1(x) = C_{11} \cdot e^{-\lambda_1 \cdot x} + C_{12} \cdot e^{-\lambda_2 \cdot x} + D_{11} \cdot e^{+\lambda_1 \cdot x} + D_{12} \cdot e^{+\lambda_2 \cdot x} \quad (4.11)$$

$$s_2(x) = C_{21} \cdot e^{-\lambda_1 \cdot x} + C_{22} \cdot e^{-\lambda_2 \cdot x} + D_{21} \cdot e^{+\lambda_1 \cdot x} + D_{22} \cdot e^{+\lambda_2 \cdot x} \quad (4.12)$$

Vergleichbare Differentialgleichungssysteme werden von Stellbrink in /73/ im Zusammenhang mit Berechnungen von Bruchwahrscheinlichkeiten benachbarter Fasern in Verbundwerkstoffen behandelt. Stellbrink führt dabei die Lösung des Differentialgleichungssystems auf das Eigenwertproblem einer gewöhnlichen quadratischen Matrix zurück. Analog zu diesen Überlegungen berechnen sich die Koeffizienten der Exponenten λ_i als Nullstellen der Determinante des homogenen Differentialgleichungssystems. Die linear voneinander abhängigen Konstanten C_{ij} und D_{ij} können mit Hilfe der jeweiligen Randbedingungen ermittelt werden.

Für den Fall der Stabverankerung bei mehrfach verschieblichen Verbundsystemen liegt am Beginn der Einbettungs- bzw. Verankerungslänge ($x = 0$) die Stabdehnung ϵ_1 an. Die Dehnung des ideellen Querschnitts aus Klemmhülse und Vergußmörtel muß an dieser Stelle Null sein ($\epsilon_2 = 0$). Am Ende der Einbettungslänge ($x = L_e$) sind sämtliche Kräfte in den Ankerkörper eingeleitet ($\epsilon_1 = \epsilon_2 = 0$). Die vorliegenden Verhältnisse sind in der Abb. 4.1-3 dargestellt.

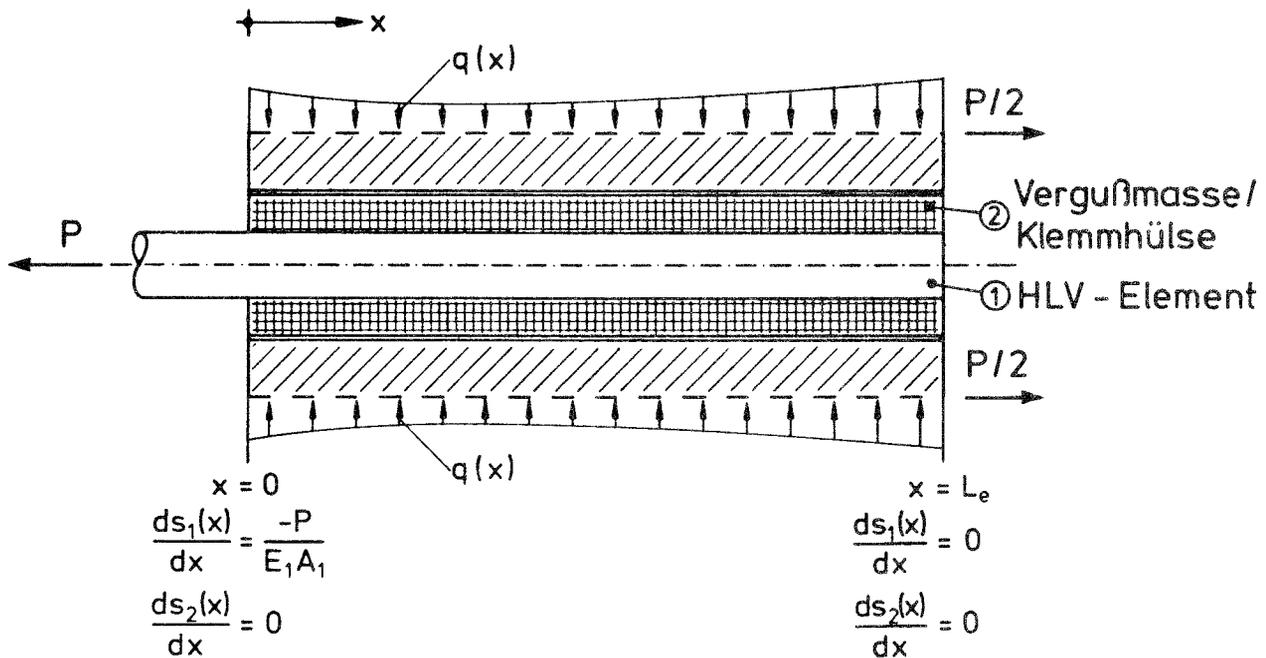


Abb. 4.1-3: System und Randbedingungen

Durch Änderung der Randbedingungen kann das vorliegende Berechnungsmodell auch an spezielle Verankerungssysteme angepaßt werden. Bei segmentierter Krafteinleitungsstrecke ist zu beachten, daß der Kraftfluß zwischen den einzelnen Segmenten unterbrochen ist. Dies bedeutet, daß jeweils am Segmentbeginn ($x^* = 0$) und am Segmentende ($x^* = l_{\text{Seg}}$) die Spannungen $\sigma_2(x)$ der Klemmhülse zu Null werden. Weiterhin ergibt sich die Differenz der Stabspannungen $\sigma_1(x)$ zwischen Segmentbeginn und -ende zu der durch den "äußeren" Verbund $\tau_2(x)$ eingeleiteten und auf den Stabquerschnitt bezogenen Kraft. Die Abb. 4.1-4 gibt die entsprechenden Randbedingungen wieder.

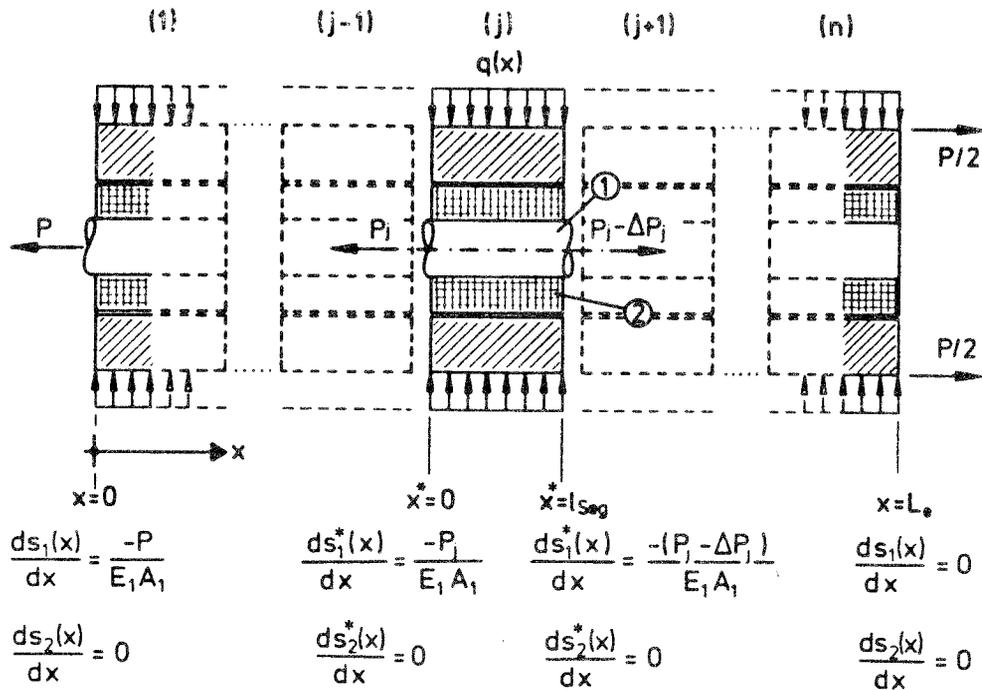


Abb. 4.1-4: Randbedingungen für das Gesamtsystem und ein Segment j einer segmentierten Klemmhülsenverankerung

Mit Hilfe der angegebenen Randbedingungen und der geschlossenen Lösungen (Gln. (4.11) und (4.12)) wurden vom Verfasser umfangreiche theoretische Untersuchungen /10/ zur Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe vorgenommen, auf deren Basis erste Aussagen über die hierbei relevanten Einflußparameter gemacht werden konnten. Allerdings zeigten die Rechenergebnisse auch, daß die Annahme linearer Verbundgesetze die vorliegenden Verhältnisse bei Klemmhülsenverankerungen nur zum Teil brauchbar erfassen und daher lediglich zu qualitativen Angaben führen können. Weiterhin ergab sich, daß die praxisrelevante Simulation von entlang der Einbettungslänge veränderlichen Verbundverhältnissen auch mit erheblichem numerischem Aufwand kaum zu bewerkstelligen ist.

Aus diesen Gründen wurden vom Verfasser die im folgenden Abschnitt erläuterten Beziehungen zur näherungsweise Lösung des Differentialgleichungssystems (Gln. (4.11) und (4.12)) durch schrittweise Integration in Verbindung mit einem geeigneten Iterationsverfahren hergeleitet.

4.1.3 Näherungslösung durch schrittweise Integration

4.1.3.1 Rechenalgorithmus

Die Näherungslösungen der hergeleiteten Differentialbeziehungen können durch schrittweise Integration - und bei Wahl genügend kleiner Schrittweiten Δx - beliebig genau an die tatsächlichen Lösungen angepaßt werden. In Anlehnung an die aus dem Schrifttum (z. B. /8, 27, 42/) für derartige Lösungsverfahren bekannten Rechenannahmen können die nachfolgend angegebenen Zusammenhänge bestimmt werden. Es wird dabei von linearen Spannungs- und Verschiebungsverläufen zwischen den einzelnen Stützstellen, deren Abstand der Schrittweite Δx entspricht, ausgegangen. Die Verbundspannungen werden als konstant verlaufend im Berechnungsintervall Δx angenommen. Die Zusammenhänge sind zur Verdeutlichung in der Abb. 4.1-5 dargestellt.

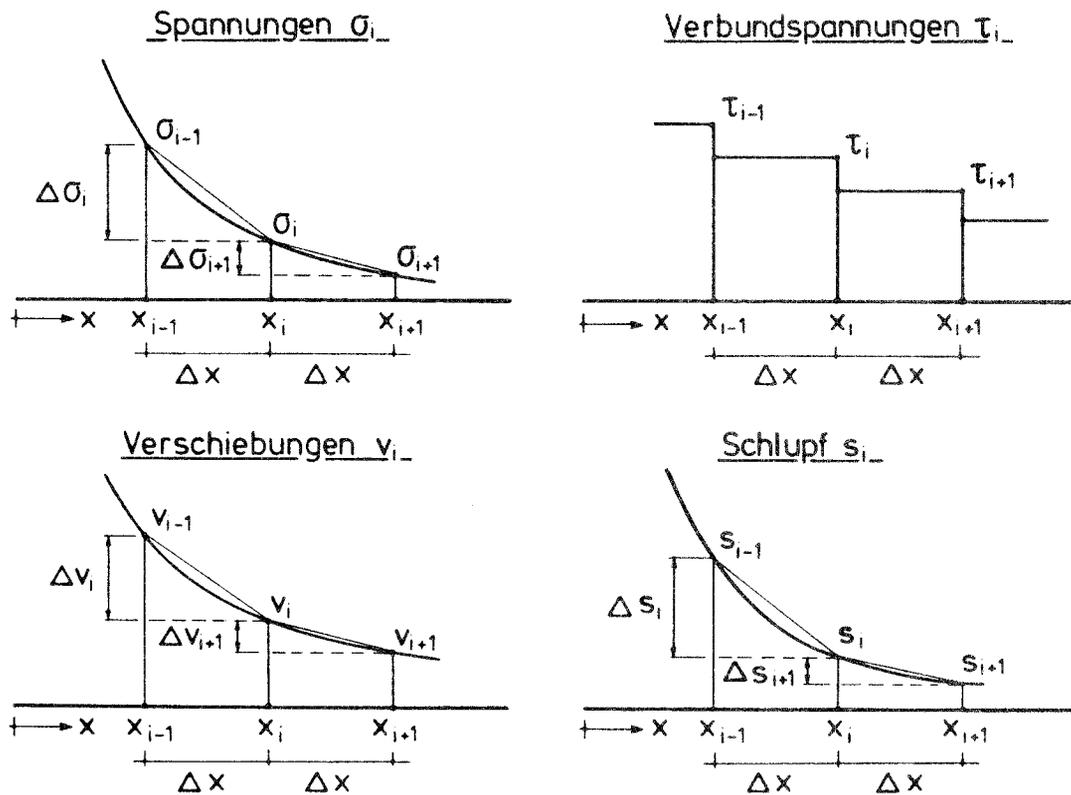


Abb. 4.1-5: Rechenannahmen für die Näherungslösung durch schrittweise Integration

Für die Spannungen und die Spannungsänderungen innerhalb des Rechenintervalls Δx ergibt sich:

$$\sigma_{1,2}(x + \Delta x) = \sigma_{1,2}(x) + \Delta\sigma_{1,2}(x) \quad (4.13)$$

$$\Delta\sigma_1(x) = \tau_1(x) \cdot u_1/A_1 \cdot \Delta x \quad (4.14)$$

$$\Delta\sigma_2(x) = (-\tau_1(x) \cdot u_1/A_2 + \tau_2(x) \cdot u_2/A_2) \cdot \Delta x \quad (4.15)$$

Für die Verschiebungen bzw. Relativverschiebungen erhält man die folgenden Ausdrücke:

$$s_1 = v_1 - v_2 \quad (4.16)$$

$$s_2 = v_2 \quad (4.17)$$

$$s_{1,2}(x + \Delta x) = s_{1,2}(x) + \Delta s_{1,2}(x) \quad (4.18)$$

$$\Delta s_1(x) = \frac{\Delta x}{2 \cdot E_1} (2\sigma_1(x) + \Delta\sigma_1(x))$$

$$- \frac{\Delta x}{2 \cdot E_2} (2\sigma_2(x) + \Delta\sigma_2(x)) \quad (4.19)$$

$$\Delta s_2(x) = \frac{\Delta x}{2 \cdot E_2} (2\sigma_2(x) + \Delta\sigma_2(x)) \quad (4.20)$$

Hierbei wird zunächst linear elastisches Verhalten der Werkstoffe angenommen ($E_i = \text{const.}$). Für den Zusammenhang zwischen Materialspannungen und zugehörigen Dehnungen lassen sich bedarfsweise (z. B. Fließen der Klemmhülse) auch nicht lineare, beliebige Beziehungen $\sigma_i = f(\epsilon_i)$ problemlos annehmen.

Die verwendeten, nicht linearen Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen $\tau_i = f(s_i(x))$ werden aus experimentell ermittelten Zusammenhängen, die in Abschnitt 4.2 noch näher erläutert werden, gewonnen. Für die analytische Beschreibung der Verbundgesetze

wird die in der Abb. 4.1-6 dargestellte und von Eligehausen et al. in /8/ abgeleitete Form gewählt.

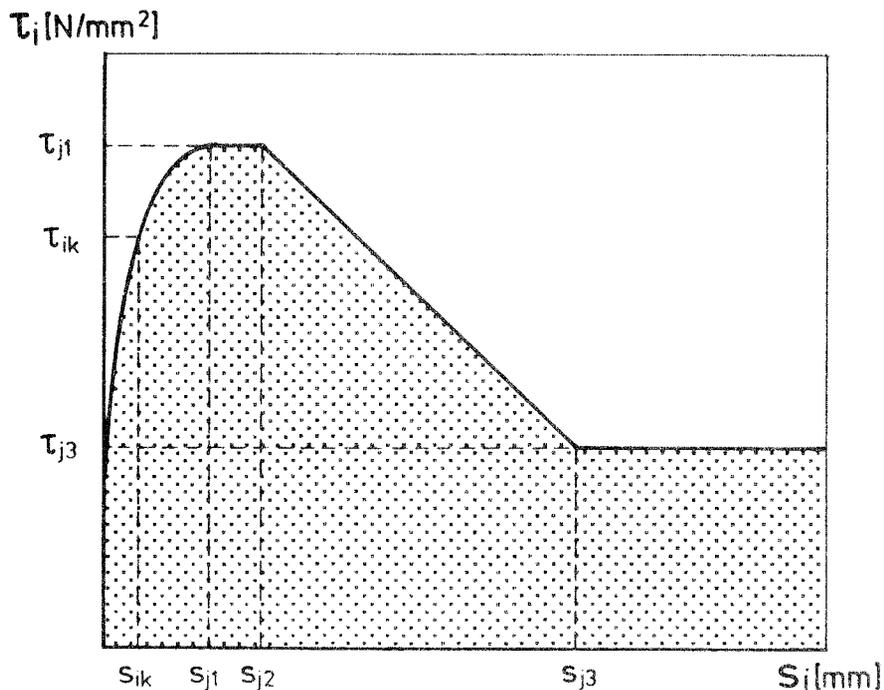


Abb. 4.1-6: Analytische Form der Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen nach /8/

Der aufsteigende Ast der τ -s-Linie wird durch die Potenzfunktion

$$\tau_i = \frac{s_{iK}^\alpha}{s_{j1}^\alpha} \cdot \tau_{j1} \quad (4.21)$$

$$(0 < s_{iK} < s_{j1})$$

beschrieben. Alle anderen Bereiche sind durch lineare τ -s-Beziehungen bzw. durch konstante Verbundspannungen charakterisiert.

4.1.3.2 Iterationsschema und -verfahren

Zur iterativen Lösung des durch die Gln. (4.11) und (4.12) beschriebenen nicht linearen Randwertproblems wird die sogenannte "shooting technique" herangezogen. Dabei wird das vorliegende Randwertproblem als Anfangswertproblem behandelt, indem die unbe-

kannten Randbedingungen so lange geschätzt und verbessert werden, bis - nach Integration über die Einbettungslänge - die rechnerischen Werte genügend genau mit den vorgegebenen Randbedingungen übereinstimmen. Eine derartige Iterationsmethode ist von Ciampi et al. in /5/ detailliert beschrieben.

Die besonderen Schwierigkeiten im hier behandelten Iterationschema liegen aber darin, daß im Gegensatz zu bisher üblichen Verfahren nicht nur eine unbekannte Größe, sondern zwei oder mehr voneinander abhängige und zunächst nicht bekannte Anfangswerte iterativ ermittelt werden müssen.

Am Beginn der Verankerung addieren sich die Relativverschiebungen s_1 und s_2 zur Stabverschiebung v_1 :

$$v_1(x=0) = s_1(x=0) + s_2(x=0) \quad (4.22)$$

Für eine geschätzte Verschiebung $v_1(x=0)$ wird die Relativverschiebung (Schlupf) $s_1(x=0)$ so lange verbessert, bis die Randbedingung am Verankerungsende $\epsilon_1(x=L_e)$ erfüllt ist (Iterationsstufe I). Es wird nun überprüft, ob hierfür auch die Randbedingung $\epsilon_2(x=L_e)$ eingehalten ist. Falls diese Randbedingung nicht genügend genau erfüllt wird, erfolgt die Verbesserung des anfänglichen Schätzwertes $v_1(x=0)$ (Iterationsstufe II). Als Ergebnis dieser Vorgänge erhält man schließlich eine Verschiebung $v_1(x=0)$ bzw. eine Lösungskombination aus $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$, bei deren Ansatz am Ende der Krafteinleitungsstrecke ($x=L_e$) beide Randbedingungen gleichermaßen erfüllt sind. Unter Hinzuziehung der zusätzlichen Randbedingungen nach Abb. 4.1-4 kann das zuvor beschriebene Iterationsschema auch auf segmentierte Krafteinleitungsbereiche übertragen werden. Das nicht lineare, mehrstufige Iterationsschema ist zur Verdeutlichung in der Abb. 4.1-7 dargestellt.

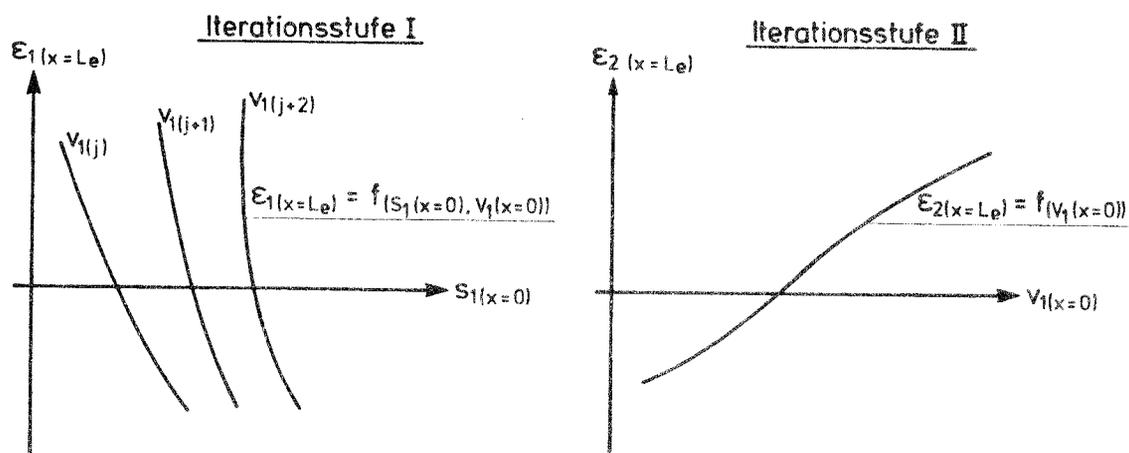


Abb. 4.1-7: Nicht lineares Iterationsschema für zweifach verschiebliche Systeme

Für das Auffinden der Nullstellen der Funktionen $\epsilon_1(x = L_e)$ und $\epsilon_2(x = L_e)$ können verschiedene aus der Literatur bekannte Verfahren (vergl. /3/) herangezogen werden. Im vorliegenden Fall wird die gesuchte Nullstelle in einem immer kleiner werdenden Intervall angenähert und aufgefunden (Abb. 4.1-8).

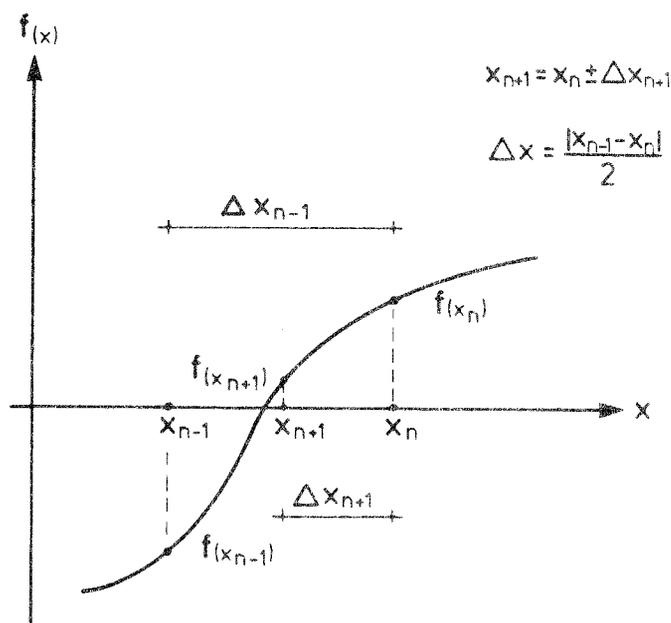


Abb. 4.1-8: Verwendetes Verfahren zur Verbesserung von Näherungswerten für die Funktionen $\epsilon_1(x = L_e)$ und $\epsilon_2(x = L_e)$ (schematisch)

Zur Bestimmung der Materialbeanspruchungen im Bereich von Endverankerungen ist unter diesen Voraussetzungen lediglich das Verbundverhalten der Glasfaserstäbe in Vergußmörtel und die Charakteristik des Verbundes zwischen Klemmhülse und Klemmplatten noch unbekannt. Daher wurden die im folgenden Abschnitt beschriebenen theoretischen und experimentellen Untersuchungen vorgenommen.

4.2 Verbundverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe und metallischer Ankerteile

4.2.1 Anforderungen an Vergußmassen aus Kunstharzmörteln

Die Verbundeigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe sind in hohem Maße von den mechanischen Kennwerten und Eigenschaften der in Frage kommenden Vergußmassen abhängig.

Im vorliegenden Fall wurde ein handelsübliches UP-Standardharz mit Zuschlag aus Gesteinsmehl (Größtkorn 1 mm) verwendet. Über die chemische Zusammensetzung und die Aushärtungsvorgänge bei derartigen Harzsystemen wird ausführlich in /22/ berichtet.

Eine Optimierung und Auswahl der Mörtelsysteme wurde mit Hilfe experimenteller Untersuchungen /28/ im Hinblick auf die nachfolgend aufgeführten Anforderungen vorgenommen:

- gute Fließfähigkeit und Verarbeitbarkeit
- ausreichende Volumenbeständigkeit
- gute Haftfähigkeit und gutes Benetzungsvermögen
- ausreichend hoher und verschieblicher Verbund zwischen Glasfaserstab und Vergußmörtel
- ausreichend hohe Dauerstandfestigkeit und Alterungsbeständigkeit

Die in /28/ beschriebenen Untersuchungen ergaben für vergleichsweise harzreiche Mörtel mit Mischungsverhältnissen zwischen Kunstharz und Zuschlag von 1 : 0,5 bis 1 : 1 Gewichtsteilen brauchbare

Ergebnisse. Das Festigkeits- und Verformungsverhalten konnte dabei gut mit den in der Literatur vorhandenen Angaben /48/ prognostiziert werden.

4.2.2 Verbundeigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe in Verfußmassen aus Kunstharzmörtel

Experimentelle Untersuchungen zum Verbundverhalten werden üblicherweise an Ausziehkörpern mit "kurzen" Einbettungslängen vorgenommen. Im vorliegenden Fall betrug die Verbund- bzw. Einbettungslänge $l_v = 30 \text{ mm}$, was etwa dem 4fachen Stabdurchmesser entspricht ($l_v = 4 \cdot d_s$). Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung sind detailliert in /12/ und /33/ beschrieben.

Als Ergebnis der Ausziehversuche kann der in der Abb. 4.2-1 dargestellte Zusammenhang zwischen Verbundspannung τ und zugehöriger Verschiebung s angegeben werden.

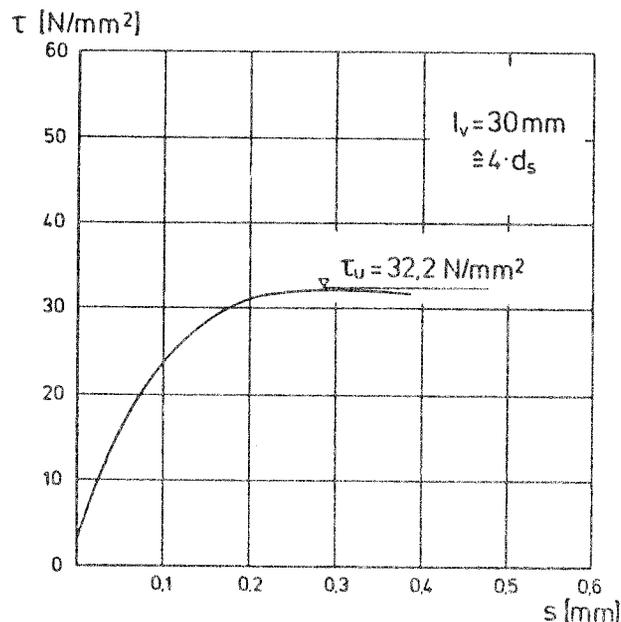


Abb. 4.2-1: Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung für kunstharzvermörtelte HLV-Elemente (aus /11/)

Nach Überwindung der Haftverbundspannung ($s \approx 0$) ist bei Laststeigerung ein progressives Anwachsen der Verschiebungen bis zum

Erreichen der Verbundfestigkeit τ_u zu verzeichnen. Danach fällt die Verbundspannung leicht ab, bis bei einer Verschiebung von etwa $s_u = 0,4$ mm ein plötzliches Verbundversagen auftritt. Bei diesen Versuchen konnte der abfallende Ast der Verbundgesetze nicht ermittelt werden, da die über den HLV-Stab eingeleitete Ausziehkraft beim Überwinden der Verbundfestigkeit als plötzlich freiwerdende elastische Energie sehr große Verschiebungsgeschwindigkeiten verursachte, die meß- und regelungstechnisch nicht aufgenommen werden konnten. Aus diesem Grunde wurden einige Tastversuche mit dem von Kepp in /22/ vorgeschlagenen Ausziehkörper vorgenommen, bei dem die Ausziehkraft erst unmittelbar unterhalb der im Verbund liegenden Bereiche in den Stab eingeleitet wird. Hiermit konnten die Versuchsergebnisse aus /22/ tendenziell bestätigt werden, wonach mit einem Abfallen der Verbundspannungen nach Überwinden der Verbundfestigkeit τ_u auf eine konstante durch Reibung verursachte Verbundrestfestigkeit von etwa $\tau_R = 0,16 \cdot \tau_u$ zu rechnen ist. Der in konstanter Höhe wirkende Reibungsverbund τ_R stellt sich bei Relativverschiebungen ab etwa $s = 0,6$ mm ein.

Die ermittelten τ -s-Beziehungen gelten für die Verhältnisse in reinen Vergußverankerungen. Da aber bei Klemmverankerungen Normalspannungen senkrecht zur Stabachse infolge der aufgebrachten Querpressungen vorhanden sind, muß der Einfluß dieser Querpressungen auf das Verbundverhalten der kunstharzvermörtelten Glasfaserstäbe abgeklärt werden.

Zu diesem Zweck wurden umfangreiche Ausziehversuche an kunstharzvermörtelten HLV-Elementen, die mit zusätzlichen äußeren Querdruckspannungen beaufschlagt waren, vorgenommen. Die während der Versuche auf konstanter Höhe gehaltenen Querdruckspannungen ergeben sich definitionsgemäß als die auf den Stabdurchmesser d_s und die wirksame Verbundlänge l_v bezogene äußere Querkraft Q:

$$p = \frac{Q}{d_s \cdot l_v} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.23)$$

$$\text{mit } d_s = d_{\text{HLV}} = 7,5 \text{ mm}$$

$$l_v = 4 \cdot d_s = 30 \text{ mm}$$

Die Ergebnisse der in /33/ ausführlich beschriebenen Versuche sind in der Abb. 4.2-2 als experimentell ermittelte Verbundgesetze $\tau = f(s)$ in Abhängigkeit der jeweils wirksamen Querdruckspannungen p nach Gl. (4.23) dargestellt.

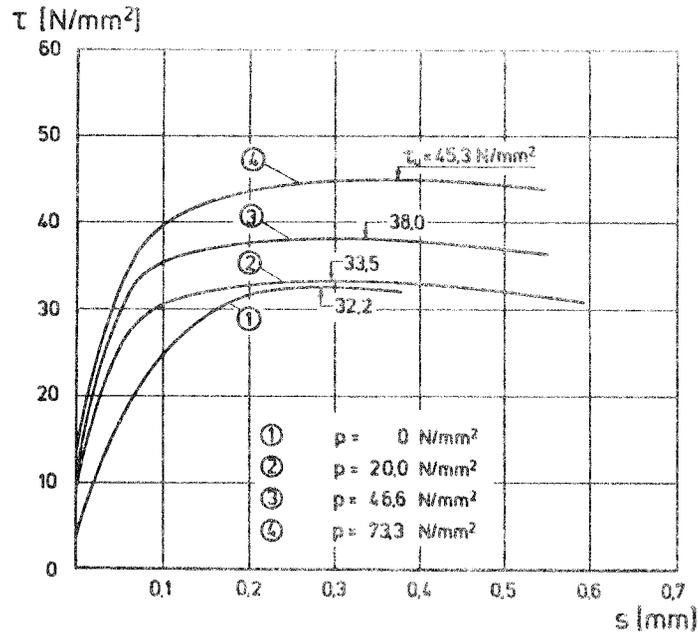


Abb. 4.2-2: Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen $\tau = f(s)$ in Abhängigkeit der wirksamen Querdruckspannungen

Aus der Darstellung ist zu entnehmen, daß mit wachsender Querpressung p sowohl die Verbundfestigkeiten τ_u als auch die dazugehörigen Verschiebungen $s(\tau_u)$ zunehmen. Weiterhin kann für sehr kleine Verschiebungen ($s \approx 0$) mit steigender Querpressung eine Zunahme der jeweiligen Haftverbundspannungen beobachtet werden. Erwartungsgemäß ist nach dem Überwinden der Haftung unter anwachsender Querpressung auch mit einer Zunahme der Verbundsteifigkeiten $\Delta\tau/\Delta s$ zu rechnen.

Eine detaillierte Auswertung der Versuche ergab, daß die Verbundfestigkeiten τ_u in guter Näherung linear (Korrelationskoeffizient $r = 0,97$) von den jeweiligen Querpressungen p abhängig sind:

$$\tau_u(p) = 30,9 + 0,181 \cdot p \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.24)$$

$$\geq 32,2 \text{ N/mm}^2$$

Der Zusammenhang zwischen den zu den jeweiligen Verbundfestigkeiten τ_u gehörigen Relativverschiebungen $s(\tau_u)$ und den wirksamen Querdruckspannungen ergibt sich ebenfalls in guter Näherung (Korrelationskoeffizient $r = 1,00$) als Gerade:

$$s(\tau_u) = (285 + 1,31 \cdot p) \cdot 10^{-3} \quad [\text{mm}] \quad (4.25)$$

Die analytischen Formen der Verbundgesetze können nun unter Hinzuziehung der in der Abb. 4.1-6 dargestellten und in Gl. 4.21 angegebenen Zusammenhänge durch Wahl des Exponenten α an die experimentell ermittelten τ - s -Beziehungen angepaßt werden. Diesbezügliche Untersuchungen ergaben die in der folgenden Abb. 4.2-3 dargestellten Zusammenhänge.

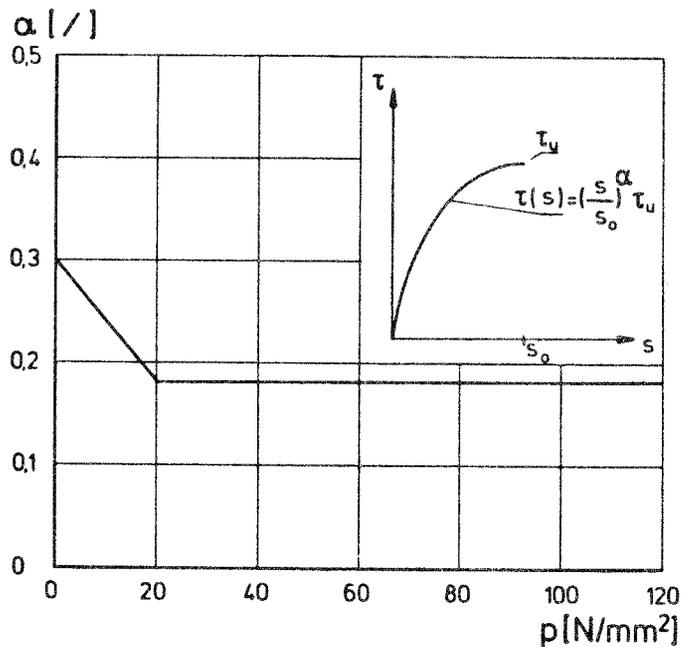


Abb. 4.2-3: Ansatz des Exponenten α (aus Gl. 4.21) in Abhängigkeit der wirksamen Querdruckspannungen

Hiermit sind alle Voraussetzungen zur analytischen Beschreibung des Verbundverhaltens von in Kunstharzmörtel eingebetteten Glasfaserstäben (HLV-Elemente) mit oder ohne Einwirkung äußerer Querdruckspannungen gegeben.

Während die aufgebrachten Querpressungen an der Klemmhülsenoberfläche bekannt sind, ist die Frage abzuklären, welche Querdruck-

spannungen am Umfang der Glasfaserstäbe wirken, und wie diese entlang der Einbettungslänge verteilt sind.

Dazu wurden theoretische Untersuchungen vorgenommen, über deren Ergebnisse detailliert in /13/ berichtet wird. Ausgehend von gleichmäßig am Klemmhülsenumfang verteilten Querpressungen führt eine Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbetrachtung, deren Ansätze auf den Rechenangaben in /41/ basieren, zu einfachen linearen Gleichungssystemen.

Eine grafische Auswertung der Gleichungssysteme aus /13/ ist in der Abbildung 4.2-4 dargestellt. Dabei wurden die auf die äußere Querpressung bezogenen Querdruckspannungen im Vergußmörtel und an der Staboberfläche in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul der Klemmhülse bzw. der Vergußmasse aufgetragen. Belastungen in Längsrichtung wurden bei diesen Berechnungsbeispielen nicht berücksichtigt ($\sigma_{ix} = 0$).

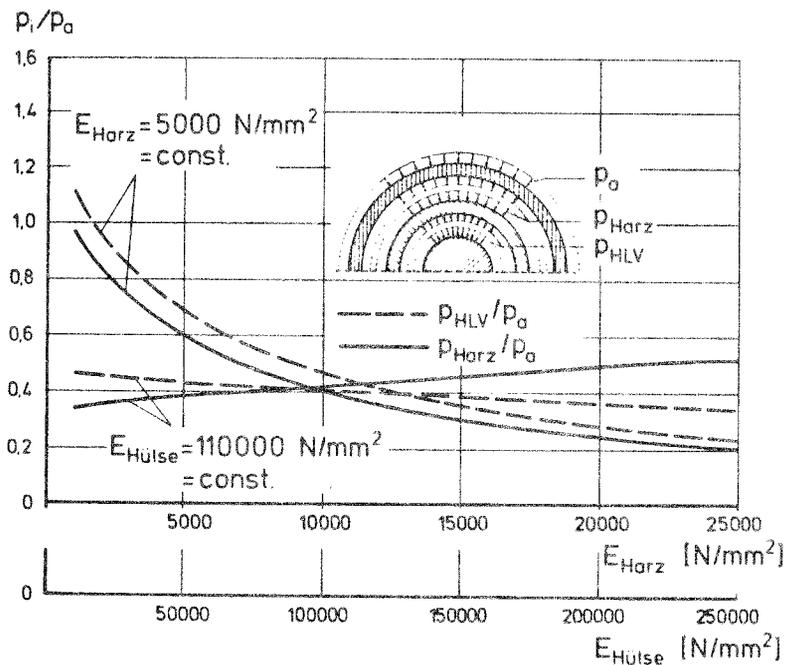


Abb. 4.2-4: Bezogene Querdruckspannungen in Abhängigkeit der Kunstharzmörtelsteifigkeit bzw. der Hülstensteifigkeit /13/

Es ist zu erkennen, daß eine Veränderung der Mörtelsteifigkeit in weiten Bereichen von nur geringem Einfluß auf die Höhe der wirksamen Querpressungen ist. Unter Zugrundelegung einer Hülsensteifigkeit von $E_{Hü} = 110.000 \text{ N/mm}^2$ sind bei üblichen Kunstharzmörteln Querpressungen am Stabumfang p_{HLV} in Höhe von etwa 40 % der aufgebracht und am Hülsenumfang wirksamen Querpressung p_a zu erwarten. Das Verhältnis der Querpressungen p_a/p_{HLV} ist - linear elastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt - unabhängig von der äußeren Querpressung p_a .

Einen signifikanten Einfluß auf die Höhe der wirksamen Querpressungen weist bei konstanter Steifigkeit des Vergußmörtels die Hülsensteifigkeit auf. Während bei sehr weichen Hülsen die am Stab aktivierte Querpressung in der gleichen Größenordnung wie die äußere Querpressung anzunehmen ist, kann bei steifen Hülsen, beispielsweise Klemmhülsen aus Stahl, die am Stabumfang wirkende Querpressung auf etwa 25 % der äußeren Querpressung absinken.

Durch die Querkontraktion der unter (Längs-) Spannungen stehenden Materialien ($\sigma_{ix} > 0$) kann die am Stabumfang wirksame Querpressung - insbesondere am Beginn der Krafteinleitungsstrecke - absinken. Dieser Einfluß ist nach den Ausführungen in /13/ jedoch bereits nach einer vergleichsweise geringen Eintragungslänge ($x \approx 4 \cdot d_s$) vernachlässigbar gering. Bei steifen Klemmhülsen (z.B. Stahl) und bei geringen äußeren Querpressungen können am Beginn der Einleitungsstrecke rechnerisch Querkzugspannungen an der Staboberfläche auftreten, was im Hinblick auf die Beanspruchbarkeit des Glasfasermaterials als nachteilig zu bewerten ist (vergl. Abschn. 2.4). Diese unerwünschten Querkzugspannungen sind jedoch beispielsweise durch das Aufbringen ausreichend hoher äußerer Querpressungen vermeidbar (/13/).

4.2.3 Mechanismus des Verbundes zwischen Glasfaserstäben und hochwertigen Kunstharzmörteln

Ein weiteres Beurteilungskriterium im Hinblick auf die Materialbeanspruchungen der HLV-Elemente ist die durch die Verbundkraft-

übertragung an der Grenzfläche vom Stab zum Mörtel hervorgerufene mechanische Beanspruchung der Staboberfläche. Aufgrund neuerer Untersuchungsergebnisse muß angenommen werden, daß durch hohe Verbundbelastungen, die ein Abschieben der Umwicklungen und der Harzüberdeckung verursachen, erhebliche Materialschädigungen eintreten können. Aus diesem Grunde ist die Frage nach dem Mechanismus des Verbundes kunstharzvermörtelter Glasfaserstäbe hinreichend abzuklären.

Über die Verbundmechanismen kunstharzvermörtelter Glasfaserstäbe berichtet Kepp in /22/. Kepp führt die Verbundkraftübertragung zwischen Stab und Mörtel allein auf Adhäsion bzw. Haftung zurück. Das Verbundspannungs-Schlupf-Verhalten der HLV-Stäbe wird dabei anhand des Verhaltens von Klebeverbindungen erläutert.

Es ist allerdings kritisch zu hinterfragen, ob bei Verschiebungen bis zu etwa $s = 0,4$ mm und bis dahin anwachsenden Verbundspannungen von einem Klebe- bzw. Haftmechanismus ausgegangen werden kann. Vielmehr muß angenommen werden, daß es sich bei Verschiebungen in der genannten Größenordnung um echte Relativverschiebungen bzw. Schlupfwerte handelt, da die Schlupfanteile aus einer Schubverzerrung des Kunstharzmörtels im Verbundbereich in Anlehnung an /51/ im Bereich weniger Prozente der zur Verbundfestigkeit τ_u gehörigen Verschiebung s_u liegen. Dies bedeutet aber, daß neben dem Haftmechanismus noch andere Mechanismen die Verbundkraftübertragung vom Stab in den Mörtel bewerkstelligen.

Aus diesem Grunde wurden einige Glasfaserstäbe aus den zahlreichen Ausziehversuchen mikroskopisch untersucht. Die Probestäbe wurden nach einer Verbundbelastung in Höhe der Verbundfestigkeit entlastet und aus den Verbundkörpern ausgebaut. Es zeigte sich dabei, daß das Verbundversagen nicht an der Grenzfläche zwischen Staboberfläche und Kunstharzmörtel stattfindet, sondern in dem oberflächennahen Bereich der HLV-Elemente zwischen Harzüberdeckung und Umwicklung einerseits und dem "Glaskern" andererseits. Die Versagensbereiche sind dadurch gekennzeichnet, daß Harzüberdeckung und Umwicklungen vom oberflächennahen Glaskern abgeschert bzw. aufgeschoben werden, und die freiliegenden Fasern sehr häu-

fig Brüche aufweisen. Das Brechen und Herauslösen kleiner Faserbündel konnte ebenfalls beobachtet werden.

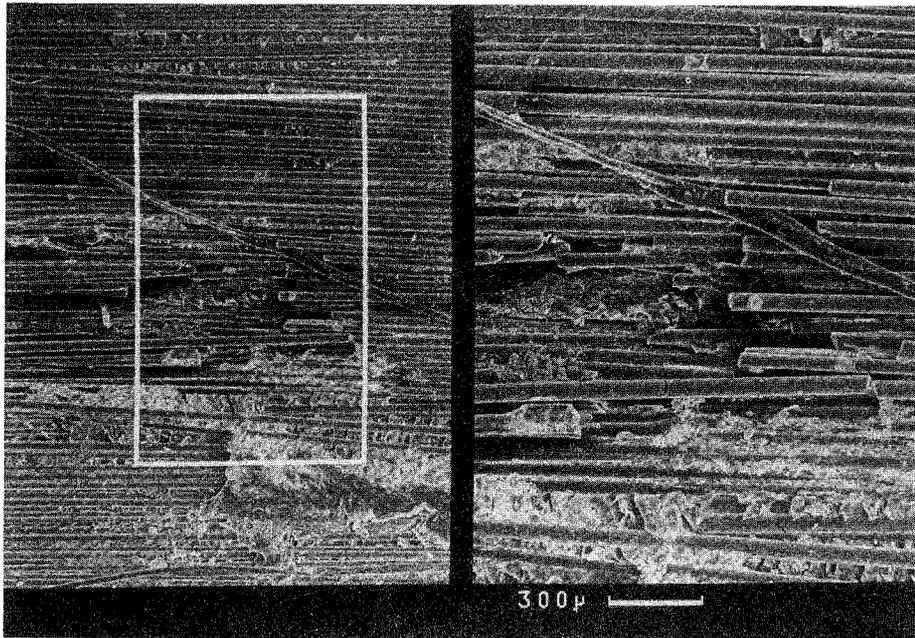


Abb. 4.2-5: Oberflächen von kunstharzvermörtelten Glasfaserstäben nach Verbundbeanspruchungen von ca. $\tau = 30 \text{ N/mm}^2$ (REM-Aufnahmen)

Betrachtet man die jeweils zugehörigen Mörtelflächen, so kann festgestellt werden, daß Umwicklung und Matrixharzreste an den Kontaktflächen im Mörtel verbleiben. Eventuell vorhandene Mörtelkonsolen sind demnach nicht abgeschert worden. Den Versuchsergebnissen ist zu entnehmen, daß bereits bei geringen Relativverschiebungen das Abscheren und Aufschieben der Umwicklungen und des Matrixharzes beginnt.

Im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit und Leistungsfähigkeit von Verankerungen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe ist deshalb zu folgern, daß neben der Höhe der wirksamen Verbundbeanspruchung auch die Größe der jeweiligen Relativverschiebung zu begrenzen ist.

4.2.4 Reibungs- und Verbundverhalten metallischer Ankerteile

Für die rechnerische Bestimmung der Verteilungsfunktionen muß neben den Verbundeigenschaften der kunstharzvermörtelten Glasfaserstäbe auch das Reibungs- und Verbundverhalten der metallischen Klemmhülsen innerhalb der Ankerplatten bekannt sein.

Aus diesem Grunde wurden vom Verfasser bzw. unter dessen Anleitung entsprechende Untersuchungen, über die detailliert in /29/ und /71/ berichtet wird, vorgenommen. Es handelt sich dabei um Ausziehversuche von Klemmhülsen aus kurzen Klemmplatten mit einer bezogenen Einbettungslänge von $l_v = 3 \cdot d_{Hü} = 36$ mm. Die Probekörper wurden während der Ausziehversuche konstanten Querdruckspannungen ausgesetzt. Neben der jeweiligen Höhe der Querpressungen waren die Oberflächenbehandlungen der Klemmnute und das Material der Klemmhülse die wichtigsten Versuchsparameter. Weitere Einzelheiten zum Versuchsaufbau und zur -durchführung können aus /29/ und /71/ entnommen werden.

In der Abb. 4.2-6 sind die Ergebnisse der Ausziehversuche mit Klemmhülsen und glatten Klemmplatten für verschiedene Querpressungen p als Mittelwertkurven dargestellt.

Daraus ist eine deutliche Abhängigkeit der Verbundspannungen sowohl von der jeweils anliegenden Querpressung p als auch vom Verschiebungsweg s zu entnehmen. Bei den Kupferklemmhülsen ist die Zunahme der Verbundspannungen bei anwachsendem Verschiebungsweg auf Verschleißerscheinungen an der Hülsenoberfläche zurückzuführen. Dieses Verhalten entspricht den aus der Tribologie bekannten Erscheinungen bei metallischen Reibpartnern unterschiedlicher Härte. Im Gegensatz dazu kann bei stählernen Klemmhülsen von nahezu verschiebungsunabhängigen Verbundspannungen ausgegangen werden. Bei dieser Werkstoffpaarung werden trotz der ca. 2fach höheren Querpressungen nur geringere Verbundspannungen aktiviert. Verschleißspuren waren an den ausgebauten Proben nicht zu erkennen, womit auch die Reibungs- und Verbundcharakteristik stählerner Klemmhülsen erklärt werden kann.

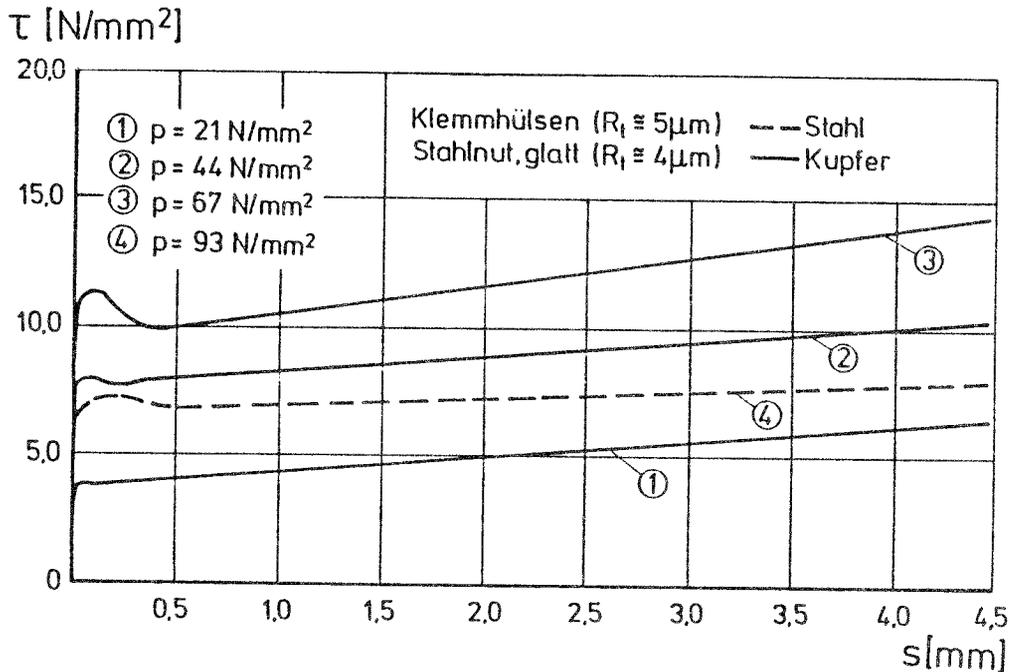


Abb. 4.2-6: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen für Klemmhülsen aus Kupfer und Stahl in technisch glatten Nuten in Abhängigkeit der wirksamen Querverpressung p /29/

Werden anstelle technisch glatter Nuten mit Rauftiefen $R_t = 4 \mu\text{m}$ sandgestrahlte Klemmnuten ($R_t = 40 \mu\text{m}$) verwendet, so sind wesentlich höhere Verbundspannungen zu erwarten. Dieses Verhalten wird grundsätzlich durch die in der folgenden Abbildung dargestellten Ergebnisse von Ausziehversuchen mit Klemmhülsen aus Kupfer und sandgestrahlten Nuten bestätigt.

Bei diesen Versuchen ist ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit zwischen Verbundspannung und Verschiebung zu erkennen. Insbesondere bei höheren Querverpressungen ist mit sogenannten "Anfahrpeaks" zu rechnen, die aufgrund des hohen Formschlußanteils zwischen den relativ weichen Hülsen und den wesentlich härteren Klemmplatten entstehen. Nach dem Überwinden der mechanischen Verzahnung fallen die Verbundspannungen zunächst rasch ab, um dann mit zunehmender Verschiebung wieder anzuwachsen. Der Einfluß der Querverpressung ist bei rauhen Nuten - mit Ausnahme der Anfahrpeaks - offenbar weniger ausgeprägt als bei glatten Nuten.

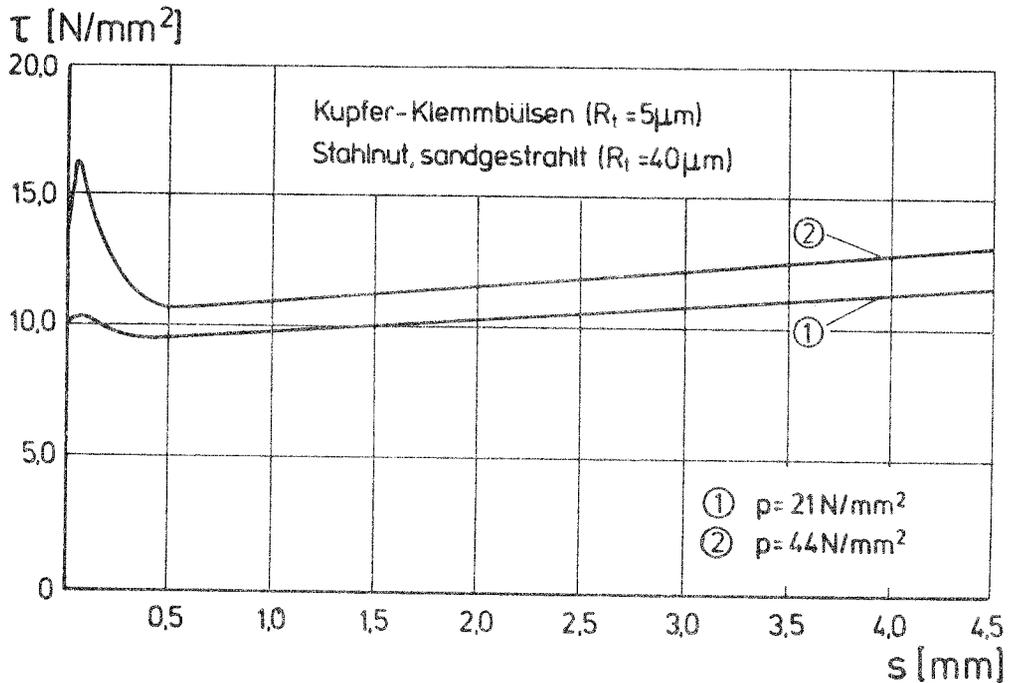


Abb. 4.2-7: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen für Klemmhülsen aus Kupfer in sandgestrahlten Klemmnuten in Abhängigkeit der wirksamen Querpressung p /29/

Die diskutierten Verbundgesetze für technisch glatte Nuten lassen sich gut durch starr-lineare Verbundgesetze anpassen, bei denen der lineare Teil nur von den Verschiebungen s und der starre Teil - entsprechend einer Haftverbundspannung τ_H^* - lediglich von der wirksamen Querpressung p abhängig ist. Derartige Verbundgesetze können wie folgt formuliert werden:

$$\tau(s, p) = \tau_H^*(p) + K_\tau \cdot s \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.26)$$

$$K_\tau = 0,60 \text{ N/mm}^3 \quad (\text{Steigung der Funktionen } \tau = f(s))$$

Die Haftverbundspannungen τ_H^* verhalten sich dabei näherungsweise proportional zu den Querpressungen p :

$$\tau_H^*(p) \approx 0,17 \cdot p \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.27)$$

In gleicher Weise wird auch das Reibungs- und Verbundverhalten von Klemmhülsen in rauhen Stahlnuten rechnerisch erfaßt. Die bei höheren Querpressungen auftretenden "Peaks" werden nur in Einzel-

fällen rechnerisch nach Abb. 4.1-6 und Gl. (4.21) berücksichtigt. Für das insgesamt höhere Verbundspannungsniveau ergeben sich unter der Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Querpressung p und Haftverbundspannung τ_H^* für Verbundgesetze nach Gl. (4.26) die folgenden Eingangswerte:

$$\tau_H^*(p) = 7,5 + 0,07 \cdot p \quad [\text{N/mm}^2]$$

und

$$K_\tau = 0,60 \text{ N/mm}^3$$

Werden zur Herabsetzung der Reibungs- bzw. Verbundkräfte technisch glatte Nuten zusätzlich geschmiert, so sind grundsätzlich andere Verbundverhältnisse als die bisher diskutierten zu erwarten. Die in der nachfolgenden Abbildung dargestellten Verbundspannung-Schlupf-Beziehungen aus /71/ wurden ebenfalls an kurzen Einbettungslängen ($l_v = 3,3 \cdot d_{H\ddot{u}}$) gewonnen. Das Verbundgesetz für höhere Querpressungen ($p = 92,5 \text{ N/mm}^2$) ist den in /30/ mitgeteilten Ergebnissen entnommen.

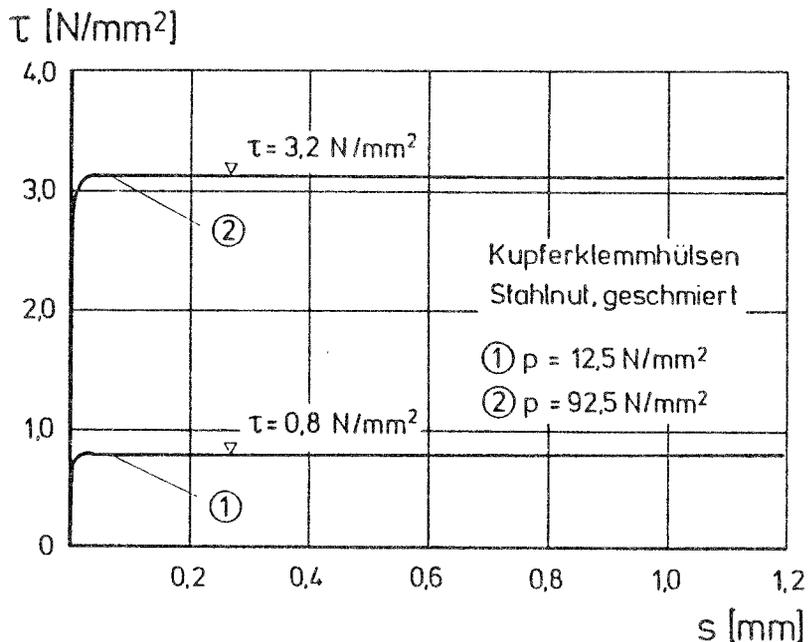


Abb. 4.2-8: Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen für Klemmhülsen aus Kupfer in geschmierten Klemmnuten in Abhängigkeit der wirksamen Querpressung p /30, 71/

Bei geschmierten Klemmnuten liegt demnach ein starr-plastisches Verbundverhalten vor, wobei die Höhe der gleichbleibenden Verbundspannungen nur noch von der wirksamen Querpressung p abhängig ist. Linearisiert man den Einfluß der Querpressung auf die aktivierbaren Verbundspannungen, so läßt sich der folgende Ausdruck angeben:

$$\tau(p) = 0,4 + 0,03 \cdot p \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.28)$$

$$p \geq 10 \text{ N/mm}^2$$

Hiermit sind alle für die weiteren Berechnungen benötigten qualitativen und quantitativen Angaben zum Verbund- und Reibungsverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe und metallischer Anker-
teile vorhanden.

4.3 Überprüfung der theoretischen Ergebnisse anhand experimenteller Untersuchungen

4.3.1 Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen

Zum Studium des Tragverhaltens von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben im Bereich von Endverankerungen wurden vom Verfasser bzw. unter dessen Anleitung zahlreiche Verankerungsversuche durchgeführt, über deren Resultate ausführlich in /30/ berichtet wird.

Die Versuche wurden unter Verwendung der in Abschnitt 3.3 beschriebenen Klemmhülsenverankerung sowohl mit segmentierter Krafteinleitungsstrecke als auch ohne Segmentierung der Hülse vorgenommen.

Der Abbau der Stabkräfte innerhalb der Verankerung wurde anhand von Dehnungsmessungen, die mit Hilfe von parallel zur Faserrichtung auf der Staboberfläche angebrachten Dehnmeßstreifen (DMS) durchgeführt wurden, versuchstechnisch erfaßt (Abb. 4.3-1). Die

DMS waren an vorgegebenen Stellen innerhalb der Einbettungslänge von $L_e = 250$ mm so positioniert, daß zusammen mit den Randbedingungen am Beginn der Verankerung ($\epsilon(x=0) = P/(A_{HLV} \cdot E_{HLV})$) und am Ende der Krafteinleitungsstrecke ($\epsilon(x=L_e) = 0$) die Stabdehnungen an insgesamt 5 Punkten bekannt waren. Mit dem stichprobenartig - ebenfalls durch Längsdehnungsmessungen - im Bereich der freien Prüflängen ermittelten E-Modul konnten damit die Spannungsverläufe in den Stäben entlang der Einbettungslänge polygonartig ermittelt werden.

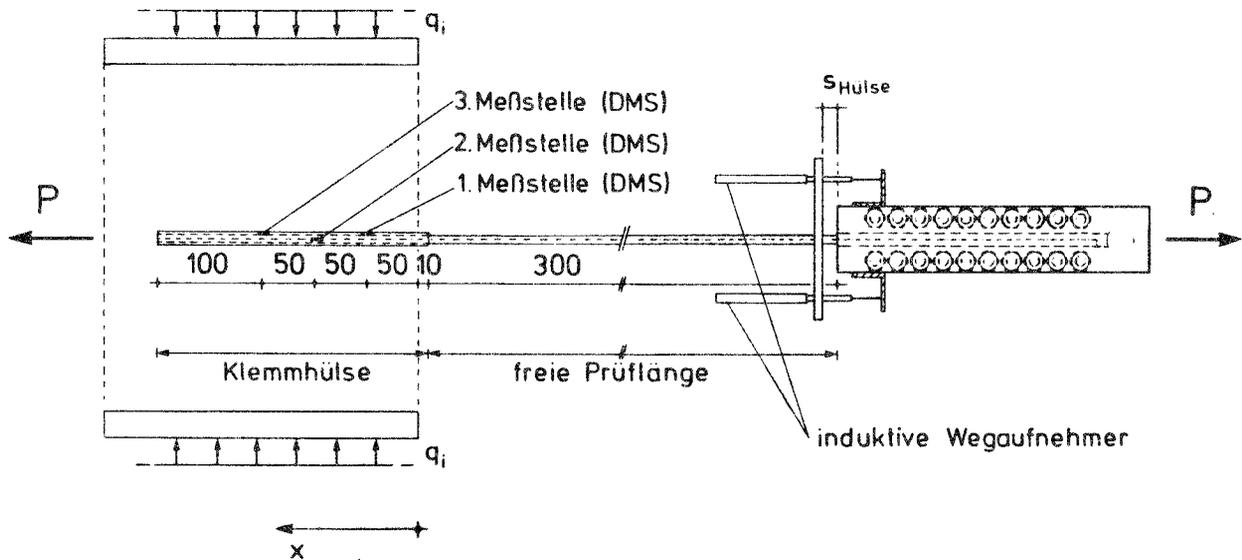


Abb. 4.3-1: Versuchs- und Meßaufbau der Verankerungsversuche nach /30/ (schematisch)

Neben den Längsdehnungen $\epsilon(x)$ wurde auch die Relativverschiebung (Verankerungsschlupf) $s_{H\ddot{u}}$ zwischen Klemmhülse und Klemmplatten meßtechnisch mittels induktiver Wegaufnehmer erfaßt. Die Beziehung zwischen Stabspannung $\sigma(x=0)$ bzw. anliegender Zugkraft P und zugehörigem Verankerungsschlupf $s_{H\ddot{u}}$ kann als globales Beurteilungskriterium für das Tragverhalten der Verankerung betrachtet werden.

Die Klemmkräfte wurden durch kontrolliertes Vorspannen der Schrauben mittels Drehmomentenschlüssel aufgebracht. Die Umsetzung der

Drehmomente in Schraubenkräfte erwies sich als sehr zuverlässig (vergl. /30/).

In Anlehnung an die in Abschnitt 3.3 erarbeitete Funktionsweise der Klemmhülsenverankerung wurden im wesentlichen die folgenden Einflußgrößen untersucht:

- Höhe der wirksamen Querpressung und damit Variation der Verbundcharakteristik
- Oberflächenbeschaffenheit der Klemmnuten (Schmierung, Sandstrahlung)
- Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke

Die Probestäbe wurden kraftgeregelt belastet. Sämtliche Meßdaten wurden mit einer elektrischen Vielstellenmeßanlage bei bestimmten Laststufen erfaßt und rechnergestützt weiter verarbeitet. Die extrem kurzen Standzeiten während der Messungen lassen einen Einfluß der Zeit auf die Meßergebnisse nicht erwarten, so daß die im folgenden angeführten Meßergebnisse die Verhältnisse bei Kurzzeitbelastung wiedergeben. Weitere Details zum Versuchsaufbau und -ablauf können den ausführlichen Angaben in /30/ entnommen werden.

4.3.2 Vergleich theoretischer Ergebnisse mit Versuchsergebnissen

Zur rechnerischen Ermittlung der Spannungen $\sigma_i(x)$, Verbundspannungen $\tau_i(x)$ und Schlupfwerte $s_i(x)$ entlang der Einbettungslänge wurden die im Abschnitt 4.1 hergeleiteten Beziehungen in die Rechenprogramme ANKN und ASEG umgesetzt. Die vom Verfasser entwickelten Programme sind in Fortran V geschrieben und laufen auf einer Cyber 835. Die grafische Darstellung der Rechenergebnisse wurde mit Hilfe des Grafik-Software-Paketes des Rechenzentrums der Universität Stuttgart vorgenommen.

Bei den im folgenden wiedergegebenen Rechenergebnissen wurden die aus Versuchen abgeleiteten Verbundgesetzmäßigkeiten nach Abschnitt 4.2 verwendet. Dies bedeutet, daß die durch die Messungen mit DMS und entsprechenden elektrischen Zuleitungen gestörten Verbund- und Steifigkeitsverhältnisse im Krafteinleitungsbereich nicht durch Abschätzung oder Anpassung der Eingangswerte berücksichtigt wurden. Dieser Weg wurde bewußt gewählt, da die Überprüfung eines Rechenmodelles mit geschickt gewählten Eingangswerten nach dem Prinzip des "best fit" in der Regel wenig aussagekräftig ist.

Daher sind vor allem quantitative Unterschiede zwischen den Ergebnissen aus den Versuchen einerseits und den Berechnungen andererseits zu erwarten. Jedoch sind - unter Vorwegnahme der Ergebnisse - die Stabspannungsverteilungen in Abhängigkeit vom jeweiligen Prüfparameter so signifikant ausgeprägt, daß ein qualitativer Vergleich zwischen Rechnung und Versuch Aussagen zur Brauchbarkeit des Rechenmodells zuläßt. Im Gegensatz dazu ist bei der Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehungen ein direkter Vergleich möglich, da die Schlupfmessungen an praktisch ungestörten Verankerungsquerschnitten vorgenommen werden konnten /30/.

Vergußmasse und Klemmhülse werden bei den Berechnungen wegen des praktisch starren Verbundes zwischen beiden Materialien (vergl. Abschn. 3.3) als ein ideeller Querschnitt aufgefaßt. Für die in Tabelle 4.3-1 aufgeführten Kennwerte wird bei der Bestimmung der ideellen Querschnittswerte über die Beziehung

$$A_i = A_{Hü} + \frac{E_{Ha}}{E_{Hü}} \cdot A_{Ha} \quad (4.29)$$

von einem Elastizitätsmodul des Vergußmörtels $E_{Ha} = 5000 \text{ N/mm}^2$ und einer Querschnittsfläche von $A_{Ha} = 47 \text{ mm}^2$ ausgegangen.

Das unter hoher Belastung nicht lineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Klemmhülsen wird dabei mit Hilfe eines bilinearen Werkstoffgesetzes beschrieben (vergl. Abb. 4.3-2).

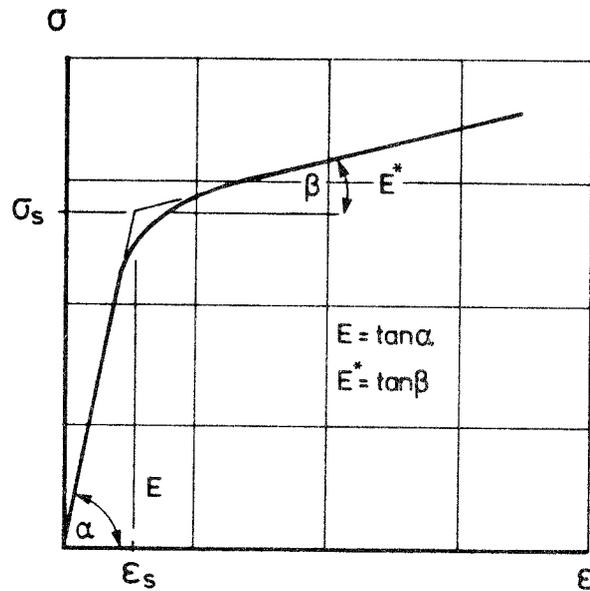


Abb. 4.3-2: Bilineares Werkstoffgesetz zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens der Klemmhülsen

Für die Berechnungen wurden die in der Tabelle 4.3-1 wiedergegebenen Materialkennwerte, Flächen- und Abmessungsgrößen verwendet.

Größe	Einheit	Glasfaserstab	Klemmhülse
E-Modul	N/mm ²	52.000	110.000
E*	N/mm ²	-	2.000
σ _s	N/mm ²	-	270
ε _s	o/o	-	2,45
β _Z	N/mm ²	1.600	350
ε _u	o/o	33	42,5
A	mm ²	44,2	24,5
u	mm	23,6	35

Tab. 4.3-1: Eingangsgrößen für die Vergleichsberechnungen

Bei den Spannungsverteilungen σ_{HLV} werden aus Übersichtsgründen nur die gemessenen und gerechneten Ergebnisse für eine Belastung

in Höhe der Gebrauchsspannung wiedergegeben. Die rechnerische Bestimmung der Kraft-Schlupf-Beziehungen erfolgte unter Zugrundelegung mehrerer Lastniveaus.

In der Abbildung 4.3-3 sind die aus den Versuchen ermittelten Stabspannungen σ_{HLV} entlang der Einbettungslänge L_e als Mittelwerte aus mindestens $n = 3$ Versuchen den berechneten Spannungen gegenübergestellt. Bei dieser Variante kamen im Versuch Klemmhülsen aus Kupfer und unbehandelte bzw. technisch glatte Klemmnuten (vergl. Abschnitt 4.2.3) zum Einsatz. Die gewählten Klemmkräfte bzw. Querpressungen p entsprachen mittleren Verhältnissen und waren in ihrer Höhe gleichmäßig über die Verankerungslänge verteilt.

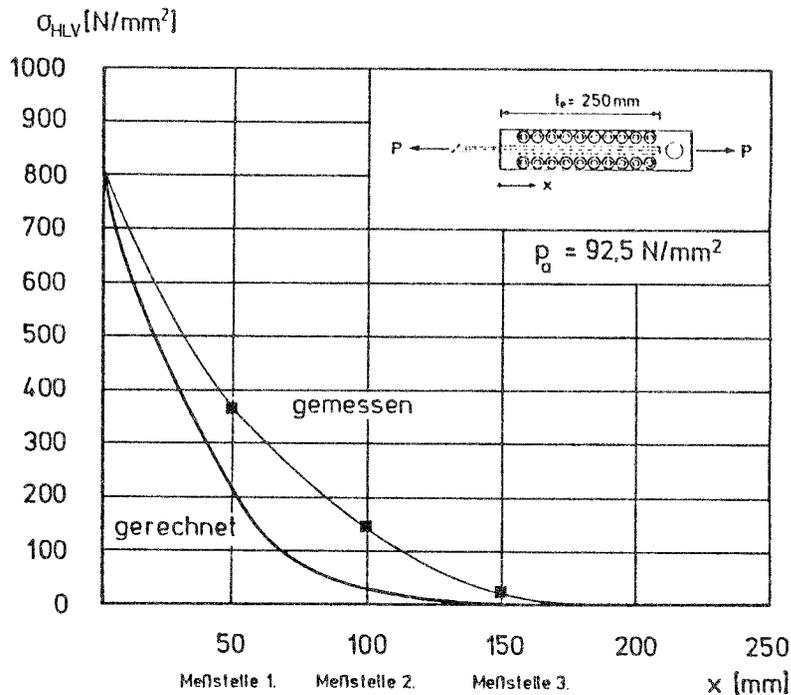


Abb. 4.3-3: Experimentell und rechnerisch ermittelte Spannungsverteilung σ_{HLV} entlang der Einbettungslänge L_e

Erwartungsgemäß werden die Stabspannungen nicht linear über die Verankerungslänge abgebaut. Während am Beginn der Krafteinleitungsstrecke vergleichsweise hohe Spannungsgradienten erkennbar sind, werden die Spannungsverläufe im mittleren und hinteren Teil der Verankerung deutlich flacher. So ist bei einer anliegenden Stabspannung von $\sigma_{HLV} \approx 800 \text{ N/mm}^2$ bereits nach einer Eintragungslänge von $x = 50 \text{ mm}$ deutlich mehr als die Hälfte der am Beginn

der Verankerung vorhandenen Zugkraft in den Ankerkörper eingeleitet.

Man erkennt, daß die aus den Versuchen ermittelten und gerechneten Spannungsverteilungen qualitativ ähnlich sind. Der höhere Spannungsgradient der theoretisch ermittelten Kurve ist auf den Ansatz eines ungestörten und in voller Höhe wirksamen Verbundes zwischen HLV-Stab und Klemmhülse zurückzuführen.

Bei der Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehungen zeigt sich eine quantitativ wesentlich bessere Übereinstimmung (Abb. 4.3-4).

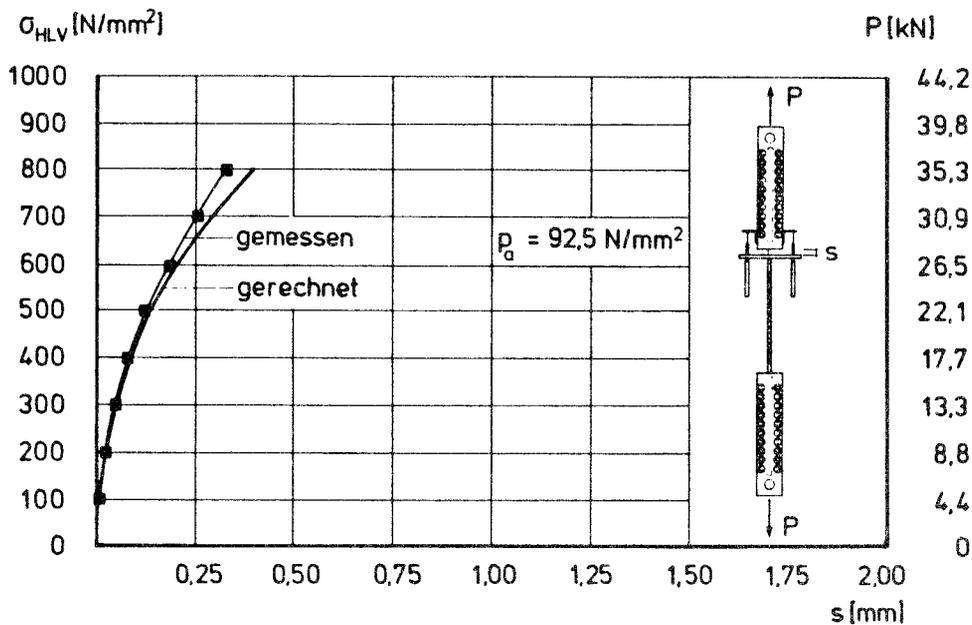


Abb. 4.3-4: Experimentell und rechnerisch ermittelte Kraft-Schlupf-Beziehung

Mit zunehmender Belastung bzw. Ankerkraft ist demnach mit einem überproportionalen Anwachsen der Schlupfwerte zu rechnen.

Der Einfluß der äußeren Querpressung auf die Verteilung der einzuleitenden Stabspannungen kann anhand der folgenden Abbildung 4.3-5 verdeutlicht werden.

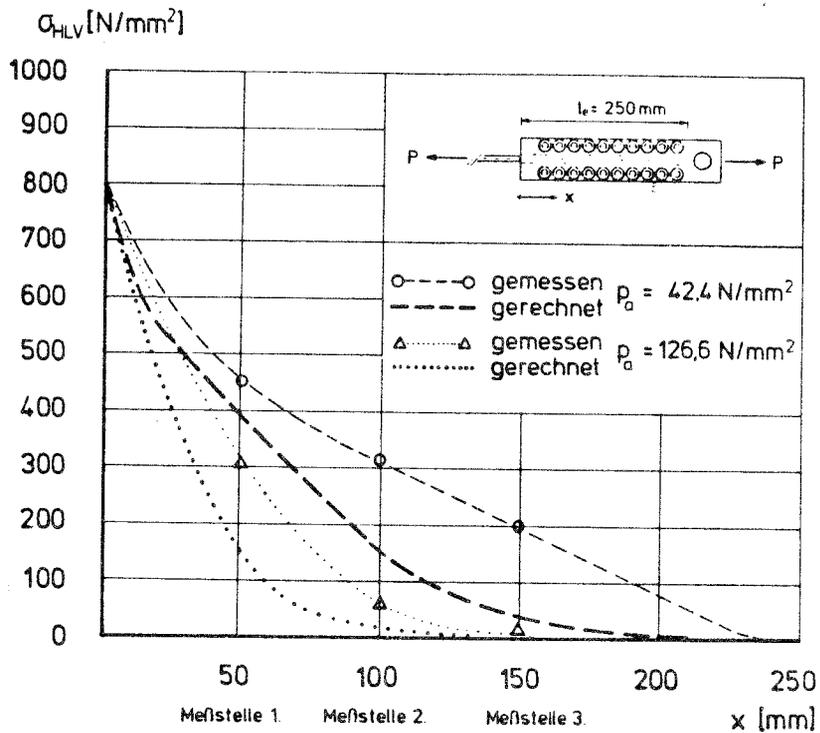


Abb. 4.3-5: Spannungsverteilung σ_{HLV} entlang der Einbettungslänge L_e in Abhängigkeit der wirksamen äußeren Querpressung p

Es zeigt sich, daß bei geringen Querpressungen auch nur geringe Spannungsgradienten vorhanden sind. Demzufolge steigt die zur Einleitung der anliegenden Zugkräfte benötigte Verankerungslänge an. Höhere Querpressungen führen zu einem steileren Spannungsverlauf entlang der Einbettungslänge, woraus sich eine geringere erforderliche Verankerungslänge ergibt. Die gute qualitative Übereinstimmung der experimentell und rechnerisch ermittelten Spannungsverläufe $\sigma_{HLV}(x)$ bestätigt zudem die Richtigkeit der Annahmen bezüglich des Einflusses äußerer Querpressungen auf die Verbundgesetze (vergl. Abschn. 4.2.2 und 4.2.4).

Die zugehörigen Kraft-Schlupf-Diagramme sind in der Abbildung 4.3-6 gegenübergestellt.

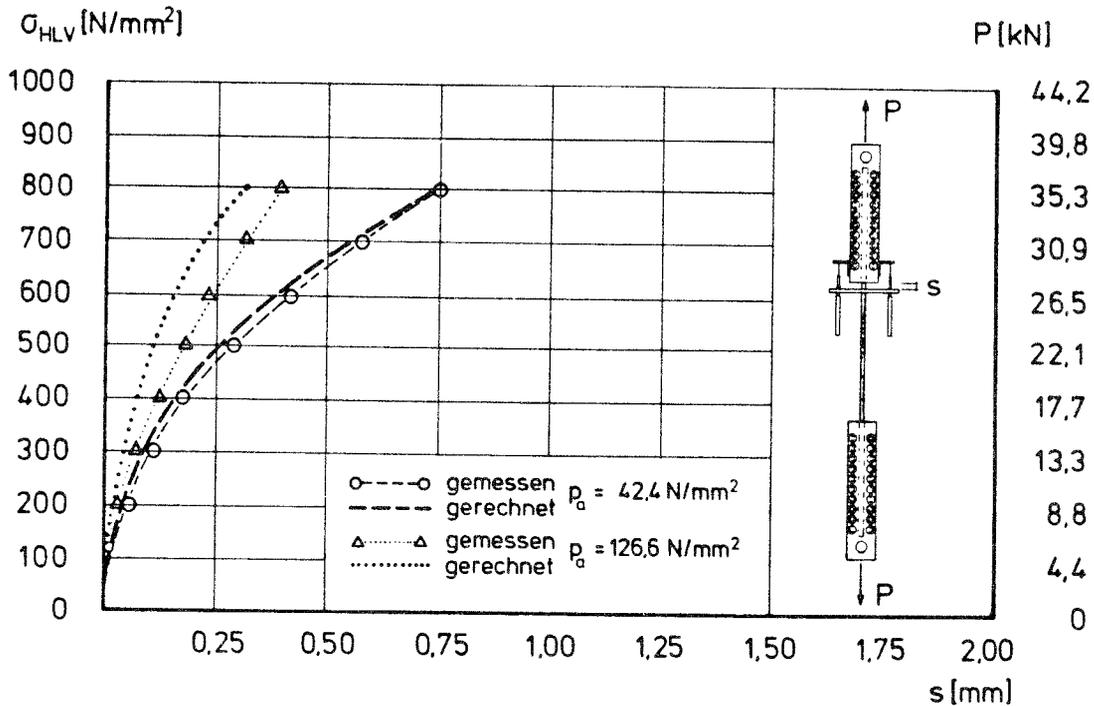


Abb. 4.3-6: Einfluß der äußeren Querpressungen p auf den Verankerungsschlupf s

Daraus ist zu entnehmen, daß bei geringen Querpressungen - unter sonst gleichen Bedingungen - die notwendigen Verbundspannungen zur Krafteinleitung in die Verankerung erst mit vergleichsweise hohen Relativverschiebungen zwischen Klemmplatten und Klemmhülse aktiviert werden können.

Der Einfluß einer Oberflächenbehandlung der Klemmnuten auf die Spannungsverteilung entlang der Einbettungslänge wird in der Abbildung 4.3-7 deutlich. Dort sind die Stabspannungsverläufe für bereichsweise geschmierte und sandgestrahlte Klemmnutenoberflächen gegenübergestellt.

Aus der Darstellung ist zu entnehmen, daß bei geschmierten Nuten nach einem anfänglich vergleichsweise starken Spannungsabbau die infolge Schmierung niedrigen Verbundspannungen zwischen Klemmhülse und Klemmplatten lediglich die Einleitung relativ geringer Stabkräfte erlauben. Im ungeschmierten Bereich der Klemmplatten ($x > 100 \text{ mm}$) erfolgt die Krafteinleitung wieder rascher, was durch die größere Neigung des Stabspannungsverlaufes zum Ausdruck kommt.

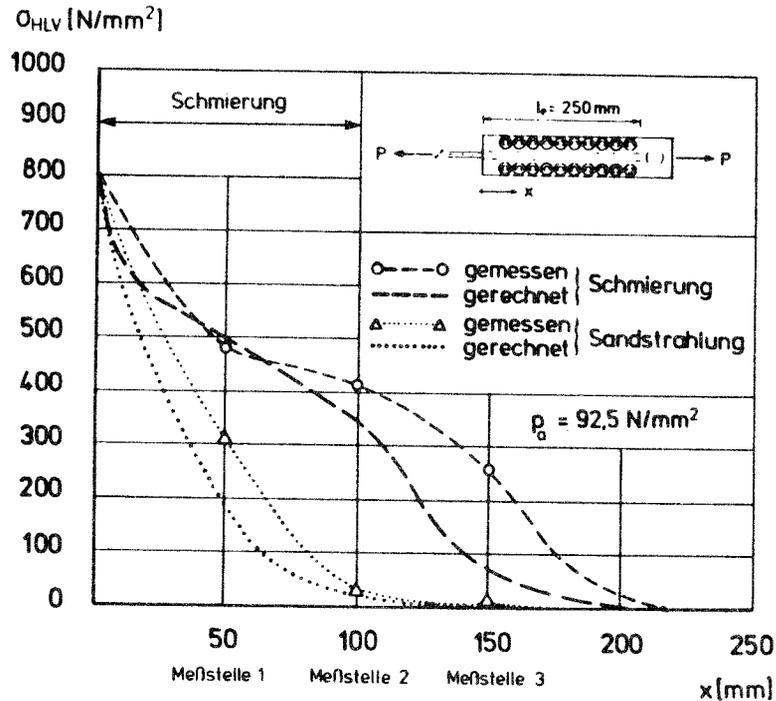


Abb. 4.3-7: Spannungsverteilung σ_{HLV} entlang der Einbettungslänge L_e in Abhängigkeit der Oberflächenbeschaffenheit der Klemmplatten (Schmierung, Sandstrahlung)

Bei sandgestrahlten Oberflächen werden die Stabkräfte auf einer wesentlich kürzeren Strecke in den Ankerkörper eingeleitet. Dies wird besonders an den Spannungswerten der Meßstelle 2 ($x = 100$ mm) deutlich. Dort sind bereits mehr als 95 % der am Verankerungsbeginn angreifenden Zugkraft in die Verankerung eingeleitet.

Die zugehörigen Zusammenhänge zwischen Ankerkraft und Schlupf der Klemmhülsen zeigen ebenfalls eine ausgeprägte Abhängigkeit von Art und Beschaffenheit der Oberfläche der Klemmplatten. In der Abbildung 4.3-8 sind die entsprechenden Kraft-Schlupf-Kurven für bereichsweise geschmierte Klemmnuten gegenübergestellt. Meßwerte für sandgestrahlte Klemmplatten liegen nicht vor.

Wie erwartet, führen die infolge der Schmierung wesentlich herabgesetzten Verbundspannungen zwischen Klemmhülse und Klemmnuten zu erheblich höheren Schlupfwerten. Im Gebrauchslastbereich erreicht der Verankerungsschlupf bei bereichsweise geschmierten Nuten im Vergleich zu sandgestrahlten etwa den 3,3fachen Wert.

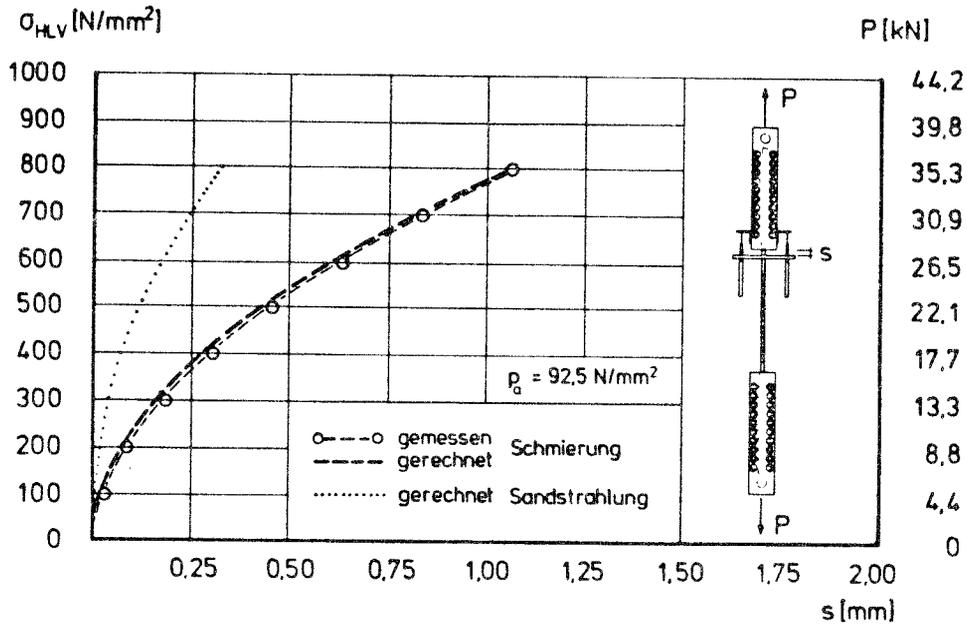


Abb. 4.3-8: Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit der Klemmplatten auf den Verankerungsschlupf s

Ein den geschmierten Ankerteilen ähnliches Verhalten zeigen segmentierte Klemmhülsen (Abb. 4.3-9).

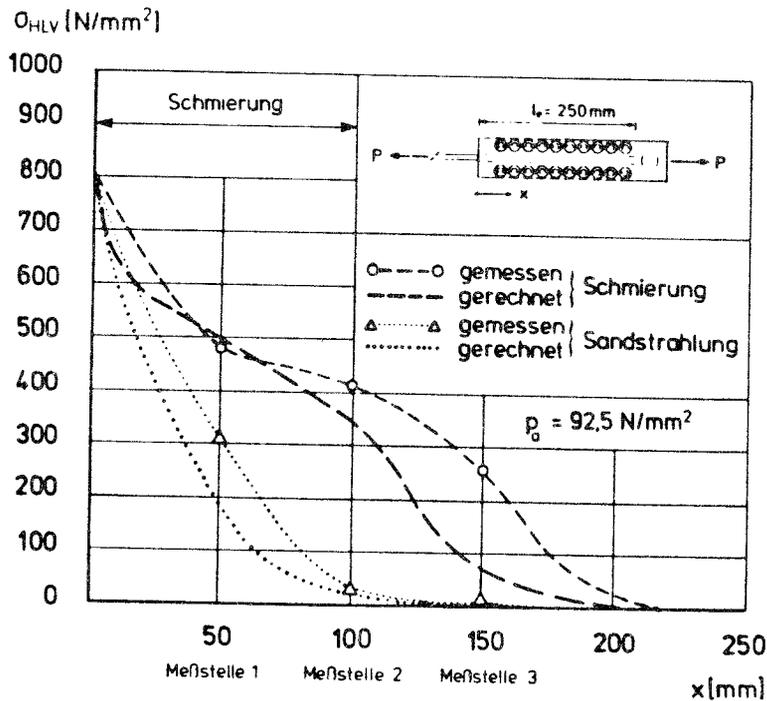


Abb. 4.3-9: Spannungsverteilung σ_{HLV} entlang der Einbettungslänge L_e bei segmentierter Krafteinleitungsstrecke

Daraus ist zu erkennen, daß bei segmentierten Klemmhülsen eine vergleichsweise "schonende" Krafteinleitung in die Glasfaserstäbe erfolgt. Eine bereichsweise Schmierung unterstützt dabei den relativ geringen Abbau der Stabspannungen. Die jeweiligen Einleitungslängen sind im Vergleich zu nicht segmentierten Klemmhülsen deutlich größer. Die Form des gerechneten Stabspannungsverlaufes ergibt sich aufgrund der Funktionsweise der Verankerung für 10 mm lange Segmente (vergl. Abschn. 4.4).

Eine Gegenüberstellung der zugehörigen Kraft-Schlupf-Beziehungen zeigt die erwarteten größeren Schlupfwerte bei segmentierten und zusätzlich geschmierten Klemmhülsen (Abb. 4.3-10).

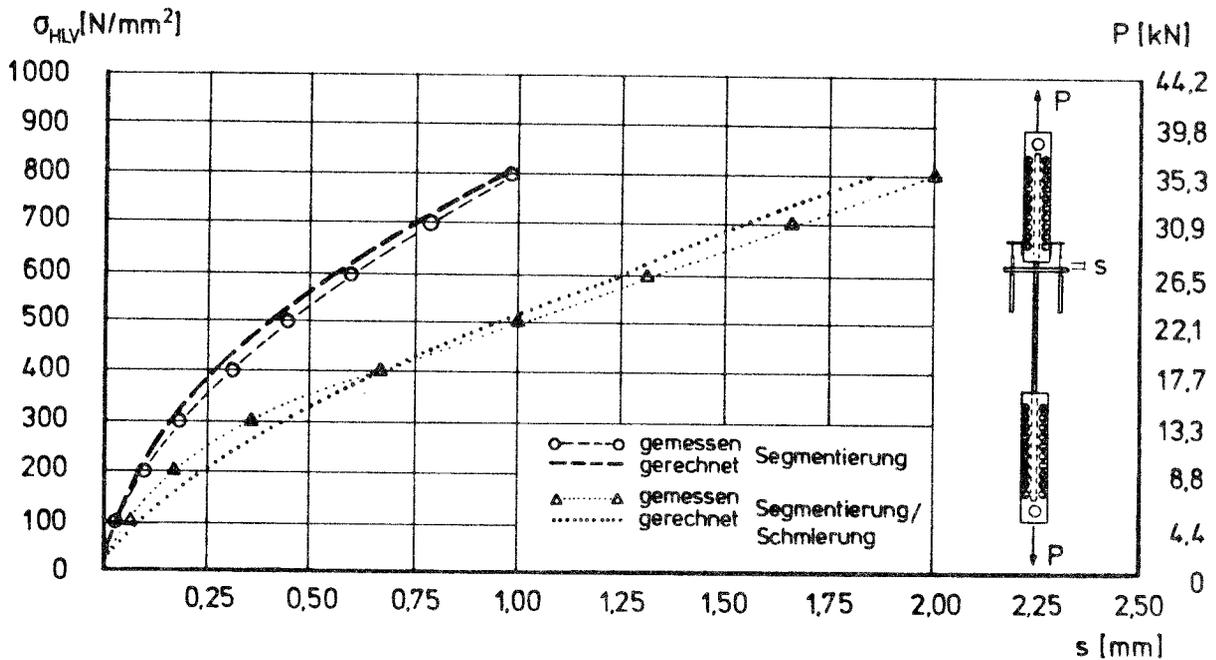


Abb. 4.3-10: Einfluß einer Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke auf den Verankerungsschlupf s

Man erkennt, daß geringe Stabspannungsgradienten (vergl. Abb. 4.3-9) mit hohen Schlupfwerten zwischen Ankerkörper und Klemmhülsen einhergehen. Im Gebrauchslastbereich sind die Schlupfwerte segmentierter und zusätzlich geschmierter Klemmhülsen etwa um den Faktor 6,5 höher als bei unbehandelten Ankerteilen (vergl. Abb. 4.3-4).

Tendenziell ist eine gute quantitative und qualitative Übereinstimmung bei den im Versuch überprüften und nachgerechneten Spannungsverläufen und Kraft-Schlupf-Linien festzustellen. Die Spannungsverteilungen σ_{HLV} zeigen - entsprechend den jeweils untersuchten Einflußparametern - beim Vergleich zwischen Versuch und Rechnung in den charakteristischen Bereichen gleichartiges Verhalten. Bei der segmentierten Krafteinleitungsstrecke sind Versuchs- und Rechenwerte nahezu identisch, was auf die für diese Verankerungsvariante geringen Einflüsse aus Versuchs- und Meßtechnik und damit auf praxisnähere Rechenannahmen zurückzuführen ist. Die Zusammenhänge zwischen Ankerkraft und zugehörigem Verankerungsschlupf lassen sich, wie erwartet, aufgrund der durch die Messungen nahezu unbeeinflussten Verhältnisse rechnerisch sehr gut erfassen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß das hergeleitete Rechenmodell aufgrund der guten qualitativen und quantitativen Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung geeignet ist, die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$, $s_i(x)$ und die daraus resultierenden Materialbeanspruchungen nach Ort und Größe zu bestimmen. Auf der Basis dieses positiven Ergebnisses werden vom Verfasser im folgenden Abschnitt Parameterstudien zum Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen durchgeführt.

4.4 Untersuchung der maßgebenden Einflußfaktoren auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ im Verankerungsbereich

4.4.1 Allgemeine Vorüberlegungen und Diskussion der Verteilungsfunktionen

Bei den im folgenden vorgestellten rechnerisch ermittelten Ergebnissen wurden in der Regel die in der Tabelle 4.4-1 angegebenen Lastniveaus untersucht.

Ankerkraft P [kN]	Belastung σ_{HLV} [N/mm ²]	Bezogene Belastung σ_{HLV}/β_z
17,7	400	0,25
35,4	800	0,50
48,6	1100	0,70
70,0	1600	1,00

Tabelle 4.4-1: Gewählte Lastniveaus

Im Hinblick auf eine praktische Anwendung sind dabei die Belastungen in Höhe der Gebrauchslast ($\sigma_{HLV} \approx 800 \text{ N/mm}^2$) und auf dem Niveau der Dauerstandfestigkeit ($\sigma_{HLV} \approx 1100 \text{ N/mm}^2$) von besonderem Interesse. Belastungen in Höhe der Zugfestigkeit des Glasfasermaterials wurden mit dem Ziel untersucht, zu überprüfen, ob die maximal mögliche Stabkraft unter den gewählten Randbedingungen überhaupt verankert werden kann.

Bei den vom Verfasser bzw. unter dessen Betreuung in /55/ durchgeführten Untersuchungen erschien es zweckmäßig, von mittleren Verbundverhältnissen auszugehen (Abb. 4.4-1), d. h. der Einfluß der äußeren Querpressungen auf die Verbundgesetze wurde nicht bei allen Werkstoffkombinationen (vergl. Abschn. 4.2.2) explizit berücksichtigt.

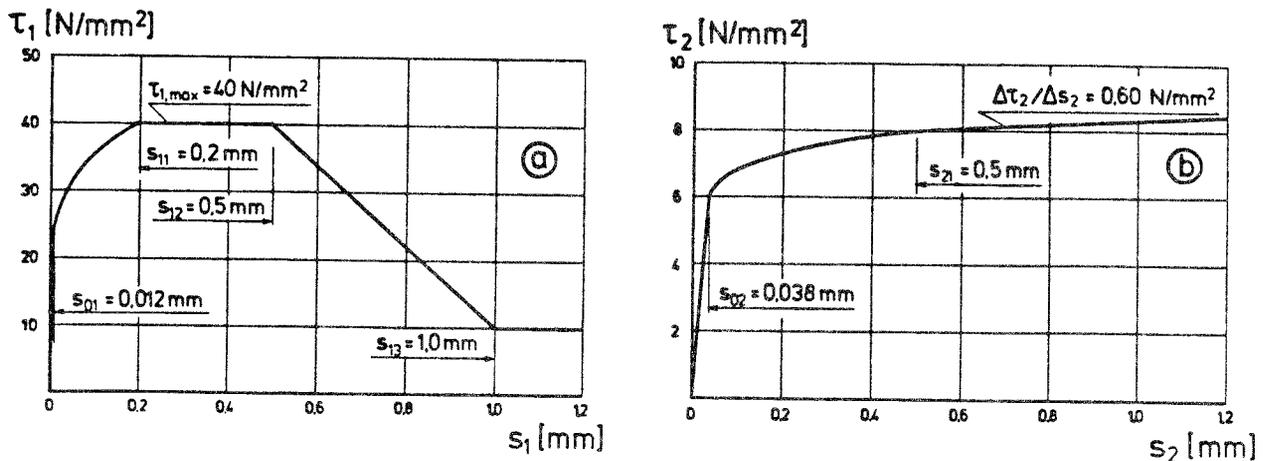


Abb. 4.4-1: Verwendete Verbundgesetze für Glasfaserstäbe (a) und Klemmhülsen (b)

Weiterhin wurde aus Gründen der Vereinfachung auch für das Klemmhülsenmaterial ein lineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten angenommen. Hieraus resultieren zwar zum Teil sehr hohe Hülsenzugspannungen, jedoch zeigen umfangreiche Vergleichsrechnungen mit bilinearem Werkstoffgesetz, daß deren Einfluß auf die Verteilungsfunktionen - insbesondere auf die Beanspruchungen des Glasfasermaterials - von untergeordneter Bedeutung ist. Alle übrigen Rechenannahmen und Eingangswerte, mit Ausnahme der jeweils variierten Parameter, wurden nach Tabelle 4.3-1 gewählt. In den nachfolgenden Abbildungen sind alle das Glasfasermaterial betreffenden Größen gemäß Abschnitt 4.1.3 mit dem Index "1" gekennzeichnet. Die Verteilungsfunktionen mit dem Verbundquerschnitt aus Vergußmasse und Klemmhülse sind entsprechend mit dem Index "2" bezeichnet.

In der Abbildung 4.4-2 sind die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ für die Verhältnisse bei einer Klemmhülsenverankerung (vergl. Abb. 3.3-2) mit glatten Klemmnuten und einteiligen Klemmhülsen in Abhängigkeit der jeweiligen Belastungshöhe bzw. Ankerkraft dargestellt. Die Verteilungen für Belastungen bis in Höhe der Dauerstandfestigkeit sind untereinander sehr ähnlich

Beanspruchungen des Glasfasermaterials

Beanspruchungen der Klemmhülsen

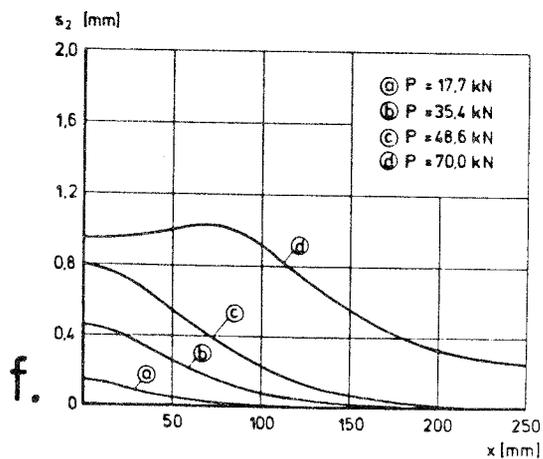
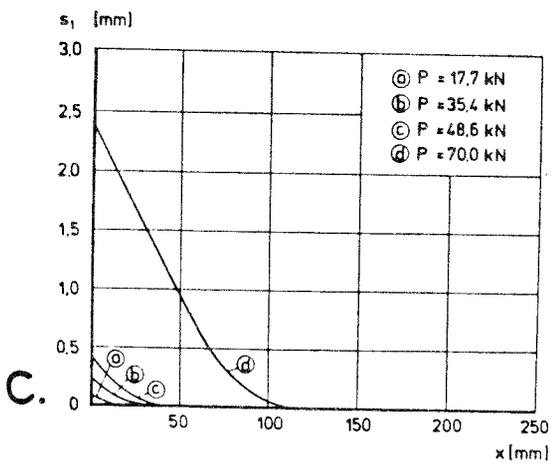
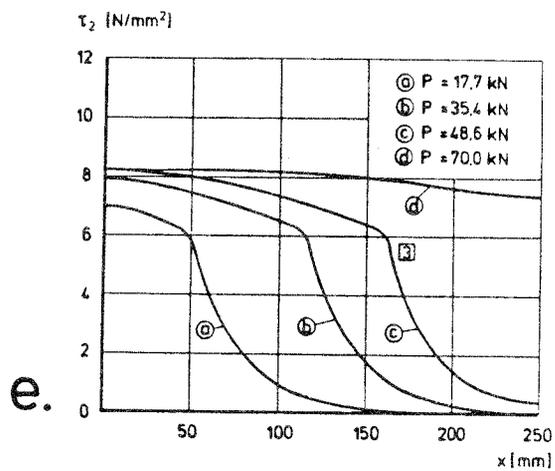
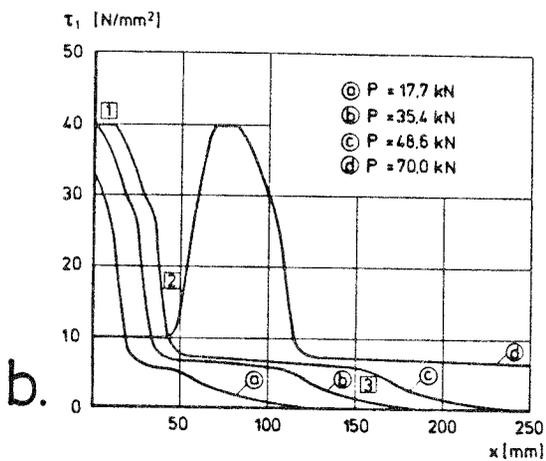
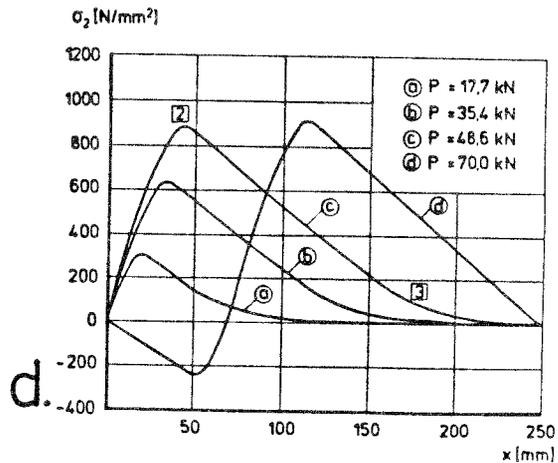
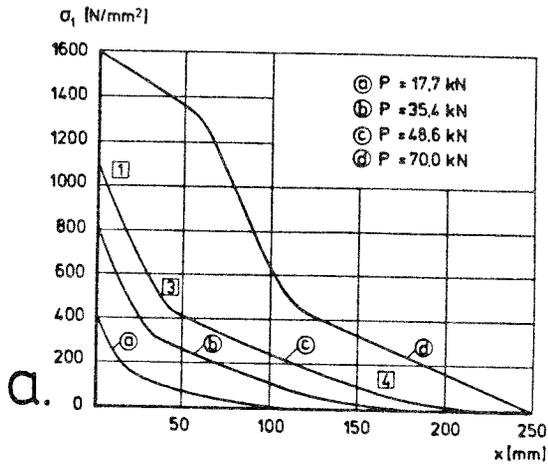


Abb. 4.4-2: Spannungen $\sigma_i(x)$ (a., b.), Verbundspannungen $\tau_i(x)$ (c., d.) und Relativverschiebungen $s_i(x)$ (e., f.) in Abhängigkeit der Belastungshöhe

(Kurven a, b, c). Signifikante Änderungen ergeben sich erst bei Ankerkräften in Höhe der Bruchlast des Materials (Kurve d). Zur Verdeutlichung des Tragverhaltens sind in den Verteilungsfunktionen $\sigma_1(x)$ und $\tau_1(x)$ für eine Ankerkraft von $P = 48,6 \text{ kN}$ einige markante Punkte gekennzeichnet (Kurve c).

Am Beginn der Krafteinleitungsstrecke (Punkt "1") erfolgt ein starker Spannungsabbau der Stabspannung σ_1 . Hier herrschen gleichzeitig hohe Verbundspannungen τ_1 , die aber ebenfalls rasch abklingen (Punkt "2"). Die Hülsenlängsspannungen σ_2 haben hier ihr absolutes Maximum erreicht, was bedeutet, daß die in die Ankerplatten örtlich über den Verbund τ_2 eingeleitete Kraft größer als die über den Verbund τ_1 zwischen Glasfaserstab und Vergußmörtel auf die Klemmhülse übertragene Kraft ist (vergl. Gl. (4.15)). Für größere Einbettungslängen ($x > x("2")$) klingen die Verteilungsfunktionen ähnlich ab. Eine Änderung der Verläufe ergibt sich nur noch dann, wenn die Verschiebungen s_2 zwischen Klemmplatten und Hülsen auf sehr kleine Werte ($s_2 \leq 0,03 \text{ mm}$) abgebaut werden, da hier der aufsteigende Ast des Verbundgesetzes $\tau_2 = f(s_2)$ (vergl. Abb. 4.4-1) aus rechentechnischen Gründen als Gerade definiert wird (Punkt "3").

Ein prinzipiell anderer Verlauf der Verteilungsfunktionen stellt sich bei einer Ankerkraft in Höhe der Bruchlast der Glasfaserstäbe ein (Kurve d). In diesem Fall wird der Verbund τ_1 zwischen Stab und Vergußmasse bzw. Klemmhülse derart stark beansprucht, daß nach dem Überschreiten des Verbundspannungsmaximums lediglich eine auf Reibung beruhende Verbundrestfestigkeit aktiviert werden kann (vergl. Abb. 4.4-1). Demzufolge ergibt sich am Verankerungsbeginn eine geringere Abnahme der Spannungen $\sigma_1(x)$. Die Stabspannungen werden aufgrund der konstanten Höhe der Verbundspannungen so lange geradlinig abgebaut, bis nach einer Einbettungslänge von etwa $x = 50 \text{ mm}$ die Schlupfwerte s_1 so weit verringert worden sind, daß die Verbundspannungen $\tau_1(x)$ bis auf ihren maximalen Wert ansteigen und damit zu einem stärkeren Abbau der Spannungen σ_1 führen. Da die Fläche unter der Funktion $\tau_1(x)$ der an der Stelle $x = 0$ angreifenden Stabkraft entspricht, muß beim vorliegenden Verbundgesetz $\tau_1 = f(s_1)$ der Schlupf s_1 im Ver-

gleich zu niedrigeren Ankerkräften deutlich ansteigen. Gegenüber dem Gebrauchslastzustand ($P = 35,4 \text{ kN}$) ergibt sich im Bruchzustand ein etwa um den Faktor 10 größerer Wert für den Schlupf s_1 .

Die Verteilungsfunktionen $\sigma_2(x)$, $\tau_2(x)$ und $s_2(x)$ weisen im Bruchlastzustand gleichfalls einen interessanten Verlauf auf. Aus Gleichgewichtsgründen muß auch das Integral der Funktion $\tau_2(x)$ die an der Stelle $x = 0$ einzuleitende Stabkraft ergeben. Die daraus resultierenden Verbundkräfte T_2 sind betragsmäßig größer als die infolge der vergleichsweise niedrigen Verbundrestfestigkeit τ_{1R} hervorgerufenen Verbundkräfte T_1 , so daß sich ein negativer Spannungszuwachs $\Delta\sigma_2$ ergibt. Die Klemmhülse wird deshalb infolge der unterschiedlichen Verbundbeanspruchungen im vorderen Teil der Einleitungslänge gestaucht. Ein positiver Spannungszuwachs $\Delta\sigma_2$ in der Klemmhülse ist erst mit deutlich höheren Verbundspannungen τ_1 zu verzeichnen. Aus diesen Gründen liegt der Ort der maximalen Relativverschiebung s_2 zwischen Klemmplatten und Hülse nicht am Verankerungsbeginn ($x = 0$), sondern an der Stelle des Nulldurchgangs der Funktion $\sigma_2(x)$ bei einer Einbettungslänge von etwa $x = 70 \text{ mm}$. Für größere Einbettungslängen verlaufen die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ ähnlich wie die bereits diskutierten Verteilungen bei geringeren Ankerkräften.

Im folgenden wird untersucht, ob und ggf. in welchem Maße die Verteilungen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ und die daraus resultierenden Materialbeanspruchungen durch die Variation einzelner Parameter beeinflußt werden können. Zu diesem Zweck werden die für eine Belastung in Höhe der Gebrauchslast berechneten Längsspannungs-, Verbundspannungs- und Relativverschiebungsverläufe entlang der Einbettungslänge einander gegenübergestellt und diskutiert.

4.4.2 Einfluß der Klemmhülsensteifigkeit

Bei den in der Abb. 4.4-3 dargestellten Ergebnissen wurde unter sonst gleichen Bedingungen der Elastizitätsmodul der Klemmhülsen zwischen $E_2 = 40.000 \text{ N/mm}^2$ und $E_2 = 210.000 \text{ N/mm}^2$ variiert.

Der Einfluß auf den Verlauf der Stabspannungen $\sigma_1(x)$ im vorderen Bereich der Krafteinleitungsstrecke ($0 < x < 20$) ist wenig ausgeprägt. Mit zunehmender Einbettungslänge x werden die Spannungsgradienten $d\sigma_1/dx$ bei weicheren Klemmhülsen jedoch rasch geringer. Die Verbundspannungen τ_1 am Verankerungsbeginn ($x = 0$) nehmen ebenso wie die Relativverschiebungen s_1 mit geringer werdenden Hülsensteifigkeiten ab.

Bei den Klemmhülsenbeanspruchungen $\sigma_2(x)$ und den zugehörigen Verschiebungen $s_2(x)$ zeigen sich bei der Variation der E-Moduln deutliche Unterschiede. Während bei abnehmenden Elastizitätsmoduln der Klemmhülsen die Hülsenspannungen geringer werden, wachsen die Verschiebungen zwischen Klemmhülsen und Klemmplatten stark an.

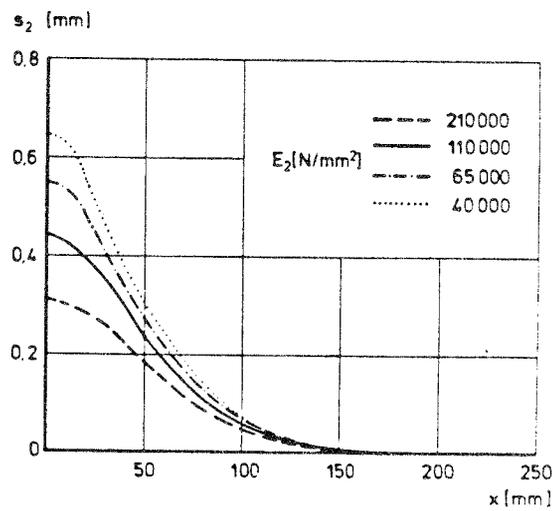
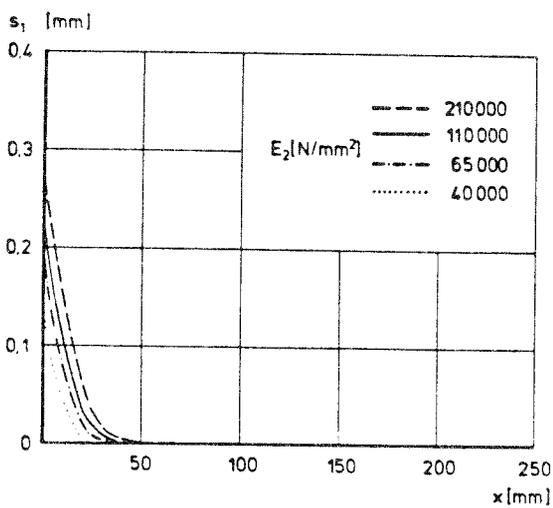
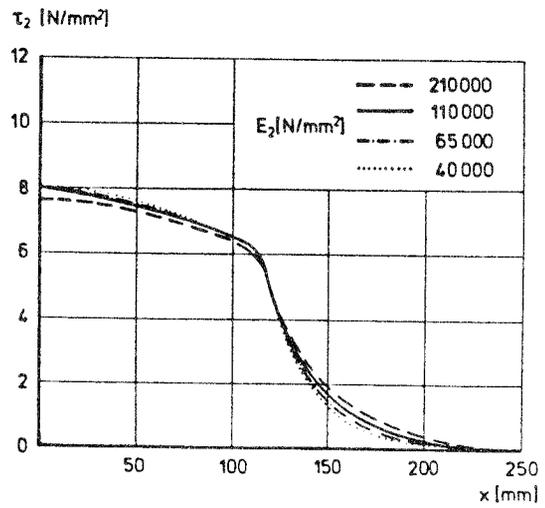
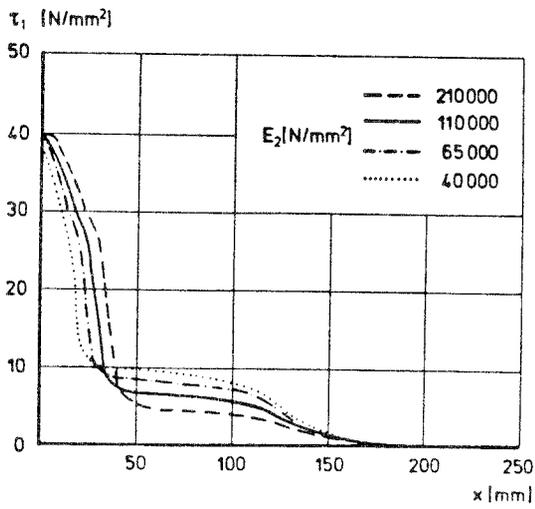
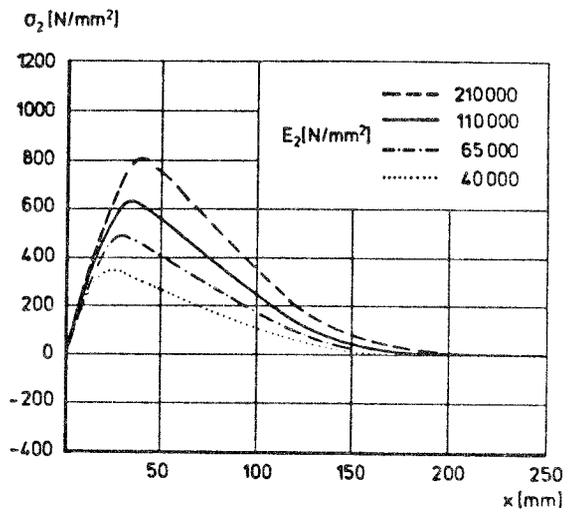
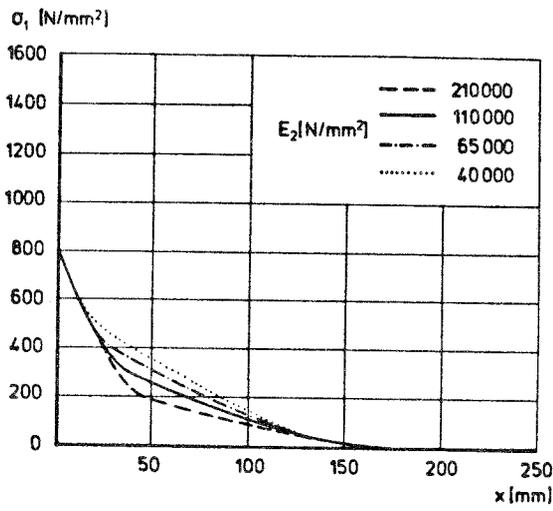


Abb. 4.4-3: Einfluß der Klemmhülsenelastizitätsmoduln E_2 auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$

Eine Steifigkeitsänderung läßt sich bei gleichbleibendem E-Modul auch durch eine Änderung der für die Krafteinleitung zur Verfügung stehenden Hülsenquerschnittsfläche herbeiführen.

Aus diesem Grunde wurde untersucht, welchen Einfluß eine Verringerung bzw. Erhöhung der auf eine Querschnittsfläche von rd. $A_2 = 20 \text{ mm}^2$ bezogenen Hülsenquerschnittsfläche $A_2^* = A_2/20$ auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_1(x)$, $\tau_1(x)$ und $s_1(x)$ ausübt. In der Abb. 4.4-4 sind die Ergebnisse dieser Berechnungen wiedergegeben.

Man erkennt, daß eine Verringerung der Hülsenquerschnittsfläche zu hohen Hülsenspannungen σ_2 bei gleichzeitiger Verlagerung des Spannungsmaximums $\sigma_{2,\max}$ in Richtung Verankerungsbeginn führt. Die Schlupfwerte s_1 am Beginn der Krafteinleitungsstrecke ($x = 0$) nehmen dabei merkbar ab. Mit geringer werdendem Schlupf s_1 ist wiederum ein zum Teil erheblicher Anstieg des Klemmhülsen-schlupfes s_2 am Verankerungsbeginn zu verzeichnen.

Dementsprechend erfolgt bei abnehmender Hülsenquerschnittsfläche ein weniger starker Stabspannungsabbau, was durch die geringer werdenden Neigungen der Funktionen $\sigma_1(x)$ zum Ausdruck kommt.

Tendenziell ergeben sich die gleichen Verteilungsfunktionen wie bei der Variation der Klemmhülsen-Elastizitätsmoduln.

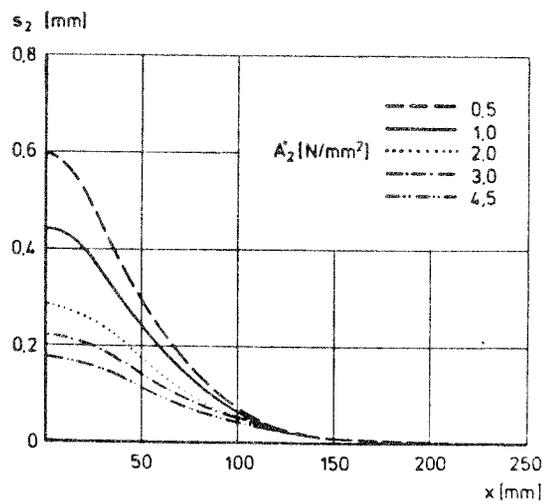
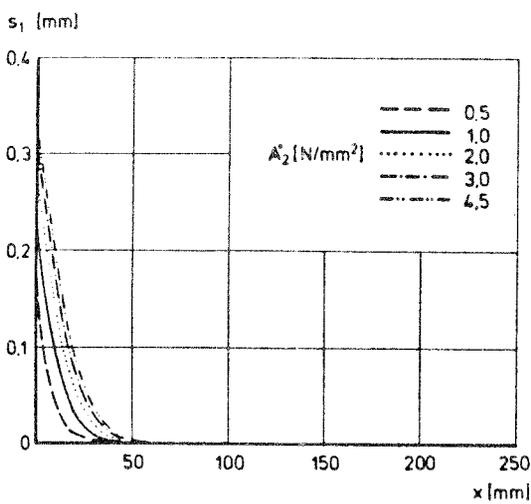
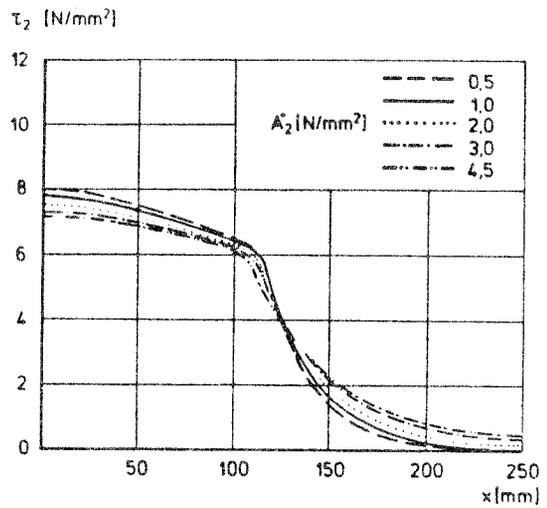
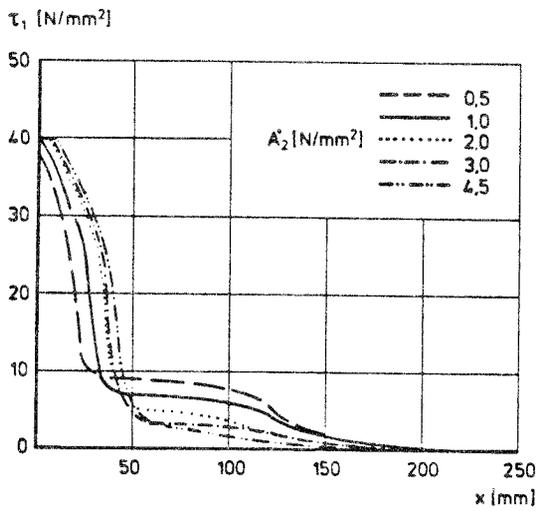
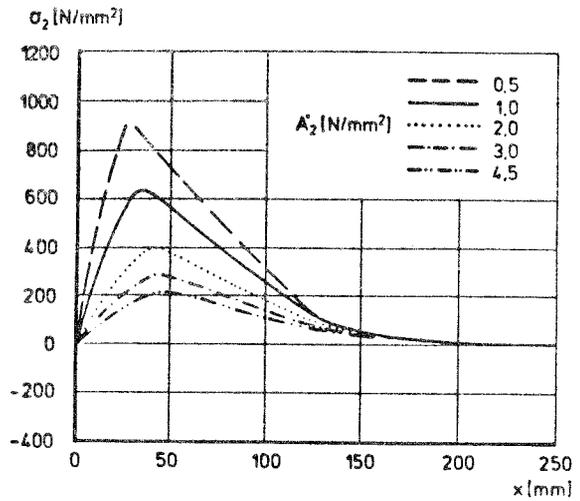
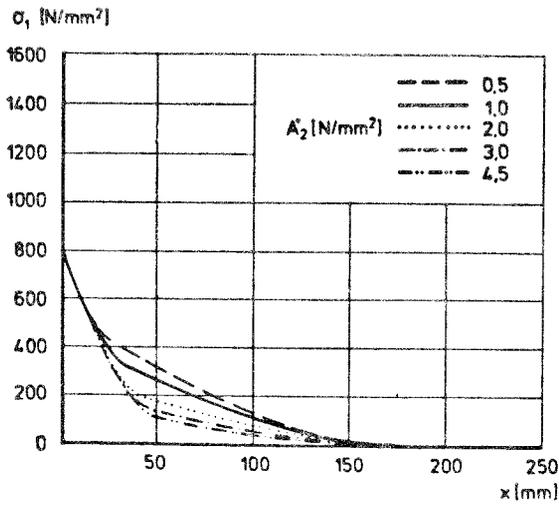


Abb. 4.4-4: Einfluß der bezogenen Klemmhülsenfläche A_2^* auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$

4.4.3 Einfluß der Verbundeigenschaften

4.4.3.1 Verbundeigenschaften der Glasfaserstäbe

Im folgenden wird der Einfluß der Verbundeigenschaften der Glasfaserstäbe auf die Verteilungsfunktionen und die daraus resultierenden Materialbeanspruchungen im Gebrauchslastzustand untersucht.

Die Verbundeigenschaften der vermörtelten Glasfaserstäbe wurden bei den in der Abb. 4.4-6 dargestellten Rechenergebnissen linear verändert, d. h. es wurden die Kenndaten des den bisherigen Berechnungen zugrunde gelegten Verbundgesetzes $\tau_1 = f(s_1)$ mit einem Faktor ψ multipliziert (Abb. 4.4-5).

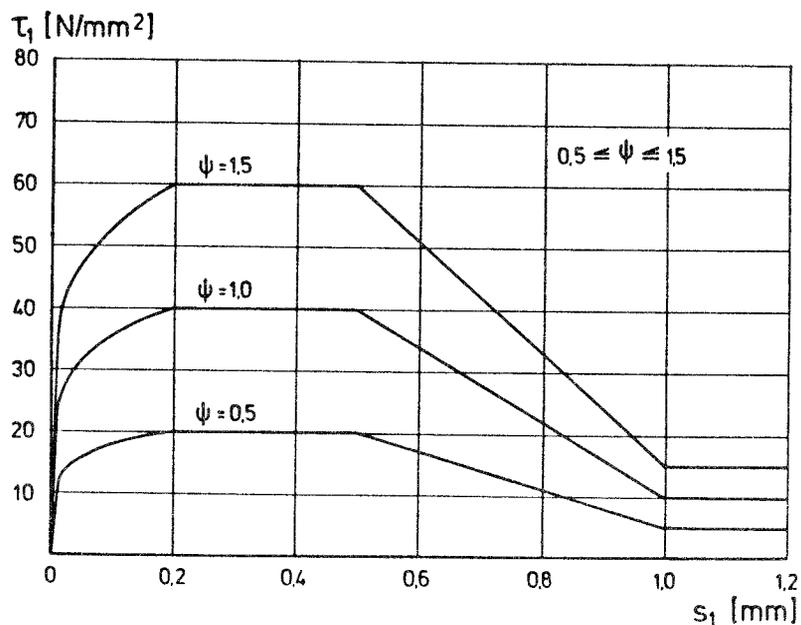


Abb. 4.4-5: Variation der Verbundgesetze $\tau_1 = f(s_1)$

Unter Beibehaltung des Exponenten $\alpha = 0,18$ ergeben sich damit ähnliche Verbundgesetze mit unterschiedlich hohen maximalen Verbundspannungen τ_{max} und Verbundrestfestigkeiten τ_R .

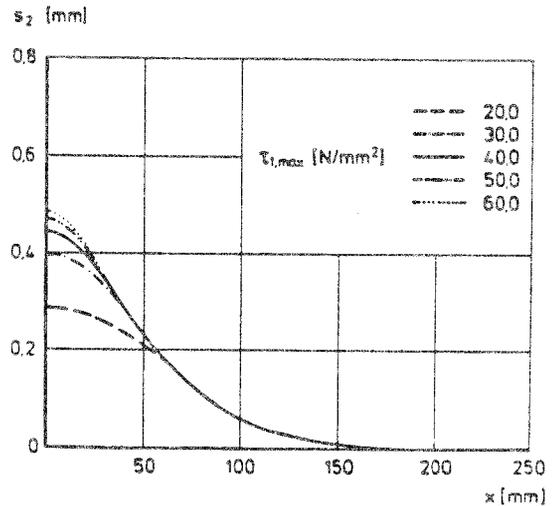
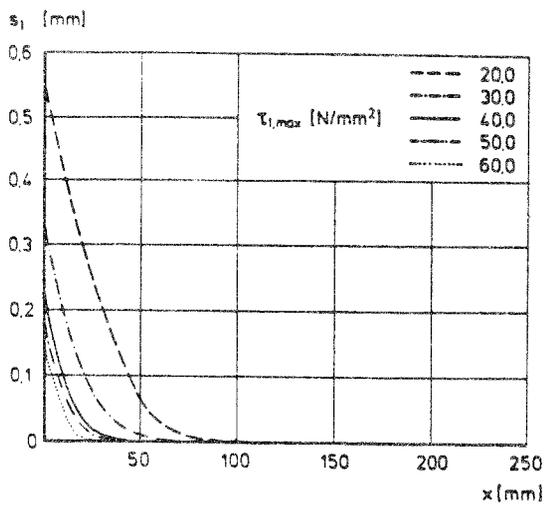
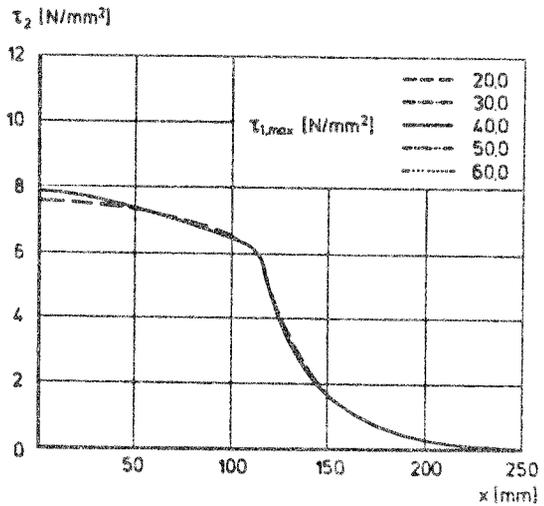
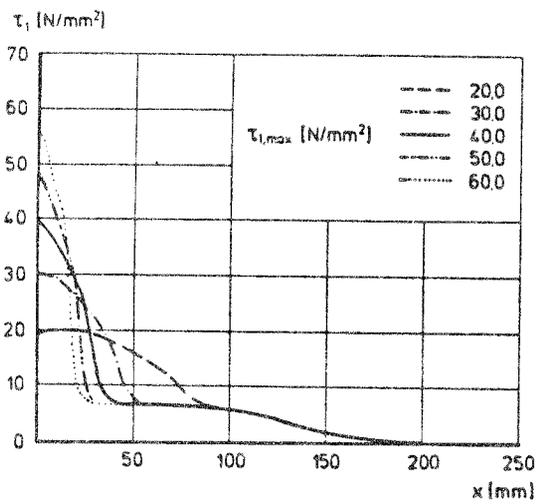
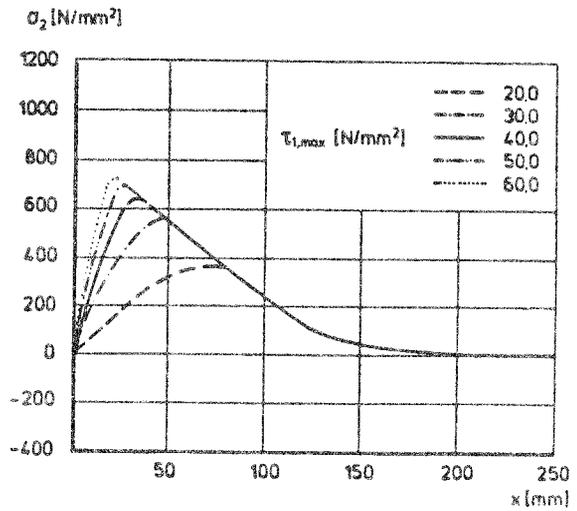
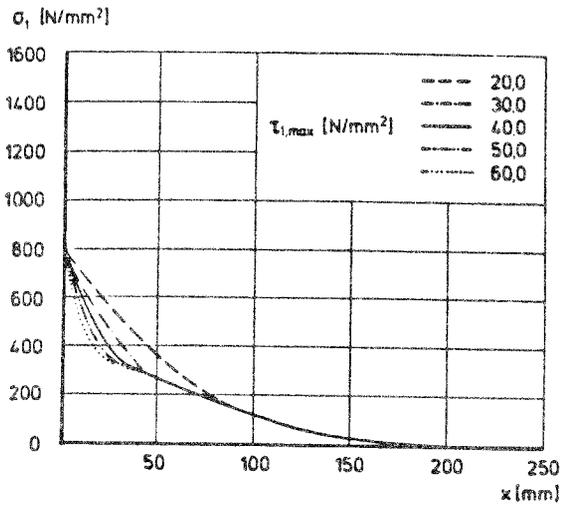


Abb. 4.4-6: Einfluß der Verbundeigenschaften $\tau_1 = f(s_1)$ auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$

Bei allen untersuchten Verbundgesetzen stellen sich am Beginn der Verankerung etwa die maximalen Verbundspannungen ein. Diese werden dann mit zunehmender Verbundsteifigkeit auf kürzer werdenden Strecken abgebaut, was mit anwachsenden Gradienten der Stabspannungen einhergeht. Die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ zwischen Stab und Klemmhülsen steigen erwartungsgemäß mit abnehmenden Verbundsteifigkeiten $\Delta\tau_1/\Delta s_1$ an. Die erhebliche Schlupfzunahme beim "weichen" Verbundgesetz ($\tau_{1,max} = 20 \text{ N/mm}^2$) ist auf die Überschreitung des Verbundspannungsmaximums zurückzuführen.

Am Verlauf der Hülsenspannung $\sigma_2(x)$ ist zu erkennen, daß die maximalen Spannungen σ_2 mit wachsender Verbundsteifigkeit ansteigen, und zwar bei geringer werdenden Einleitungslängen. Die Verbundeigenschaften $\tau_1 = f(s_1)$ sind daher von übergeordneter Bedeutung für die Höhe und die Lage des Längsspannungsmaximums der Klemmhülsen.

Die Ergebnisse zeigen, daß die Verbundeigenschaften kunstharzvermörtelter Glasfaserstäbe von erheblichem Einfluß auf die Verteilungen von Längs- und Verbundspannungen sowie Relativverschiebungen in der Verankerung sind.

4.4.3.2 Verbundeigenschaften der Klemmhülsen

Bei den im folgenden dargestellten Untersuchungsergebnissen wurden unter sonst gleichen Bedingungen die Verbundgesetze $\tau_2 = f(s_2)$ zwischen Hülsen und Klemmplatten variiert. In Anlehnung an die Gleichung (4.27) wurden dabei die Haftverbundspannungswerte τ_H^* unter Annahme einer gleichbleibenden Verschiebungsabhängigkeit $\Delta\tau_2 = 0,60 \cdot s$ verändert (Abb. 4.4-7).

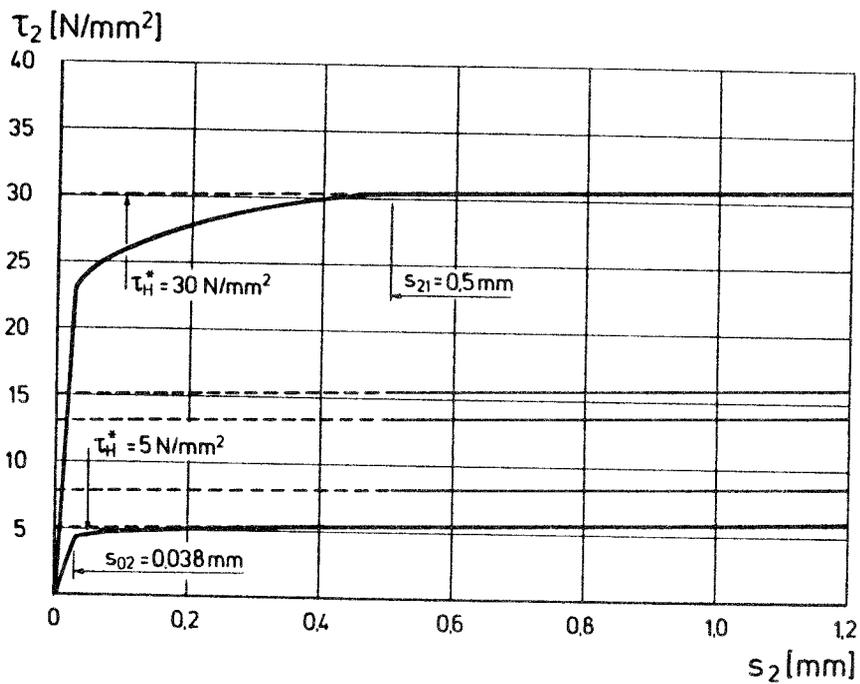


Abb. 4.4-7: Variation der Verbundgesetze $\tau_2 = f(s_2)$

Die mit diesen Verbundgesetzen rechnerisch ermittelten Verteilungsfunktionen sind in der Abb. 4.4-8 wiedergegeben.

Daraus ist zu entnehmen, daß eine Veränderung der Verbundeigenschaften $\tau_2 = f(s_2)$ in erster Linie Höhe und Verteilung der die Klemmhülsen betreffenden Spannungen und Verschiebungen beeinflusst. Eine Erhöhung der Verbundspannungen τ_2 führt zu einer deutlichen Reduzierung der Klemmhülsenlängsspannungen und der Relativverschiebungen zwischen Klemmhülse und Ankerplatten.

Tendenziell ist mit höheren Verbundspannungen τ_2 auch ein Anwachsen der Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ zwischen Stab und Vergußmörtel zu erkennen. Dieser Einfluß ist allerdings nur schwach ausgeprägt.

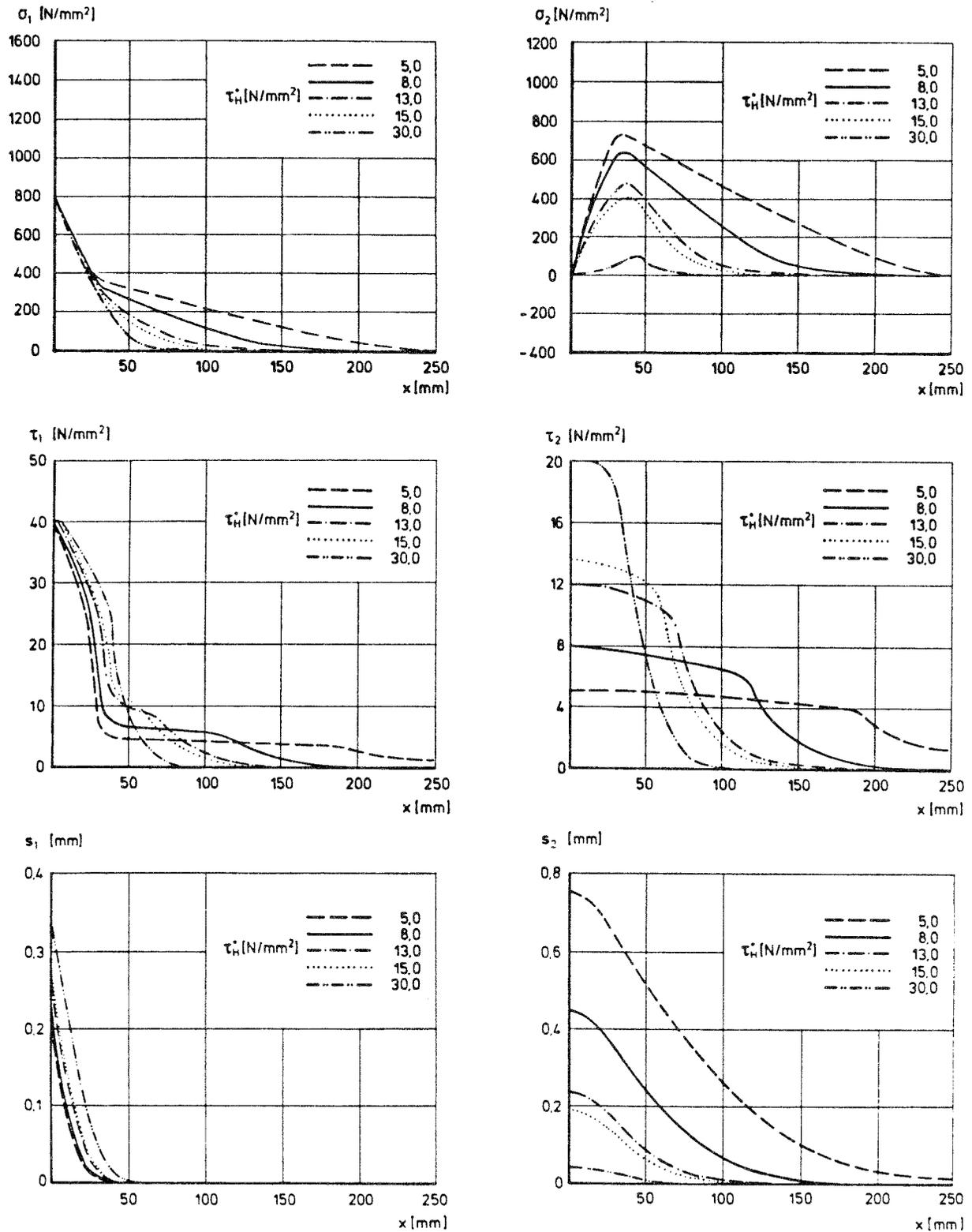


Abb. 4.4-8: Einfluß der Verbundeigenschaften $\tau_2 = f(s_2)$ auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$

4.4.4 Einfluß einer Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke

4.4.4.1 Segmentlänge

Aus der im Abschnitt 3.3.2 diskutierten Funktionsweise der Klemmhülsenverankerung mit segmentierter Krafteinleitungsstrecke geht hervor, daß die Länge der einzelnen Segmente von Bedeutung für die Verteilungsfunktionen ist.

Aus diesem Grunde wurde unter sonst gleichbleibenden Bedingungen für den segmentierten Verankerungsabschnitt von 100 mm bei den folgenden Berechnungen lediglich die jeweilige Segmentlänge l_{Seg} variiert.

In der Abb. 4.4-9 sind die Verteilungsfunktionen für eine segmentierte Krafteinleitungsstrecke mit 2 Segmenten zu je einer Länge von $l_{\text{Seg}} = 50$ mm angegeben.

Der im Vergleich zu den bisherigen Berechnungen sehr unterschiedliche Verlauf der Spannungen und Verschiebungen entlang der Einbettungslänge resultiert aus dem andersartigen Krafteinleitungsprinzip und läßt sich anhand der Vorstellung hintereinandergeschalteter und durch äußere Verbundkräfte belasteter Dehnkörper anschaulich erläutern.

Betrachtet man die Stabspannungen σ_1 an den Stellen $x = 0$ mm und $x = 50$ mm, so kann festgestellt werden, daß die aus der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma_1(x=50) = \sigma_1(x=0) - \sigma_1(x=50)$ resultierende Stabkraft über den äußeren Verbund τ_2 in den Ankerkörper eingeleitet wird. Dies bedeutet, daß die Stabspannungsordinaten σ_1 an den Segmentgrenzen ausschließlich von der Verbundcharakteristik $\tau_2 = f(s_2)$ zwischen Klemmhülsen und Ankerplatten abhängig sind. Der Stabspannungsverlauf innerhalb eines Segmentes ist, wie in Abschnitt 3.3-2 erläutert, sowohl vom Verbundverhalten der Glasfaserstäbe $\tau_1 = f(s_1)$ als auch von der Klemmhülsensteifigkeit abhängig. Daraus ergibt sich der qualitative Verlauf der Verbundspannungen $\tau_1(x)$ und der Relativverschiebungen $s_1(x)$, die an den Segmentgrenzen jeweils sprunghafte Änderungen aufweisen.

Die Hülsenspannungen σ_2 werden voraussetzungsgemäß an den jeweiligen Segmentgrenzen zu Null. Die Spannungsmaxima nehmen mit wachsender Einbettungslänge deutlich ab. Die bei der Relativverschiebung $s_2(x)$ an den Segmentgrenzen erkennbaren Sprünge ergeben sich aus der Summe der absoluten Schlupfwerte s_1 an diesen Stellen und entsprechen den rechnerischen Abständen zwischen dem Ende des Segmentes (i) und dem Beginn des Segmentes (i+1).

Im Hinblick auf die Materialbeanspruchungen der Glasfaserstäbe sind im Vergleich zu nicht segmentierten Klemmhülsen bei nur zwei Segmenten mit einer Länge von $l_{\text{Seg}} = 50 \text{ mm}$ keine signifikanten Änderungen zu verzeichnen.

Der Einfluß der Segmentlängen wird jedoch deutlicher, wenn die in den Abbildungen 4.4-10 und 4.4-11 dargestellten Ergebnisse in Betracht gezogen werden. Den dort wiedergegebenen Verteilungen ist zu entnehmen, daß die Verbundspannungen $\tau_1(x)$ zwar über einen größeren Einleitungsbereich ($x = 100 \text{ mm}$) hohe Werte aufweisen, welche jedoch mit abnehmender Segmentlänge deutlich geringer werden.

Die Schlupfwerte $s_1(x)$ werden von der jeweiligen Segmentlänge signifikant beeinflusst. Bei vergleichsweise kurzen Segmenten (z.B. $l_{\text{Seg}} = 5 \text{ mm}$) werden die für das Glasfasermaterial problematischen Relativverschiebungen auf ein Minimum reduziert (vergl. Abb. 4.4-11).

Mit kürzer werdenden Segmenten ergeben sich wesentlich geringere Hülsenspannungen $\sigma_2(x)$. Entsprechend der durch die Segmentierung erheblich reduzierten Hülsenlängssteifigkeit wachsen die Schlupfwerte $s_2(x=0)$ deutlich an.

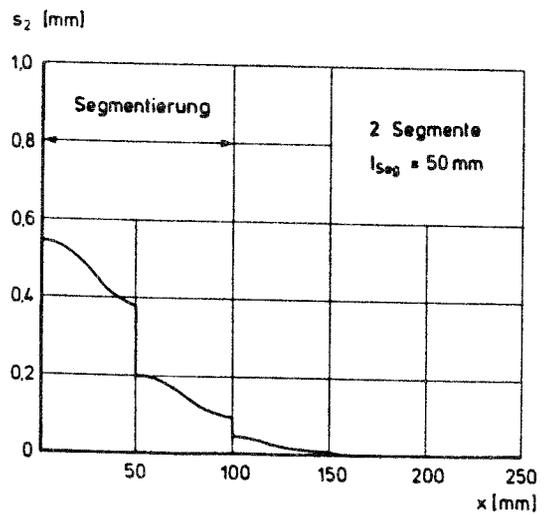
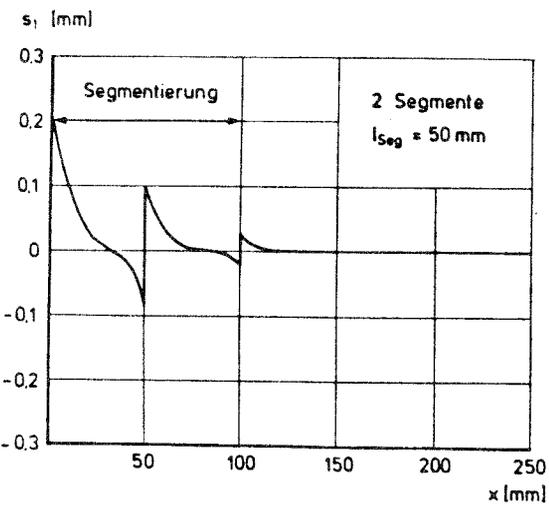
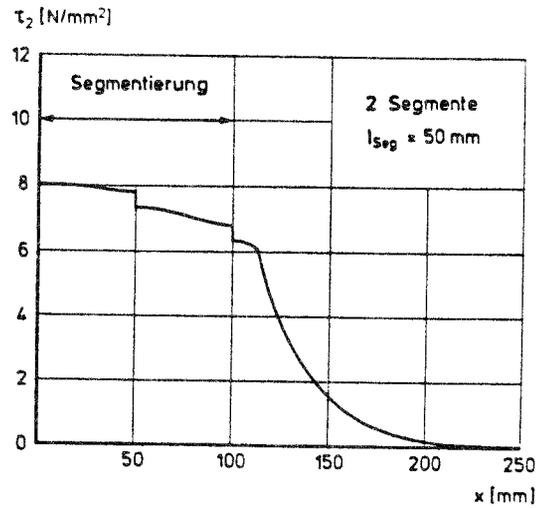
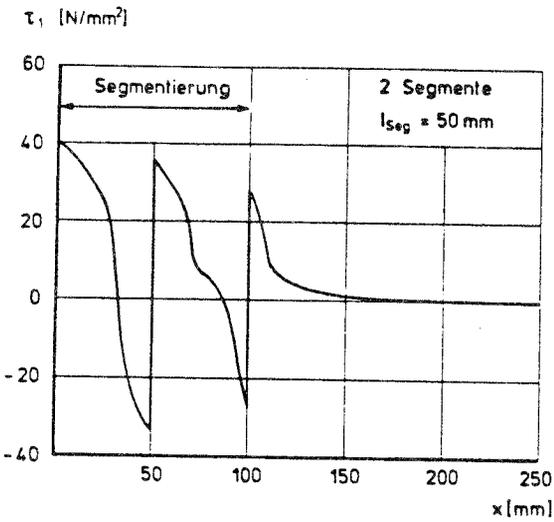
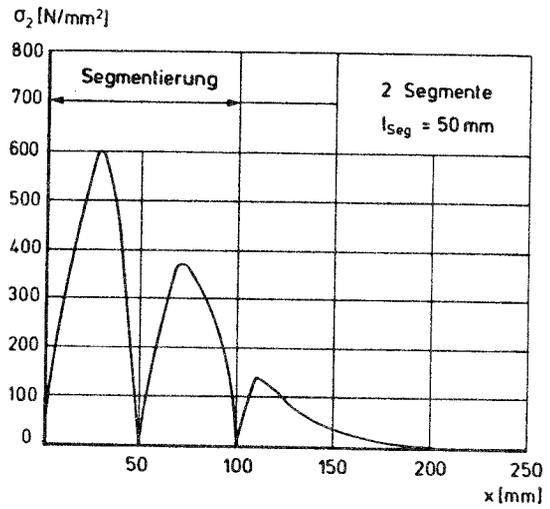
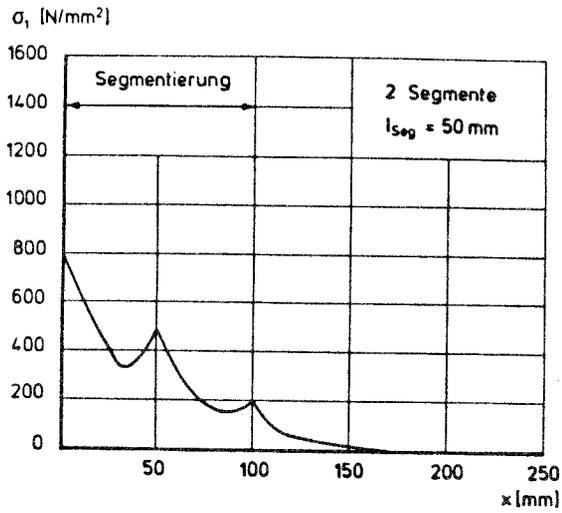


Abb. 4.4-9: Einfluß der Segmentlänge l_{Seg} auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ ($l_{Seg} = 50$ mm)

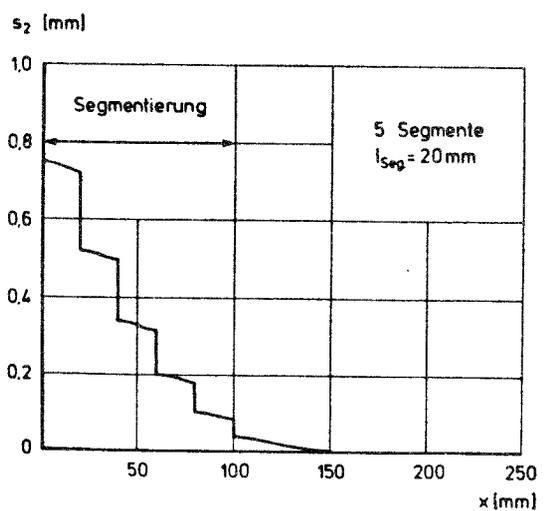
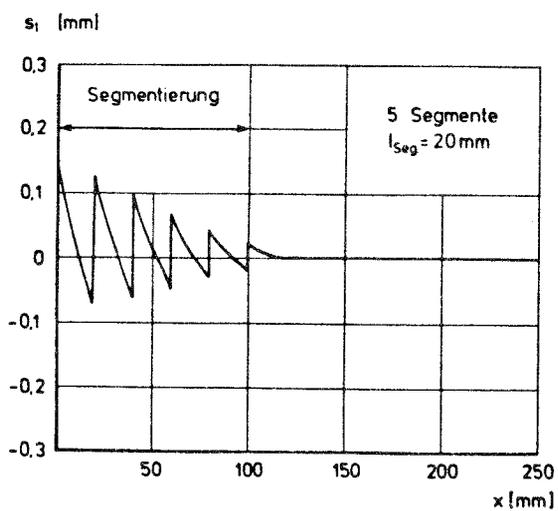
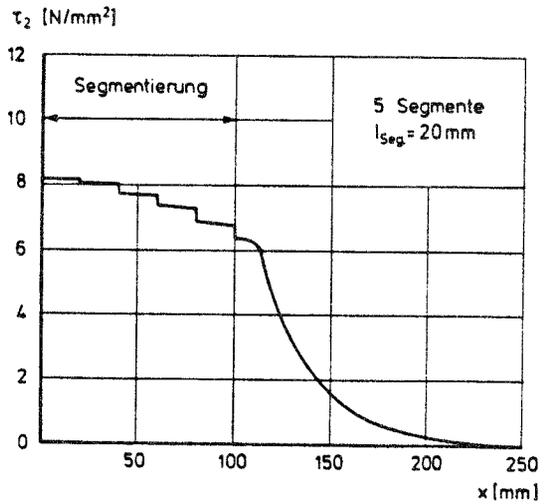
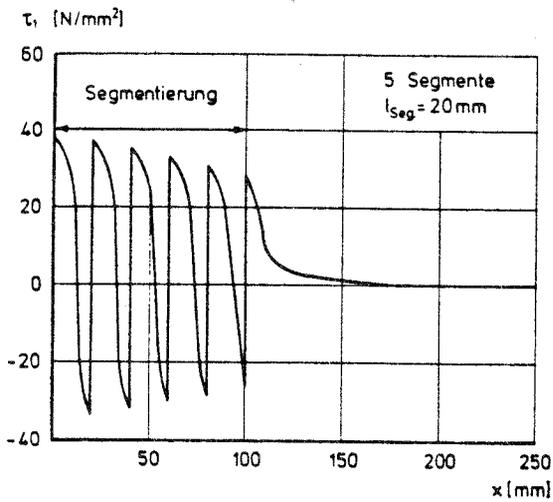
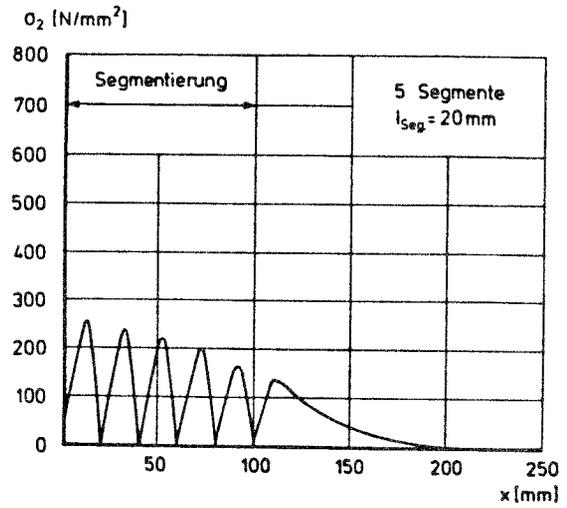
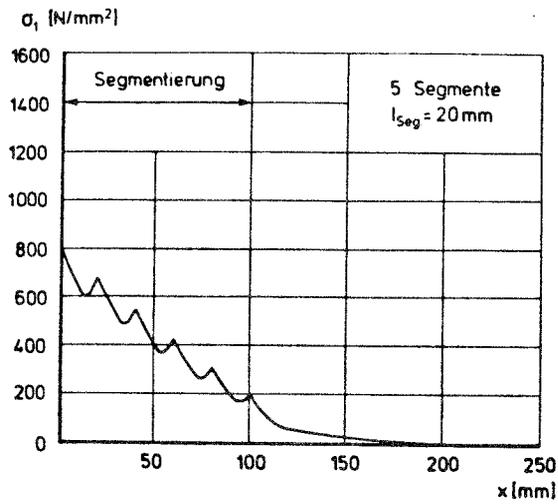


Abb. 4.4-10: Einfluß der Segmentlänge l_{Seg} auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ ($l_{Seg} = 20$ mm)

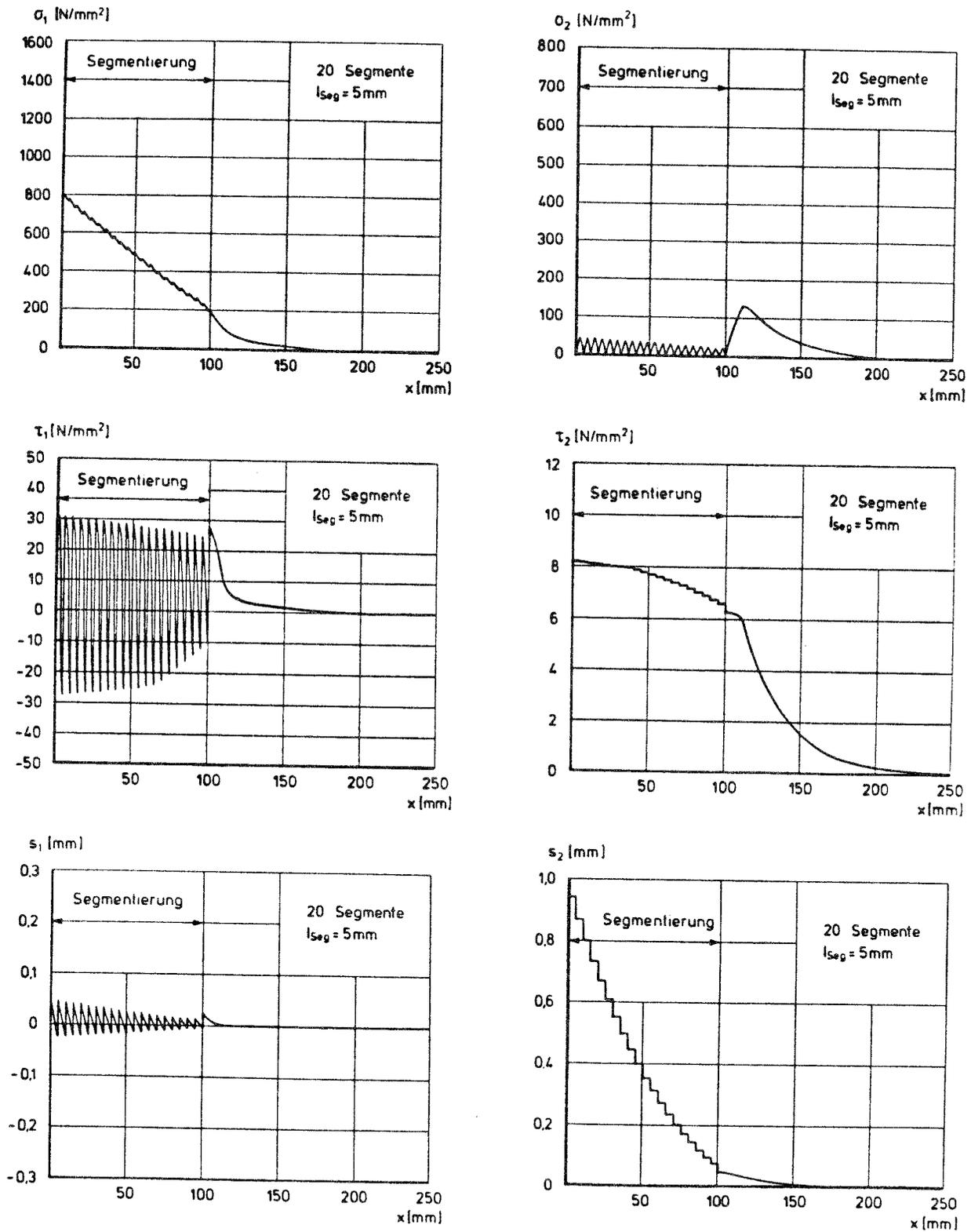


Abb. 4.4-11: Einfluß der Segmentlänge l_{Seg} auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ ($l_{Seg} = 5$ mm)

4.4.4.2 Länge des segmentierten Verankerungsbereichs

Bei den im folgenden diskutierten Berechnungsbeispielen wurde untersucht, ab welcher Länge des segmentierten Verankerungsbereichs ein deutlicher Einfluß der Segmentierung zu erwarten ist. Zu diesem Zweck wurde bei sonst gleichbleibenden Bedingungen und unter Beibehaltung einer konstanten Segmentlänge von $l_{\text{Seg}} = 10 \text{ mm}$ die Anzahl der Segmente variiert.

Wie die Abb. 4.4-12 zeigt, ist bereits bei 5 Segmenten ein im Vergleich zu unsegmentierten Klemmhülsen (vergl. Abb. 4.4-2) signifikanter Unterschied in Höhe und Verteilung der Spannungen und Verschiebungen zu erkennen. Am Übergang zum nicht segmentierten Teil der Einleitungsstrecke stellen sich zwar die höchsten Verbundspannungen τ_1 und Schlupfwerte s_1 ein, jedoch betragen diese weniger als die Hälfte der größten Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ bei nicht segmentierter Krafteinleitungsstrecke (vergl. Abb. 4.4-3 für $E_2 = 110.000 \text{ N/mm}^2$).

Bei einer Erhöhung der Anzahl der Segmente ist - wie bereits zuvor gezeigt - tendenziell mit einer weiteren Abnahme der Verbundspannungen τ_1 und der zugehörigen Relativverschiebungen s_1 zu rechnen. Wie die Ergebnisse aus /55/ allerdings zeigen, ist eine Änderung des Tragverhaltens ab einer Segmentanzahl von etwa 15 Segmenten kaum noch zu erwarten.

Als praktische Folgerung ergibt sich hieraus, daß bereits eine Segmentierung der ersten 50 mm der Krafteinleitungsstrecke mit genügend kurzen Segmentlängen zu einer deutlichen Reduzierung der Materialbeanspruchungen aus Verbundspannungen τ_1 und Relativverschiebungen s_1 führt.

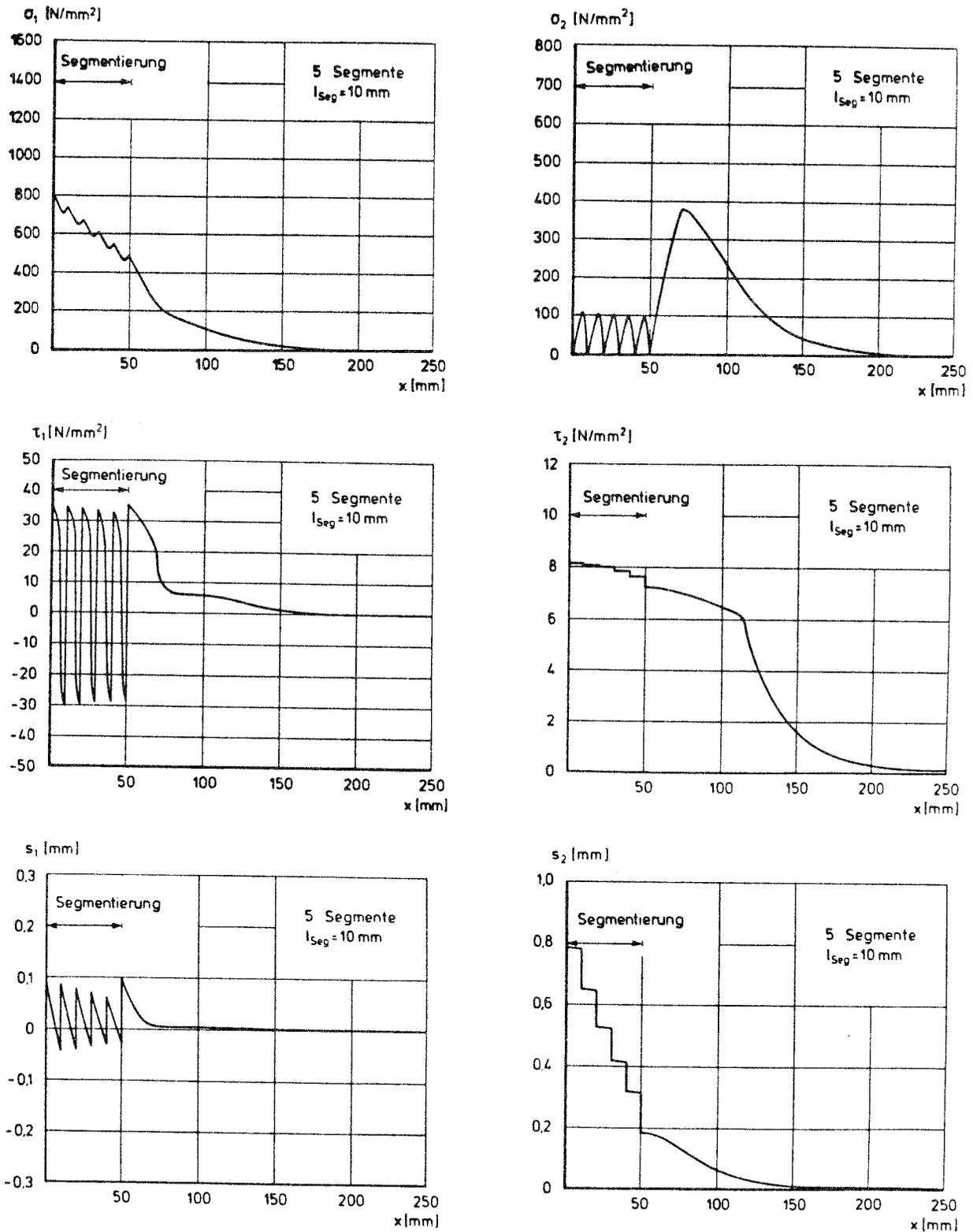


Abb. 4.4-12: Einfluß der Segmentzahl auf die Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ bei einer konstanten Segmentlänge von $l_{Seg} = 10$ mm

4.5 Diskussion der Ergebnisse und Folgerungen

4.5.1 Diskussion der Einflußparameter

Wie aus den Untersuchungen zum Verbundmechanismus kunstharzvermörtelter Glasfaserstäbe (Abschn. 4.2.3) hervorgeht, sind im Hinblick auf eine materialschonende Krafteinleitung die Verbundbeanspruchungen τ_1 zu begrenzen und die Relativverschiebungen s_1 zu minimieren bzw. möglichst von der Staboberfläche weg in eine andere Grenzfläche (z.B. Hülse/Klemmplatten) zu verlagern.

In der Regel treten am Verankerungsbeginn ($x = 0$) die größte Stablängsspannung σ_1 , die maximalen Relativverschiebungen s_1 zwischen Stab und Klemmhülse und im Gebrauchslastzustand auch die höchsten Verbundspannungen τ_1 auf.

Aufgrund dieser Zusammenhänge erscheint es sinnvoll, als Beurteilungskriterium die Höhe der Relativverschiebungen zwischen Stab und Vergußmörtel sowie die Verbundbeanspruchungen am Beginn der Krafteinleitungsstrecke zu wählen.

Die höchsten Relativverschiebungen zwischen Hülsen und Ankerplatten treten im Gebrauchslastbereich am Beginn der Krafteinleitungsstrecke ($x = 0$) auf. Die Gesamtverschiebungen des Systems ergeben sich zudem aus der Summe der Schlupfwerte $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$, so daß es sinnvoll erscheint, auch in diesem Fall die Relativverschiebungen $s_2(x=0)$ am Verankerungsbeginn als Kriterium für die Beanspruchungen der Klemmhülsen und die Beurteilung des Last-Verschiebungs-Verhaltens der Verankerung heranzuziehen.

In der Abb. 4.5-1 sind die Relativverschiebungen s_1 und s_2 am Beginn der Krafteinleitungsstrecke ($x = 0$) in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls E_2 der Klemmhülse aufgetragen.

Demnach führt die Verwendung von Hülsen mit geringer Dehnsteifigkeit zu vergleichsweise niedrigen Verbundspannungen τ_1 (vergl. Verbundgesetz Abb. 4.4-1) und Relativverschiebungen $s_1(x=0)$. Reduziert man - ausgehend von den Verhältnissen bei stählernen

Klemmhülsen ($E_2 = 210.000 \text{ N/mm}^2$) - die Hülsensteifigkeit etwa um den Faktor 10, so ergeben sich um ca. 60 % geringere Relativverschiebungen s_1 am Verankerungsbeginn ($x=0$), während sich dort der Verankerungsschlupf s_2 auf etwa den 2,5fachen Wert erhöht. Bei stählernen Klemmhülsen stellen sich bereits im Gebrauchslastzustand Verbundspannungen in Höhe der Verbundfestigkeit $\tau_{1,max}$ ein. Steife Hülsenmaterialien sind deshalb im vorliegenden Fall als ungünstig zu beurteilen.

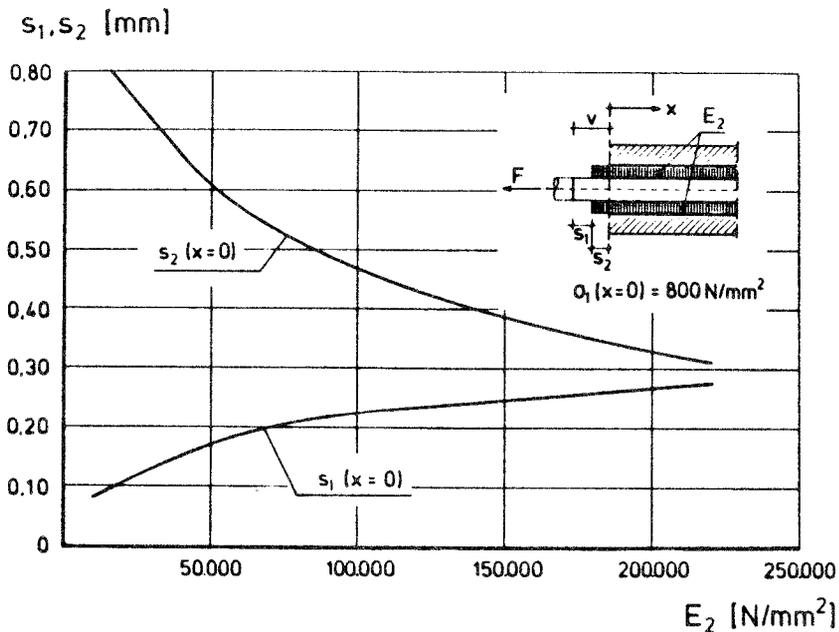


Abb. 4.5-1: Einfluß der Klemmhülsenelastizitätsmoduln E_2 auf die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ für Gebrauchsspannung

Nahezu identische Zusammenhänge für die Schlupfwerte am Verankerungsbeginn ergeben sich erwartungsgemäß bei der Untersuchung des Einflusses der Hülsenquerschnittsflächen.

Auch hier führt erst eine erhebliche Verringerung der Hülsenquerschnittsfläche A_2 zu einer spürbaren Abnahme der Schlupfwerte $s_1(x=0)$.

Bei der Variation der Verbundsteifigkeiten und Verbundfestigkeiten $\tau_{1,max}$ kann erwartungsgemäß eine Abnahme der Schlupfwerte $s_1(x=0)$ mit wachsender Verbundfestigkeit $\tau_{1,max}$ festgestellt werden. Für den Verankerungsschlupf $s_2(x=0)$ zeigt sich ein umgekehrtes Verhalten. Die entsprechenden Ergebnisse sind in der Abbildung 4.5-2 wiedergegeben.

Für geringere Verbundfestigkeiten $\tau_{1,max}$ sind die Schlupfwerte $s_1(x=0)$ vergleichsweise höher. Werden die maximal erreichbaren Verbundspannungen größer als etwa $\tau_{1,max} = 45 \text{ N/mm}^2$, so werden diese im Gebrauchsspannungszustand nicht mehr voll ausgenutzt. Die Höhe der in diesen Fällen aktivierten Verbundspannungen τ_1 entspricht allerdings bereits der Schubtragfähigkeit des Glasfasermaterials bei Kurzzeitbeanspruchung (Abb. 2.4-3).

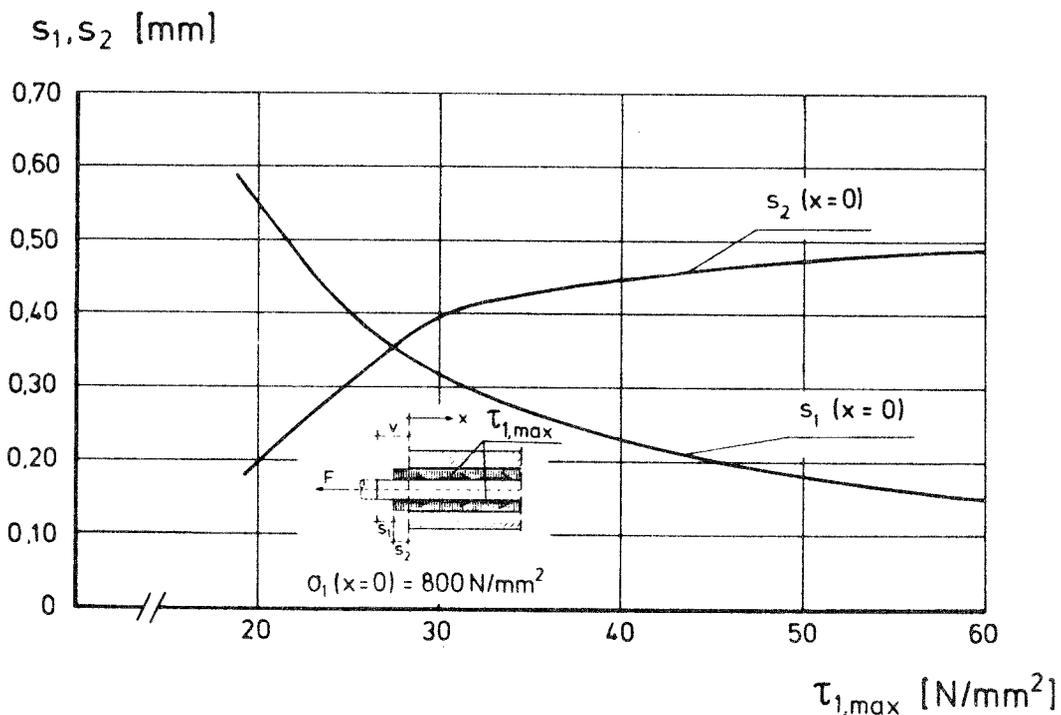


Abb. 4.5-2: Einfluß der Verbundfestigkeiten $\tau_{1,max}$ auf die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ für Gebrauchsspannung ($E_2 = 110.000 \text{ N/mm}^2$, $A_2^* = 1,0$)

Der Verlauf der Schlupfwerte $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ ist für die Variation der Verbundverhältnisse zwischen Klemmhülsen und Ankerplatten in der Abbildung 4.5-3 aufgetragen.

Die Verankerungsschlupfwerte $s_2(x=0)$ sind erwartungsgemäß ausgeprägt abhängig vom Verbundverhalten zwischen Klemmhülsen und Ankerplatten. Mit zunehmender Haftverbundspannung τ_H^* fallen sie zunächst stark ab, um sich dann asymptotisch dem Wert Null zu nähern. Ab etwa $\tau_H^* = 30 \text{ N/mm}^2$ liegen praktisch die Verhältnisse des einfach verschieblichen Verbundes vor, d. h. die Relativverschiebungen $s_2(x=0)$ sind vernachlässigbar gering, und die Schlupfwerte $s_1(x=0)$ ändern sich kaum noch. Insgesamt ist für den praktisch relevanten Bereich der Haftverbundspannungen τ_H^* ($\tau_H^* < 20 \text{ N/mm}^2$) der Einfluß auf die Verbundspannungen $\tau_1(x=0)$ und die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ nur schwach ausgeprägt.

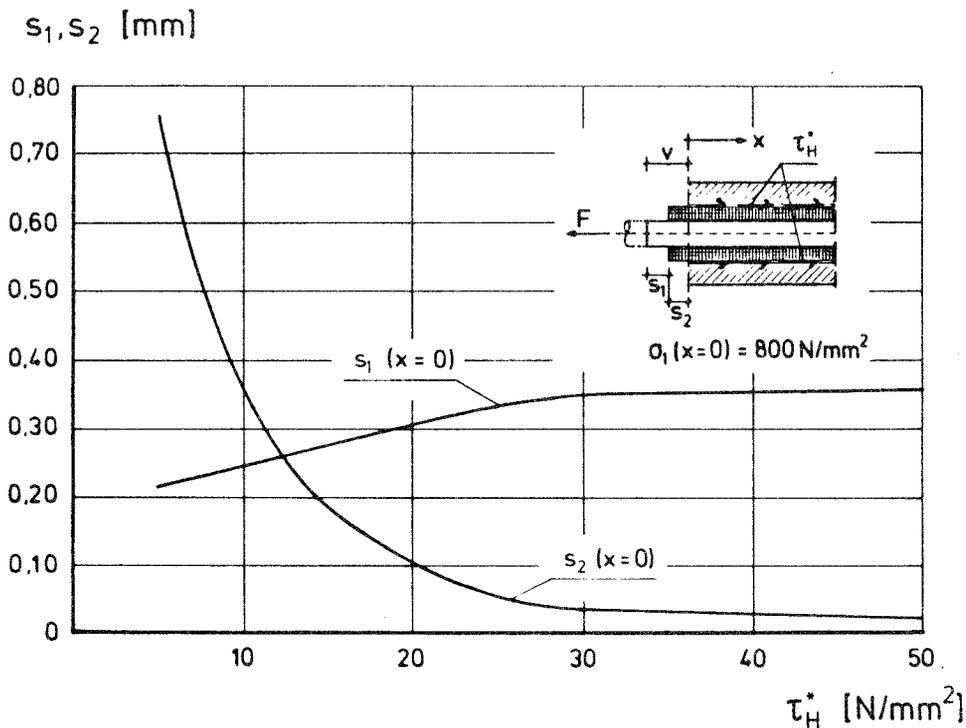


Abb. 4.5-3: Einfluß der Verbundhaftspannungen τ_H^* auf die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ für Gebrauchsspannung ($E_2 = 110.000 \text{ N/mm}^2$, $A_2^* = 1,0$)

Eine entsprechende Auswertung der Untersuchungen an segmentierten Verankerungen ist in der Abb. 4.5-4 wiedergegeben. Dort sind die Verläufe der Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ am Beginn

der Verankerung in Abhängigkeit der jeweiligen Segmentlänge für eine segmentierte Strecke von 100 mm bei einer Verankerungslänge von 250 mm aufgetragen.

Für Segmentlängen bis zu $l_{\text{Seg}} = 30$ mm sind die Relativverschiebungen zwischen Stab und Klemmhülse $s_1(x=0)$ ausgeprägt von der jeweiligen Segmentlänge abhängig. Reduziert man die Länge der Segmente von 30 mm auf 5 mm, so ergeben sich um ca. 75 % geringere Schlupfwerte s_1 am Beginn der Krafteinleitungsstrecke. Im Vergleich zu einer unsegmentierten Klemmhülsenverankerung sind diese Schlupfwerte unter sonst gleichen Bedingungen etwa um den Faktor 5 geringer (vergl. Abb.4.5-1). Die Verbundspannungen τ_1 nehmen gegenüber fast allen anderen untersuchten Varianten bei geringen Segmentlängen um etwa 25 % ab.

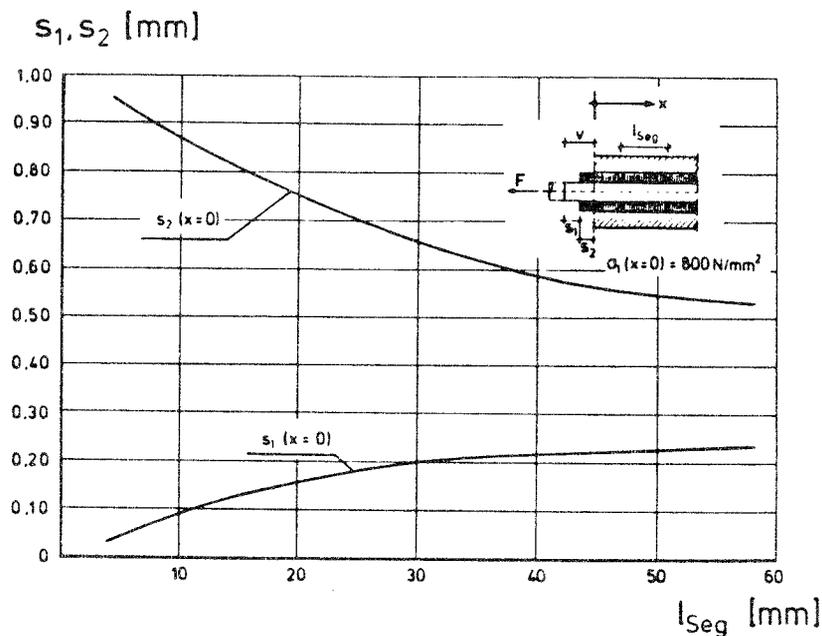


Abb. 4.5-4: Einfluß der Segmentlänge l_{Seg} auf die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und $s_2(x=0)$ für Gebrauchsspannung

4.5.2 Folgerungen

Bei der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe ist das Verbundverhalten der Stäbe in hochwertigen Kunstharzmörteln von übergeordneter Bedeutung. Wie Versuche zeigen, tritt etwa bei den maximal erreichbaren Verbundspannungen ein Versagen der Grenzfläche zwischen Matrixharz und Umwicklungen einerseits und den randnahen Glasfasern andererseits ein. Diese zum Teil erheblichen Materialschädigungen müssen als bruchauslösend betrachtet werden, insbesondere bei langzeitiger und wiederholter Belastung.

Im Hinblick auf eine sichere und dauerhafte Krafteinleitung müssen deshalb die Verbundspannungen und Relativverschiebungen an der Staboberfläche wirksam begrenzt werden.

Eine ideale Verankerung liegt also dann vor, wenn die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ - unterstützt durch eine schubweiche Vergußmasse - minimiert und die "äußeren" Verbundspannungen τ_2 so gesteuert werden, daß die Verbundbeanspruchungen τ_1 am Verankerungsbeginn unterhalb der für das Glasfasermaterial kritischen Bereiche bleibt.

Eine merkbare Reduzierung der Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ läßt sich bei den hier vorliegenden Verbundverhältnissen für Elastizitätsmoduln der umgebenden Klemmhülsen unterhalb etwa $E_2 = 60.000 \text{ N/mm}^2$ bei Hülsenquerschnittsflächen von ca. $A_2 = 20 \text{ mm}^2$ erzielen. Dies bedeutet, daß die Dehnsteifigkeit der Hülse möglichst geringer als die halbe Dehnsteifigkeit des Glasfaserstabes sein sollte. Hierbei wird vorausgesetzt, daß die Verbundcharakteristik zwischen Klemmhülsen und Ankerplatten eine ausreichende Verschieblichkeit gestattet.

Einer Reduzierung der Materialbeanspruchungen durch Veränderung des Verbundverhaltens der vermörtelten Stäbe sind enge Grenzen gesetzt. Eine Erhöhung der maximal aktivierbaren Verbundspannungen, beispielsweise durch höhere Querdruckspannungen oder höherwertige Mörtelsysteme, führt zu sehr hohen Stabspannungsgradienten. Diese gehen bereits im Gebrauchslastbereich mit Verbundspannungen τ_1 in

der Größenordnung der Schubfestigkeit des Glasfasermaterials einher. Werden die maximal aktivierbaren Verbundspannungen τ_1 verringert, denkbar bei der Verwendung weniger hochwertiger Vergußmörtel, resultieren daraus hohe Relativverschiebungen s_1 am Beginn der Verankerung. Diese Relativverschiebungen finden dann zwar in der Grenzfläche zwischen Stab und Vergußmörtel statt, jedoch muß nach den bisherigen Erfahrungen (z.B. /47/) damit gerechnet werden, daß bei nicht ruhender Belastung die infolge hoher Relativverschiebungen hervorgerufenen Reibbeanspruchungen zu vorzeitigem Versagen führen.

Die Relativverschiebungen $s_1(x=0)$ und Verbundspannungen $\tau_1(x=0)$ werden nur wenig von der Höhe der zwischen den Klemmhülsen und Ankerplatten aktivierten Verbundspannungen τ_2 beeinflusst, wenn in dieser Grenzfläche für eine ausreichende Verschieblichkeit gesorgt ist.

Hervorgerufen durch den prinzipiell anderen Mechanismus bei der Krafteinleitung erweist sich eine Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke als sehr wirksame und praktikable Maßnahme zur Reduzierung der Verbundbeanspruchungen und Relativverschiebungen der Glasfaserstäbe. Segmente mit Längen in der Größenordnung eines Stabdurchmessers $l_{\text{Seg}} \approx d_s$, angeordnet am Beginn der Verankerung auf einer Strecke von nur ca. $7 - 10 \cdot d_s$, führen zu erheblich geringeren Verbundspannungen $\tau_1(x=0)$ und Relativverschiebungen $s_1(x=0)$.

Im Hinblick auf die Brauchbarkeit der aus der Literatur bekannten Bruchkriterien /17, 18/ als Dimensionierungshilfe für Verankerungen von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben ist festzustellen, daß diese zu einer ersten Orientierung herangezogen werden können. Allerdings ist zu beachten, daß die alleinige Kenntnis der Höhe der bei der Krafteinleitung aktivierten Verbundspannungen ohne Angabe der zugehörigen Relativverschiebungen bzw. ohne Kenntnis des jeweiligen Verbundmechanismus wenig aussagefähig ist. Vielmehr ist zu untersuchen, bis zu welchem Beanspruchungsniveau Verbundkräfte, ohne Schädigungen hervorzurufen, in das Glasfasermaterial eingeleitet werden können.

Die im vorhergehenden aufgezeigten und diskutierten Ergebnisse wurden anhand einer möglichen Verankerungskonstruktion für Einzelstäbe rechnerisch ermittelt. Hierbei sind naturgemäß einige geometrische Kenngrößen vorgegeben, so daß eine sinnvolle Variation der Einflußparameter nur innerhalb einer bestimmten Bandbreite erfolgen konnte. Die grundsätzlichen Zusammenhänge sind jedoch auch auf andere Verankerungssysteme übertragbar, bei denen im Hinblick auf die Prinzipien der Krafteinleitung ähnliche Verhältnisse angenommen werden können.

Die vorliegenden Ergebnisse wurden auf der Basis von Verbundgesetzen, die unter kurzzeitiger und einmaliger Belastung experimentell ermittelt wurden, gewonnen. Berechnungen für langzeitige und wiederholte Belastungen konnten nicht angestellt werden, da brauchbare Verbundgesetze für diese Belastungsarten weder aus der Literatur noch aus eigenen Untersuchungen zur Verfügung standen. Es muß aus diesem Grunde hinterfragt werden, ob die rechnerisch simulierte Kurzzeitbelastung quantitativ und qualitativ ausreichende Informationen zur Beurteilung des Tragverhaltens liefern kann, da die Anforderungen an die Verankerungskonstruktionen bei langzeitiger und wiederholter Belastung besonders hoch sind. Diese Fragestellung kann nach Auffassung des Verfassers eindeutig positiv beantwortet werden, da auch bei kurzzeitig einwirkender Belastung in Höhe der Gebrauchslast signifikante Unterschiede und Tendenzen im Hinblick auf die Materialbeanspruchungen feststellbar sind, und die daraus resultierenden Effekte bei langzeitiger und wiederholter Belastung lediglich verstärkt werden. Außerdem liegen Ergebnisse von Verankerungsversuchen vor /60/, bei denen die mit Hilfe der im folgenden abgeleiteten Prinzipien konstruierte Klemmhülsenverankerung mit segmentierter Krafteinleitungsstrecke sowohl langzeitiger als auch nicht ruhender Belastung ausgesetzt wurde, die zeigen, daß bei einer materialgerechten Krafteinleitung (z.B. segmentierte Klemmhülsenverankerung) keine nennenswerten Festigkeitseinbußen zu erwarten sind.

4.6 Zusammenfassung

Ausgehend von Verankerungskonstruktionen für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe, bei denen die Stäbe aufgrund ihrer Empfindlichkeit gegenüber örtlichen Pressungen in Beilagen eingebettet oder in zylindrische Hülsen mittels Kunstharzmörtel vergossen sind, wird ein Rechenmodell zur Ermittlung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ abgeleitet.

Eine Übertragung der Ansätze auf das vorliegende Verankerungsproblem führt zu den Differentialbeziehungen des zweifach verschieblichen Verbundes. Diese Beziehungen werden dahingehend erweitert, daß erstmalig auch zweifach verschiebliche Systeme mit beliebigen, nicht linearen Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen berechnet werden können. Als Grundlage hierfür dienen ein in Anlehnung an Literaturergebnisse /8, 27/ hergeleiteter Rechenalgorithmus sowie ein an den jeweils gültigen Randbedingungen erarbeitetes Iterationsschema, welches die besonderen Anforderungen an die Iteration zweier voneinander abhängiger, unbekannter Größen erfüllt.

Die für die rechnerische Ermittlung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ erforderlichen Verbundgesetze $\tau_i = f(s_i)$ werden auf der Basis eigener Versuche und der Untersuchungen anderer Autoren diskutiert und numerisch aufbereitet.

Im Gegensatz zu den bisher zum Verbundverhalten vermörtelter Glasfaserstäbe vorliegenden Literaturergebnissen /22/ wird festgestellt, daß bei den derzeit üblichen HLV-Stäben die Schwachstelle in der Grenzfläche zwischen Harzüberdeckung bzw. Umwicklungen und Kern der Stäbe liegt. Das Versagensbild zeigt neben Aufschiebungen des Matrixharzes auch Faserbrüche und Brüche ganzer Faserbündel sowie deren Ablösungen. Dieses für das vorliegende Material typische Versagensbild stellt sich bei einem Beanspruchungsniveau ein, welches bei vermörtelten Stäben wenig unterhalb der interlaminaeren Schubfestigkeit τ_u und bei Relativverschiebungen zwischen Stab und Mörtel von etwa 0,1 mm bis 0,2 mm liegt. Hieraus ergibt sich die wichtige Folgerung, daß Verbundbeanspruchungen und Ver-

schiebungen in dieser Größenordnung vermieden werden müssen.

Theoretische Betrachtungen zur Höhe und Verteilung der Querpressungen zeigen, daß die Höhe der an der Staboberfläche wirksamen Querdruckspannungen bei den vorliegenden Verhältnissen in erster Linie von der Hülsensteifigkeit und nur geringfügig von der Steifigkeit der Vergußmasse abhängig ist. Der Einfluß der Querkontraktion der Werkstoffe auf die Querdruckspannungsverteilung entlang der Einbettungslänge erweist sich als vernachlässigbar gering.

Mit Kenntnis der Querpressungs- und Verbundverhältnisse werden die mit Hilfe des Rechenmodells ermittelten Spannungs- und Schlupfverteilungen experimentell gewonnenen Ergebnissen gegenübergestellt. Unter Berücksichtigung der meßtechnischen Einflüsse zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung.

Mit Hilfe des abgesicherten Rechenmodells werden Parameterstudien zum Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, daß das Verhältnis der Dehnsteifigkeiten des Glasfaserstabes K_{N1} und der Klemmhülse K_{N2} von übergeordneter Bedeutung für die Höhe der Verbundspannungen und Relativverschiebungen an der Staboberfläche ist. Bei ungünstigen Steifigkeitsverhältnissen $K_{N1}/K_{N2} < 2,0$ wird die maximal aufnehmbare Verbundspannung zwischen Stab und Vergußmasse bereits bei Beanspruchungen in Höhe der Gebrauchslast aktiviert, was die zuvor geschilderten Schädigungen der Staboberflächen zur Folge hat. Ist das Verhältnis der Dehnsteifigkeiten $K_{N1}/K_{N2} > 2,0$, und ist gleichzeitig der Verbund zwischen Klemmhülse und Ankerplatten ausreichend verschieblich, treten merklich geringere Materialbeanspruchungen auf, und vorzeitige Schädigungen sind nicht zu erwarten.

Als weitere sehr effektive Maßnahme zur Reduzierung der Verbundspannungen und Relativverschiebungen am Verankerungsbeginn erweist sich eine Segmentierung der Krafteinleitungsstrecke. Bei segmentierten Verankerungen sind die Steifigkeitsverhältnisse

zwischen Stab und Hülse von untergeordneter Bedeutung, jedoch übt die Segmentlänge einen signifikanten Einfluß auf die Höhe der Verbundspannungen und Relativverschiebungen aus. Die Verwendung genügend kurzer Segmente (z.B. $l_{\text{Seg}} \approx d_s$), und die Anordnung einer ausreichend hohen Anzahl derartiger Segmente führen zu vergleichsweise geringen und damit unbedenklichen Verbundspannungen und Relativverschiebungen an der Staboberfläche. Diese theoretischen Ergebnisse werden durch Versuchsergebnisse /59, 60/ untermauert, bei denen die Glasfaserstäbe sowohl unter kurzzeitiger als auch unter langzeitiger und nicht ruhender Belastung mit Hilfe segmentierter Klemmhülsenverankerungen weitgehend verlustfrei verankert werden konnten.

Im Hinblick auf die Verwendung der aus der Literatur bekannten Bruchkriterien /17, 18/ ist festzustellen, daß die Kenntnis der theoretisch bzw. auf der Grundlage bestimmter Versuche ermittelten Beanspruchungsgrenzen allein nicht ausreichend ist. Vielmehr müssen auch der Zusammenhang zwischen Verbundspannungen und Relativverschiebungen sowie die daraus resultierenden mechanischen Materialbeanspruchungen bekannt sein, um eine ausreichende Beurteilungsgrundlage für die Beanspruchbarkeit kunstharzgebundener Glasfaserstäbe bei der Krafteinleitung zu bekommen.

5. Zusammenwirken kunstharzgebundener Glasfaserstäbe mit anderen Bewehrungen

5.1 Verbundstabbewehrte Bauteile

Die Eignung kunstharzgebundener Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau wurde bereits in einem sehr frühen Entwicklungsstadium anhand von Bauteilversuchen erforscht und überprüft. Die im Hinblick auf Zusammensetzung, Festigkeits- und Verbundeigenschaften zum Teil völlig unterschiedlichen Glasfaserstäbe bzw. Zugelemente aus Glasfaserverbundwerkstoff wurden sowohl als schlaaffe Bewehrung als auch als Spannbewehrung für Vorspannung mit sofortigem Verbund bzw. nachträglichem Verbund eingesetzt. Dabei wurden als wesentliche Beurteilungsgesichtspunkte das Verformungsverhalten der untersuchten Bauteile und die Höhe der Bruchlast bzw. das Verhältnis aus Bruchlast im Versuch und theoretisch ermittelter Versagenslast herangezogen. Die Ergebnisse aus dem dazu vorliegenden Schrifttum /1, 21, 26, 35, 54, 72, 80/ werden in /43/ zusammengefaßt und kritisch diskutiert.

Demnach ist eine Anwendung von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben als schlaaffe Bewehrung zwar prinzipiell möglich, aber wenig sinnvoll, da verbundstabbewehrte Konstruktionen in der Regel unter sonst gleichen Bedingungen wesentlich höhere Verformungen als konventionell mit Betonstahl bewehrte Bauteile aufweisen. Die vergleichsweise hohen Verformungen bzw. Durchbiegungen werden übereinstimmend auf den niedrigen Elastizitätsmodul und das größtenteils unbefriedigende Verbundverhalten der Glasfaserbewehrung zurückgeführt.

Eine Anwendung der kunstharzgebundenen Glasfaserstäbe als Spannbewehrung wird von den meisten Autoren positiv beurteilt. Versuchsbalken, die im Spannbett vorgespannt wurden, zeigten nach /43/ ein ähnliches Verhalten wie spannstahlbewehrte Balken. Über Versuchsergebnisse an vorgespannten Bauteilen mit nachträglichem Verbund wird in /43/ nicht berichtet.

Die bisher zur Verfügung stehenden Ergebnisse beschreiben das

Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe in Betonbauteilen allenfalls tendenziell. Sämtliche Versuchsergebnisse wurden zudem an Bauteilen gewonnen, die ausschließlich mit Glasfaserverbundstäben bewehrt waren. Dies ist beim Einsatz des derzeit vorliegenden Materials im Spannbetonbau in Übereinstimmung mit den gültigen Regelwerken nicht möglich. Vielmehr werden die HLV-Elemente zunehmend als Substitut üblicher Spannstähle eingesetzt, was bedeutet, daß sie immer zusammen mit einer schlaffen Bewehrung aus konventionellem Betonstahl zum Einsatz kommen. Zum Tragverhalten von Bauteilen, die mit üblichen Betonstählen und kunstharzgebundenen Glasfaserstäben "gemischt" bewehrt sind, liegen bislang keine ausreichend abgesicherten Erkenntnisse vor. Die Problematik gemischt bewehrter Konstruktionen bedarf daher einer allgemeinen und grundsätzlichen Klärung.

5.2 Zusammenwirken und gegenseitige Beeinflussung unterschiedlicher Bewehrungen

Das Zusammenwirken von Bewehrungssträngen extrem unterschiedlicher Verbundeigenschaften und Dehnsteifigkeiten und die daraus resultierende gegenseitige Beeinflussung ist für die Dimensionierung und die Beurteilung des Tragverhaltens von "gemischt" bewehrten Bauteilen von entscheidender Bedeutung. Beispielsweise können die im Bereich von Rissen in die vorhandenen Bewehrungen einzuleitenden Kräfte und die dadurch verursachten unterschiedlichen Dehnungen in den Rissen bisher allenfalls grob abgeschätzt werden. Wie bereits im Abschnitt 2 erläutert, sind die Glasfaserstäbe vergleichsweise empfindlich gegenüber reibkorrosiven Beanspruchungen und verfügen zudem nur über eine relativ geringe Verbundtragfähigkeit. Aus diesen Gründen sind zur Vermeidung frühzeitiger Schäden die im Bereich von Rissen auf die HLV-Bewehrung entfallenden Lastanteile gezielt zu beschränken. Andererseits darf die Mitwirkung der HLV-Spannglieder nicht überschätzt werden, da sonst die Gefahr besteht, die im Querschnitt vorhandene schlaffe Bewehrung zu überfordern. Dies könnte zu nicht mehr akzeptablen Rißbreiten und damit zur Einschränkung der Gebrauchsfähigkeit des gesamten Bauwerks führen.

Die Problematik der gemischten Bewehrungen ist allerdings nicht spezifisch für kunstharzgebundene Glasfaserstäbe. Vielmehr werden in der Praxis häufig Querschnitte mit unterschiedlichen Bewehrungstypen, die sich hinsichtlich ihrer im Verbund liegenden Oberflächen und ihrer infolge unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit abweichenden Verbundeigenschaften unterscheiden, gemischt bewehrt (z.B. glatte Spannstähle zusammen mit Matten und Stabstählen).

Die Spannungen im Riß σ_{sr} der unterschiedlichen Bewehrungstypen sind aber nur in Fällen einheitlicher Verbundgüte, Stabdurchmesser und E-Moduln identisch mit den Spannungen im reinen Zustand II σ_s^{II} , d. h. die übliche Annahme $\sigma_{sr} = \sigma_s^{II}$ entspricht in sehr vielen Fällen nicht der Wirklichkeit. Die sich bei einem mit unterschiedlichen Stabdurchmessern bewehrten Zugkörper ergebenden Stahldehnungsverläufe sind qualitativ in der Abbildung 5.2-1 dargestellt.

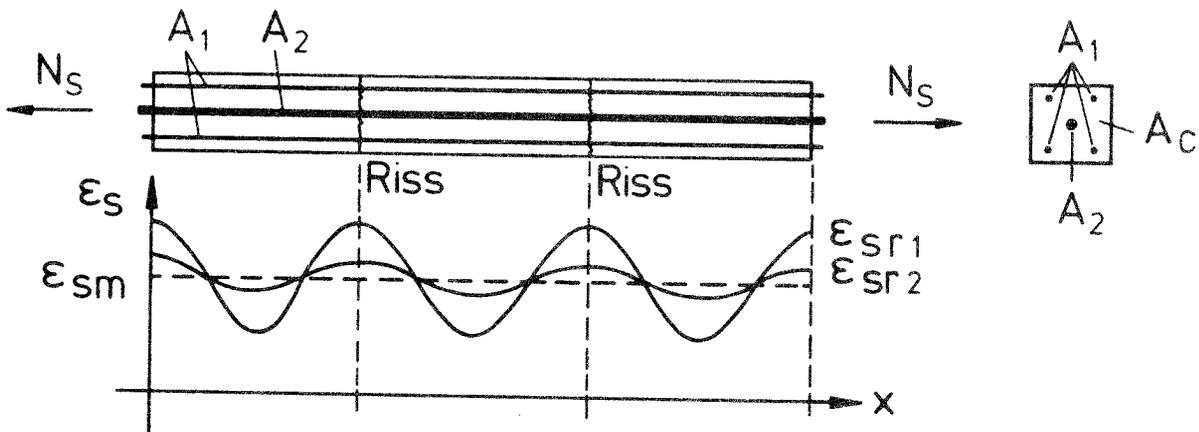


Abb. 5.2-1: Stahldehnungsverläufe für einen gemischt bewehrten Stahlbetonzugkörper, qualitativ (nach /70/)

Während aus Kontinuitätsgründen die mittleren Dehnungen ϵ_{sm} für beide Bewehrungsarten gleich groß sein müssen, treten im Rißquerschnitt erhebliche Dehnungsunterschiede auf, d. h. die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen ist für beide Bewehrungsarten unterschiedlich groß.

Im folgenden werden die zu dieser Problematik vorliegenden Ergebnisse aus der Literatur erläutert und kritisch diskutiert.

5.3 Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile

Der Einfluß unterschiedlicher Stahlquerschnitte (Durchmesser) auf die Stahlspannungen im Riß kann bereits aus der Arbeit von Rehm /42/ abgeleitet werden. Bei gleich hohen Relativverschiebungen im Riß $s(x=0)$ - wie sie für jeden im Querschnitt vorhandenen Bewehrungsstrang angenommen werden müssen - und bei sonst gleichen Verbundeigenschaften und Randbedingungen zeigt sich, daß die Stahlspannungen mit wachsendem Stabdurchmesser geringer werden (Abb. 5.3-1).

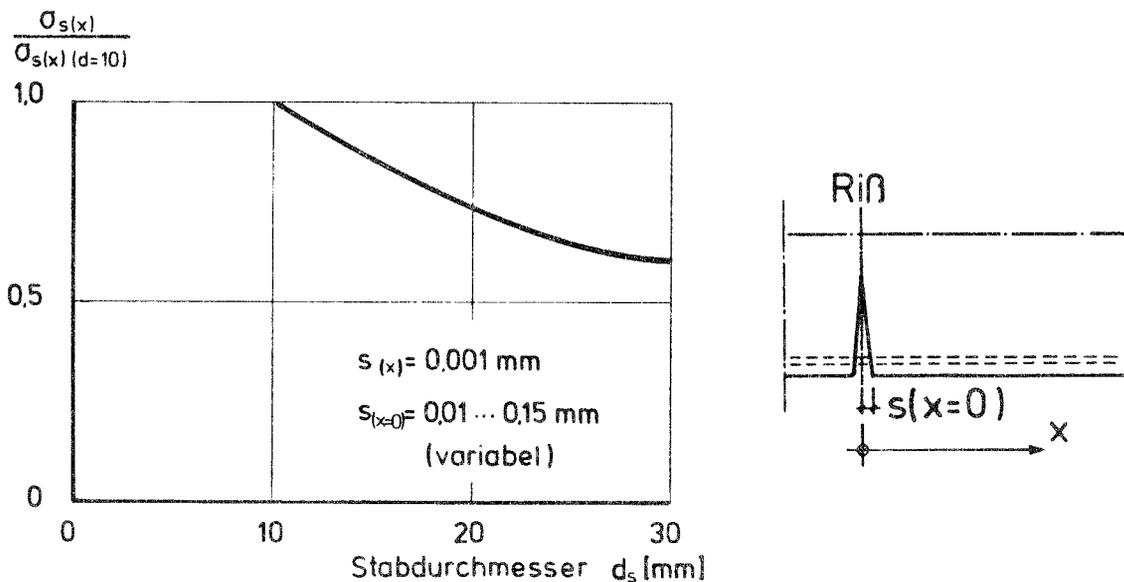


Abb. 5.3-1: Verhältnswerte der Stahlspannungen an Stellen mit gleicher Relativverschiebung $s(x)$ (nach /42/)

Für Stäbe mit einem Durchmesser von $d = 10$ mm ergeben sich im Vergleich zu Stäben mit Stabdurchmessern von $d = 30$ mm Spannungsunterschiede von ca. 43 %. Die in /42/ angegebenen Größenordnungen können als erster Anhaltswert für die im Rißquerschnitt zu erwartenden Spannungsverhältnisse von Bewehrungsstäben mit unterschiedlichen Durchmessern dienen.

Das Zusammenwirken unterschiedlicher Bewehrungsstränge in einem Querschnitt wurde für teilweise vorgespannte Konstruktionen im Hinblick auf Ribbildung und Ribbreitenbeschränkung von Thormählen /75/ und Trost et al. /76/ untersucht. Die Verfasser schlagen aufgrund theoretischer und experimenteller Überlegungen vor, die im Verbund liegende Spannbewehrung mit einem Abminderungsbeiwert

$$\xi = \frac{\tau(0,1 \text{ mm}), v}{\tau(0,1 \text{ mm}), s} \quad (5.1)$$

zu berücksichtigen. Demnach werden die bei einer Relativverschiebung von $s = 0,1 \text{ mm}$ theoretisch oder experimentell ermittelten Verbundspannungswerte der Spannbewehrung τ_v auf die entsprechenden Verbundspannungen der schlaffen Bewehrung τ_s bezogen. Unter der Annahme einer Zulagebewehrung aus üblichen Betonrippenstählen ($f_R \geq 0,065$) werden für gebräuchliche Spannstähle mit unterschiedlicher Oberflächengestaltung und demzufolge verschiedenen Verbundeigenschaften Abminderungsbeiwerte $\xi = 0,2 \div 0,64$ angegeben. Für die Ermittlung der Ribbreiten und Ribabstände gehen die Autoren von den von Rehm und Martin in /49/ aufgeführten Beziehungen aus und geben unter der Annahme, daß die Spannungsänderungen im Schlaffstahl und im Spannstahl gleich groß sind, den folgenden Ausdruck für den mittleren Ribabstand a_{rm} an.

$$a_{rm} = K_1 \cdot \ddot{u}_B + K_2 \cdot K_3 \cdot \frac{A_{bZ}}{\Sigma u_s + \xi \cdot \Sigma u_v} \quad (5.2)$$

\ddot{u}_B - Betonüberdeckung

A_{bZ} - unter Zugspannung stehende Betonfläche

u_s - Umfang der Schlaffstähle

u_v - Umfang der Spannstähle

K_i - Konstanten (vergl. /8/)

Während demnach bei der Berechnung von Ribbreiten und -abständen zumindest in erster Näherung das unterschiedliche Verbundverhalten von Spann- und Zulagebewehrung berücksichtigt werden kann, führt die Mittelung der Stahlspannungen zur Unter- bzw. Überschätzung der Tragwirkung einzelner Bewehrungsstränge. Durch die Annahme eines konstanten Faktors ξ wird vielmehr vorausgesetzt,

daß sich die Verbundspannungen über den gesamten Verschiebungsbereich proportional verhalten, was im allgemeinen nicht ohne weiteres angenommen werden kann.

Krips schlägt in /24/ vor, den Abminderungsbeiwert ξ aus den Verbundspannungsverhältnissen jeweils dem Bewehrungsstrang mit dem geringeren Flächenanteil zuzuschlagen. Dadurch kann der Unterschied zwischen tatsächlicher und angenommener mittlerer Stahlspannung reduziert werden.

Eine weitere Verbesserung der Näherungslösungen besteht nach /24/ darin, das Verbundspannungsverhältnis ξ in dem Verschiebungsbereich zu mitteln, in dem die erwarteten Verschiebungen liegen. Dieser Bereich wird mit $s = 0,05$ mm und $s = 0,1$ mm angesetzt, womit der nachfolgende Abminderungsbeiwert angegeben werden kann.

$$\xi_m = (\xi(0,05 \text{ mm}) + \xi(0,10 \text{ mm})) \cdot 1/2 \quad (5.3)$$

Umfangreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen an Plattenstreifen mit teilweiser Vorspannung von Janovic und Kupfer in /18/ sind die Grundlage für die Herleitung einer Beziehung, mit der die Rißspannungen σ_{sri} der unterschiedlichen Bewehrungsstränge näherungsweise bestimmt werden können. Im Rißquerschnitt werden dabei die Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbedingungen berücksichtigt. Die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen wird über Völligkeitsbeiwerte für die Stahlspannungen α erfaßt. Darunter wird das Verhältnis zwischen mittlerer Stahlspannung σ_{sm} und Spannung im Riß σ_{sr} verstanden. Eine Betrachtung möglicher Stahlspannungsverläufe zwischen den Rissen, bei denen ein linearer bzw. ein parabolischer Verlauf gegenübergestellt werden, führt zu Abschätzungen der Völligkeitsbeiwerte α . Die theoretisch ermittelten Werte werden sodann mit den experimentell gewonnenen verglichen, woraus unter weiterer Mittelung die nachfolgend aufgeführten Empfehlungen für die Praxis abgeleitet werden (Tabelle 5.3-1).

Belastungsart	Betonstahl gerippt	Spannstahl gerippt	Spannstahl glatt
	α_s^*	α_z	α_z
ruhend	0,83 (0,63)**	0,87	0,95
nicht ruhend	0,92 (0,7)**	0,94	1,00

* α_s -Werte für $\bar{u}_B \leq 1,5 \cdot d_s$ ** α_s -Werte für $\bar{u}_B \geq 2,5 \cdot d_s$
 Zwischenwerte können interpoliert werden

Tab. 5.3-1: Völligkeitsbeiwerte für die Stahlspannungen α_s und α_z nach /19/

Unter Zuhilfenahme der Völligkeitsbeiwerte α leiten die Autoren die nachfolgend angeschriebene Beziehung für die Stahlspannungen im Rißquerschnitt her.

$$\Delta\sigma_s' = \Delta\sigma_s \cdot \frac{1 + A_z/A_s \cdot K_\sigma}{1 + A_z/A_s \cdot \alpha_s/\alpha_z \cdot K_\sigma} \quad (5.4)$$

$\Delta\sigma_s'$ - Stahlspannung im Riß infolge unterschiedlicher Verbundeigenschaften von Schlaff- und Spannstahl

$\Delta\sigma_s$ - mittlere Stahlspannung im Riß

K_σ - Verhältnis der Hebelarme von Spann- und Schlaffstahl

Aus der angegebenen Beziehung (Gl. (5.4)) ist zu entnehmen, daß die Stahlspannungen im Riß im wesentlichen vom Verhältnis der Völligkeitsbeiwerte α beeinflußt werden. Diese beinhalten demnach alle relevanten Einflußfaktoren, wie beispielsweise Stabdurchmesser und Verbundeigenschaften der Bewehrungsstränge, und können daher allenfalls mittlere Verhältnisse beschreiben. Nach neueren Untersuchungen (z. B. /4, 16, 25/) kann der Völligkeitsbeiwert zwischen $\alpha_s = 0,35$ und $\alpha_s = 1,0$ betragen und ist außerdem stark abhängig vom jeweiligen Rißabstand sowie den Verbundeigenschaften und Stabdurchmessern.

Die von Glahn in /14/ hergeleitete Gleichung zur Bestimmung der Stahlspannungen σ_{sri} ist prinzipiell ähnlich aufgebaut wie der von Janovic und Kupfer ermittelte Zusammenhang in /19/. Die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen wird über mittlere Verbundspannungen berücksichtigt, so daß die Abhängigkeit der implizit in Gl. (5.5) enthaltenen Völligkeitsbeiwerte der Stahlspannungen vom Stabdurchmesser und Belastungsniveau erfaßt werden kann. Ein den Völligkeitsbeiwerten α entsprechender Beiwert x wird in /14/ auf theoretischer Basis ermittelt.

Unter der Annahme eines linearen Stahlspannungsverlaufes zwischen den Rissen, bei der die mittlere Stahldehnung für jeden Bewehrungsstrang gleich hoch anzusetzen ist, wird von Glahn eine vergleichsweise komplizierte Beziehung zur Bestimmung der Stahlspannungen hergeleitet. Den in /14/ angegebenen Zusammenhängen ist zu entnehmen, daß die Höhe der Stahlspannungen im Rißquerschnitt maßgeblich von den Beiwerten zur Erfassung der Verbundgüte der Bewehrungen und der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen beeinflußt wird. In welcher Größenordnung diese Beiwerte anzusetzen sind bzw. wie diese zu ermitteln sind, wird in /14/ nicht mitgeteilt.

Ein prinzipiell anderer Lösungsweg zur Behandlung gemischter Bewehrungen wird von Schober in /70/ aufgezeigt. Ausgehend von einem starr plastischen Verbundverhalten und demzufolge gleichmäßig verteilten Verbundspannungen τ_i im Krafteinleitungsbereich führt Schober mit Hilfe einer geschlossenen Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes einen Parameter ξ_v ein, der für einfache Fälle die unmittelbare Angabe der Spannungen im Rißquerschnitt erlaubt.

$$\xi_v = \frac{d_{s1} \cdot \alpha_2 \cdot \tau_{sm2}}{d_{s2} \cdot \alpha_1 \cdot \tau_{sm1}} \quad (5.5)$$

Der Verbundparameter ξ_v nach Gl. (5.5) ist abhängig vom Vergleichsstabdurchmesser d_{si} , den Beiwerten für den wirksamen Stabumfang $\alpha_i = u_w/d_{si}$ und den über die Einleitungslänge gemittelten Verbundspannungen τ_{smi} .

Im Gegensatz zu anderen Autoren gibt Schober eine Näherungsbeziehung für die mittleren Verbundspannungen τ_{smi} an.

$$\tau_{smi} = (0,88 \cdot A \cdot f_R + 10^{-2} \cdot \sqrt{B}) \cdot \beta_{Wm} \quad (5.6)$$

mit

$$A = 1,8 \cdot \psi$$

$$B = 14,4 \cdot \psi$$

ψ - Beiwert zur Erfassung des Verbundbereiches

$$0,6 \leq \psi \leq 1,0$$

f_R - bezogene Rippenfläche

β_{Wm} - mittlere Betonwürfeldruckfestigkeit

Damit ist für den Fall der Einzelrißbildung ($a_r > 2 \cdot L_e$) die Angabe der Stahlspannungen im Riß möglich.

$$\sigma_{sr2} = \sigma_{sr1} \cdot \sqrt{\xi_v} \quad (5.7)$$

Bei der Herleitung der Gl. (5.7) wird in /70/ allerdings davon ausgegangen, daß die Einleitungslängen für die unterschiedlichen Bewehrungsstränge auch verschieden groß sind. Diese Annahme ist aber nur dann exakt, wenn die gemeinsam im Verbund liegenden Bewehrungsstränge sich gegenseitig nicht beeinflussen. Anderenfalls ist aus Verträglichkeitsgründen von gleich großen Einleitungslängen für jeden Bewehrungsstrang auszugehen. Der von Schober angegebene Zusammenhang (5.7) ist demnach nur als erste Näherung zu betrachten.

Für den Fall der abgeschlossenen Rißbildung ($a_{rm} \leq 2 \cdot l_e$) werden wegen der vergleichsweise komplizierten Verhältnisse keine Angaben zur rechnerischen Ermittlung der Stahlspannungen im Riß gemacht. Stattdessen werden Diagramme, die auf der Basis eines Rechenprogrammes erstellt wurden, für die auf die mittlere Stahlspannung σ_s^{II} bezogenen Rißspannungen in Abhängigkeit vom Verbundparameter ξ_v und der bezogenen Belastungshöhe angegeben.

Aus den in Abb. 5.3-2 dargestellten Zusammenhängen kann entnommen werden, daß bei großen Unterschieden in der Verbundgüte und im Stabdurchmesser (Verbundparameter ξ_V) und bei extrem unterschiedlichen Bewehrungsverhältnissen λ die Stahlspannungen der "steiferen" Bewehrung im Riß erheblich von der üblicherweise angenommenen mittleren Spannung σ_s^{II} abweichen können. Diese Abweichungen sind offenbar im Ribbildungsbereich am größten und nehmen mit steigender Beanspruchung rasch ab.

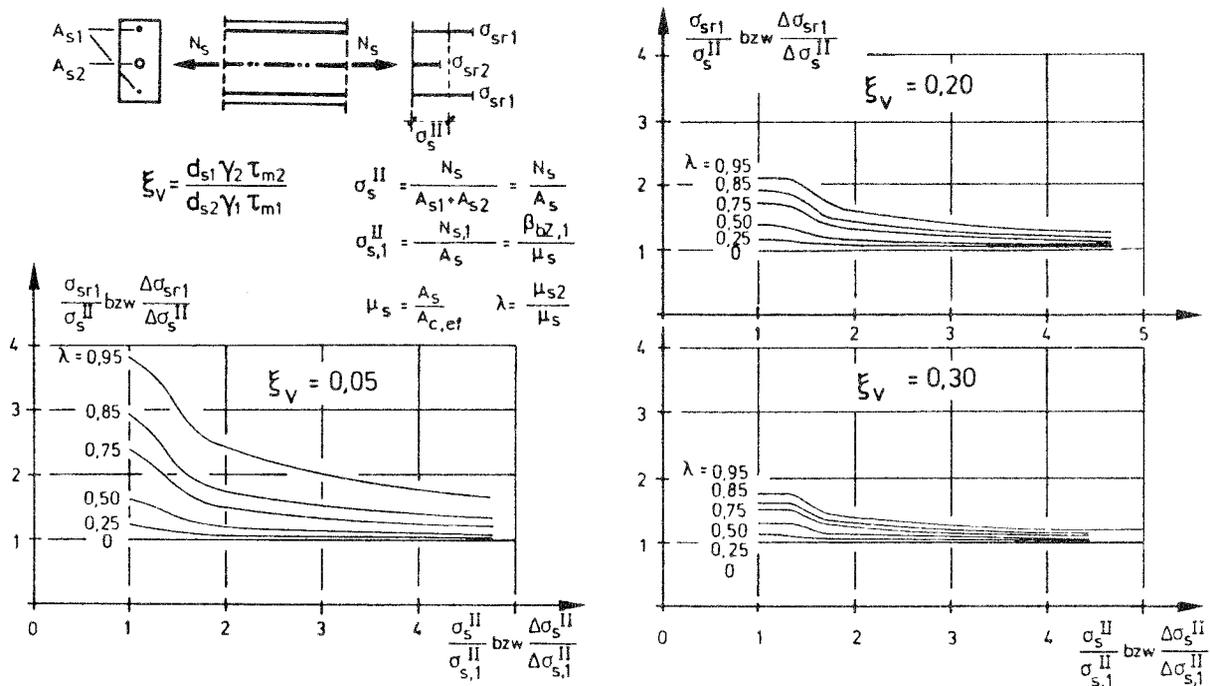


Abb. 5.3-2: Stahlspannungen im Rißquerschnitt σ_{sr1} bzw. σ_{sr2} nach Schober /70/

Eine Überprüfung der auf vergleichsweise einfachen Ansätzen bzw. Näherungen beruhenden Zusammenhänge anhand geeigneter Versuche wird in /70/ nicht vorgenommen. Hinweise auf den Einfluß unterschiedlicher Dehnsteifigkeiten (E-Moduln) der Bewehrungen auf die Ribbildung und das Verformungsverhalten gemischt bewehrter Bauteile können der Arbeit von Schober /70/ ebenfalls nicht entnommen werden.

5.4 Zusammenfassung

Aufgrund des geringen Elastizitätsmoduls und des zum Teil unbefriedigenden Verbundverhaltens der Glasfaserstäbe zeigen rein verbundstabbewehrte Bauteile ein ungünstigeres Verformungsverhalten als Konstruktionen mit konventioneller Schlaffstahlbewehrung. Versuche an Bauteilen mit einer Spannbewehrung aus kunstharzgebundenen Glasfaserstäben sind jedoch positiv zu bewerten.

Nach derzeitigem Stand der Technik werden die Glasfaserstäbe in der Regel zusammen mit Beton- bzw. Spannstählen eingesetzt, so daß die entsprechenden Bauteile mit Bewehrungssträngen unterschiedlicher Verbund- und Verformungseigenschaften gemischt bewehrt sind.

Die Berücksichtigung der unterschiedlichen Verbundeigenschaften von Bewehrungen erfolgt nach der Auffassung einiger Autoren über die Gewichtung mit einem Abminderungsbeiwert für die Bewehrung mit dem schlechteren Verbundverhalten. In anderen Arbeiten wird die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen untersucht und als wesentliche Einflußgröße auf die Stahlspannungen im Riß charakterisiert. Aufgrund der zum Teil sehr einfachen Annahmen und Näherungen sind solche Ansätze derzeit nur für die Beschreibung mittlerer Verhältnisse brauchbar.

Ein weiterer Vorschlag zur Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens gemischt bewehrter Bauteile basiert auf der geschlossenen Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für starr-plastische Verbundgesetze. Damit können unter Einbeziehung der jeweiligen Querschnittsanteile der unterschiedlichen Bewehrungen und der vorhandenen Stabdurchmesser sowie den wirksam im Verbund liegenden Staboberflächen Stahlspannungen im Rißbereich angegeben werden. Die theoretisch ermittelten Rechenergebnisse bei abgeschlossenem Rißbild werden ebenfalls mit Hilfe einfacher Näherungen gewonnen, deren experimentelle Bestätigung noch aussteht.

Insgesamt ist festzustellen, daß die bisher aus dem Schrifttum vorliegenden Ergebnisse das Trag- und Verformungsverhalten gemischt bewehrter Stahl- und Spannbetonkonstruktionen nur zum Teil brauchbar erfassen. Vorschläge zur Berücksichtigung unterschiedlicher E-Moduln der Bewehrungsstränge sind nicht verfügbar.

Es ist demnach notwendig, auf der Basis wirklichkeitsnaher Ansätze Berechnungsverfahren herzuleiten bzw. Zusammenhänge anzugeben, die das Trag- und Verformungsverhalten gemischt bewehrter Bauteile zutreffend beschreiben, und zwar auch bei extrem unterschiedlichen Verbund- und Steifigkeitseigenschaften sowie verschiedenen E-Moduln.

Aus diesen Gründen wurden vom Verfasser die nachfolgenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen durchgeführt (Abschnitt 6).

6. Krafteinleitung im Bereich von Rissen gemischt bewehrter Betonbauteile

6.1. Modifiziertes Rechenmodell zur Ermittlung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ im Bereich von Rissen bei gemischt bewehrten Stahl- und Spannbetonbauteilen

6.1.1 Allgemeine Differentialbeziehungen und Randbedingungen

Die Abb. 6.1-1 zeigt einen gemischt bewehrten Dehnkörper und die an einem Ausschnitt der Länge dx angreifenden Kräfte. Die im Querschnitt vorhandenen Bewehrungsstränge "1" und "2" können im Hinblick auf die im Verbund liegenden Oberflächen, Stabdurchmesser, Verbundeigenschaften und Elastizitätsmoduln voneinander abweichen. Vorausgesetzt werden gleichmäßig durchsetzte Zugzonen, d. h. die unterschiedlichen Bewehrungsstränge beeinflussen sich gegenseitig. Der besseren Übersicht wegen werden zunächst 2 unterschiedliche Bewehrungen betrachtet.

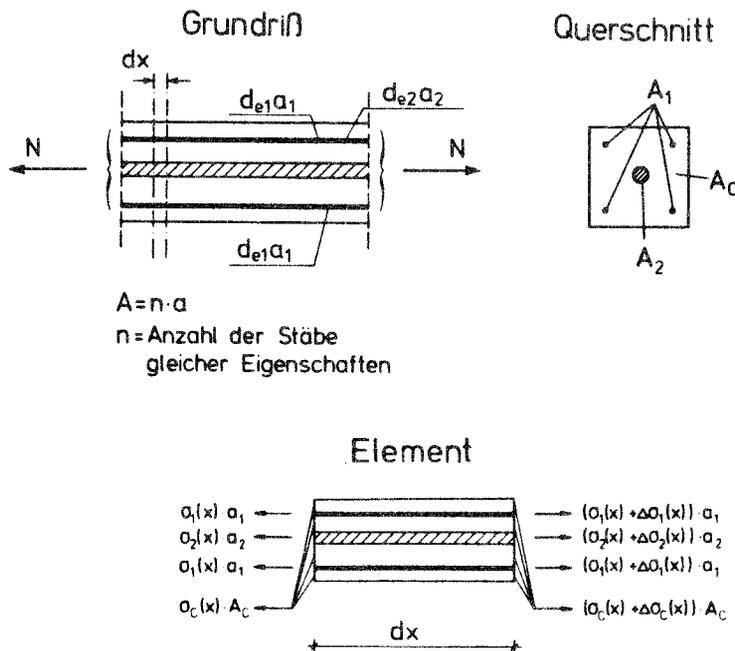


Abb. 6.1-1: Dehnkörper und Kräfte am Element

Die Änderung der Spannungen in den Bewehrungssträngen entspricht den durch Verbund in den Beton eingeleiteten und auf die jeweiligen Querschnitte bezogenen Kräfte. Damit gilt:

$$\frac{d\sigma_1(x)}{dx} = \tau_1(x) \cdot u_1/A_{s1} \quad (6.1)$$

$$\frac{d\sigma_2(x)}{dx} = \tau_2(x) \cdot u_2/A_{s2} \quad (6.2)$$

$$\frac{d\sigma_c(x)}{dx} = - (\tau_1(x) \cdot u_1/A_c + \tau_2(x) \cdot u_2/A_c) \quad (6.3)$$

Die Relativverschiebungen ergeben sich aus den Differenzen der Verschiebungen der Bewehrungsstränge (v_1 bzw. v_2) und des Betons (v_c). Analog zu Abschnitt 4.1 erhält man nach zweimaliger Differentiation, Einsetzen und Zusammenfassen ein Differentialgleichungssystem 2. Ordnung für $s(x)$:

$$\frac{d^2 s_1(x)}{dx^2} = a_1 \cdot f(s_1(x)) + a_2 \cdot f(s_2(x)) \quad (6.4)$$

$$\frac{d^2 s_2(x)}{dx^2} = a_3 \cdot f(s_1(x)) + a_4 \cdot f(s_2(x)) \quad (6.5)$$

mit $a_1 = u_1/A_{s1} \cdot E_1 + u_1/A_c \cdot E_c$
 $a_2 = u_2/A_c \cdot E_c$
 $a_3 = u_1/A_c \cdot E_c$
 $a_4 = u_2/A_{s2} \cdot E_2 + u_2/A_c \cdot E_c$

Die Gleichungen (6.4) und (6.5) können bei Beachtung der Vorzeichen und des Gleichgewichtes unmittelbar auf die von Eligehausen in /6/ und die vom Verfasser in Abschnitt 4.1 angegebenen Beziehungen zurückgeführt werden.

Bei der Festlegung der Randbedingungen sind zwei Rißbildungsstadien zu unterscheiden. Die Einleitungslängen L_e sind im Stadium der Einzel- bzw. Erstrißbildung kleiner als der halbe Rißabstand a_r , d. h. die Risse beeinflussen sich nicht. Am Ende der Einleitungsstrecke ($x=L_e$) besitzen Bewehrungen und Beton die gleiche Dehnung, und die Relativverschiebungen ergeben sich zu Null.

$$s_1(x=L_e) = 0 \quad (6.6)$$

$$s_2(x=L_e) = 0 \quad (6.7)$$

$$\epsilon_1(x=L_e) = \epsilon_2(x=L_e) = \epsilon_c(x=L_e) \quad (6.8)$$

Deshalb ist aus Verträglichkeitsgründen für beide Bewehrungen dieselbe Einleitungslänge L_e anzusetzen. Unterschiedliche Einleitungslängen, wie beispielsweise in /70/ angenommen, führen zu einer Verletzung der Verträglichkeit.

Am Beginn der Einleitungsstrecke ($x=0$) sind die Relativverschiebungen der Bewehrungsstränge gleich groß und entsprechen der halben Rißbreite w :

$$s_1(x=0) = s_2(x=0) = w/2 \quad (6.9)$$

Die Abb. 6.1-2 verdeutlicht die Zusammenhänge.

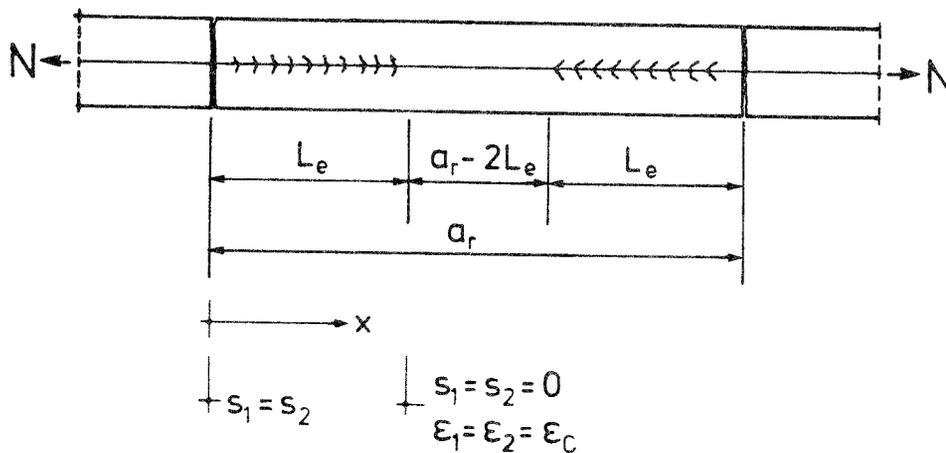


Abb. 6.1-2: Randbedingungen bei Einzel- bzw. Erstrißbildung

Im Zustand fortgeschrittener bzw. abgeschlossener Rißbildung herrscht auch im Bereich zwischen den Rissen verschieblicher Verbund. Die Dehnungen der Bewehrungsstränge sind im Mittelbereich zwischen den Rissen größer als die Betondehnung. Der Verschiebungsnulldpunkt wird in der Rißabstandsmitte angenommen, was im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen genügend genau erscheint.

Bei der Ermittlung der Verteilungsfunktionen unter äußerer Laststeigerung wird ein mittlerer Rißabstand a_{rm} zugrunde gelegt. Die Literaturangaben zur Größe der mittleren Rißabstände sind sehr unterschiedlich. Neuere Veröffentlichungen nennen zu erwartende Werte von etwa $a_{rm} = 1,35 \cdot L_e / 7, 24/$.

Unter den genannten Voraussetzungen ergeben sich damit die folgenden Randbedingungen (Abb. 6.1-3):

$$s_1(x=0) = s_2(x=0) = w/2 \quad (6.10)$$

$$s_1(x=a_{rm}) = s_2(x=a_{rm}) = w/2 \quad (6.11)$$

$$s_1(x=a_{rm}/2) = s_2(x=a_{rm}/2) = 0 \quad (6.12)$$

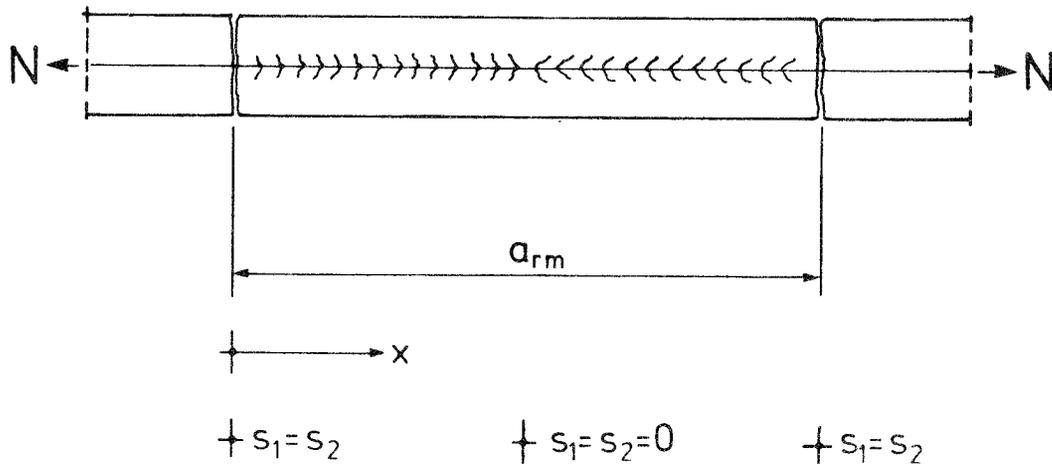


Abb. 6.1-3: Randbedingungen bei fortgeschrittener bzw. abgeschlossener Rißbildung

Für das Differentialgleichungssystem (Gln. (6.4) und (6.5)) sind bei der Verwendung linearer Verbundspannungs-Schlupfbeziehungen $\tau_i = K \cdot s_i$ die geschlossenen Lösungen prinzipiell bekannt (vergl. Abschnitt 4.1). Allerdings entspricht die Annahme linearer Verbundgesetze für einbetonierte Stähle oder andere Bewehrungselemente nicht der Wirklichkeit (z.B. /42/). Lösungen für wirklichkeitsnahe, nicht lineare Verbundgesetze $\tau_i = f(s_i)$ können

aber nur mit Hilfe der schrittweisen Integration gewonnen werden.

Aus diesem Grunde wird bei den folgenden Untersuchungen ein zwar aufwendiges, aber für die praktischen Verhältnisse zutreffendes Iterationsverfahren eingesetzt.

Als Verbundgesetze $\tau_i = f(s_i)$ dienen experimentell ermittelte Verbundspannungs-Schlupfbeziehungen.

6.1.2 Näherungslösung durch schrittweise Integration

Analog zu den in Abschnitt 4.1.3 hergeleiteten Rechenannahmen erhält man unter Zugrundelegung linearer Spannungs- und Verschiebungsverläufe sowie konstant über das Berechnungsintervall Δx verlaufende Verbundspannungen (vergl. Abb. 4.1-5) die folgenden Rechenbeziehungen:

$$\sigma_{1,2}(x + \Delta x) = \sigma_{1,2}(x) + \Delta\sigma_{1,2}(x) \quad (6.13)$$

$$\Delta\sigma_{1,2}(x) = \tau_{1,2}(x) \cdot u_{1,2}/A_{1,2} \cdot \Delta x \quad (6.14)$$

$$\sigma_c(x + \Delta x) = \sigma_c(x) + \Delta\sigma_c(x) \quad (6.15)$$

$$\Delta\sigma_c(x) = \tau_{1,2}(x) \cdot u_{1,2}/A_c \cdot \Delta x \quad (6.16)$$

Für die Relativverschiebungen ergibt sich analog:

$$s_{1,2}(x + \Delta x) = s_{1,2}(x) + \Delta s_{1,2}(x) \quad (6.17)$$

$$\begin{aligned} \Delta s_{1,2}(x) &= \frac{\Delta x}{2 \cdot E_{1,2}} (2\sigma_{1,2}(x) + \Delta\sigma_{1,2}(x)) \\ &\quad - \frac{\Delta x}{2 \cdot E_c} (2\sigma_c(x) + \Delta\sigma_c(x)) \end{aligned} \quad (6.18)$$

Man erkennt, daß die Verteilungen der Spannungen, Verbundspannungen und Relativverschiebungen beider Bewehrungen über die Betonspannungen miteinander gekoppelt sind. Die Rechenannahmen (Gln. (6.13) bis (6.18)) sind mit den von Eligehausen in /6/ angegebenen Rechenbeziehungen identisch. Allerdings sind im vorliegenden Fall keinerlei "Symmetriebedingungen" vorhanden, wie gleiche Stabdurchmesser und E-Moduln sowie gleiche Verbundeigenschaften. Die schrittweise Lösung der Differentialbeziehungen erfordert deshalb ein besonderes Iterationsverfahren, welches im folgenden abgeleitet wird.

Am Beginn der Krafteinleitungsstrecke bzw. im Rißquerschnitt sind für eine Relativverschiebung $s = s_1 = s_2$, die der halben Rißbreite w entspricht, die Dehnungen der einzelnen Bewehrungsstränge iterativ zu ermitteln. Dazu wird unter Vorgabe der Relativverschiebung $s(x=0)$ und einer Dehnung $\epsilon_i(x=0)$ die Dehnung des anderen Bewehrungsstranges $\epsilon_j(x=0)$ so lange verbessert, bis für die Bewehrung j die Randbedingung an der Stelle $x=L_e$ bzw. $x=a_{rm}$ eingehalten ist. Mit dem gefundenen Wert $\epsilon_j(x=0)$ wird nun die Dehnung $\epsilon_i(x=0)$ iterativ verbessert, bis für die Bewehrung i die entsprechenden Randbedingungen erfüllt sind (vergl. Iterationschema in Abb. 6.1-4).

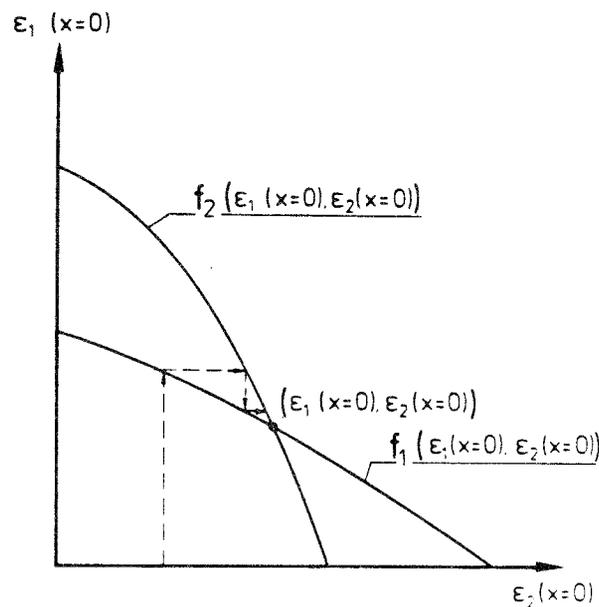


Abb. 6.1-4: Nicht lineares Iterationschema zur Bestimmung der Dehnungen im Rißquerschnitt

Bei ausreichender Wiederholung dieses Vorganges erhält man schließlich ein Wertepaar $\epsilon_i(x=0)$ und $\epsilon_j(x=0)$, bei dem die vorgegebenen Randbedingungen für beide Bewehrungsstränge gleichermaßen erfüllt sind. Die Methodik zur Verbesserung der Anfangswerte $\epsilon_{i,j}(x=0)$ entspricht dem in Abschnitt 4.1.3 angegebenen Verfahren.

Hiermit stehen alle theoretischen Voraussetzungen zur Ermittlung der Bewehrungsspannungen im Bereich von Rissen gemischt bewehrter Bauteile zur Verfügung. Im folgenden Abschnitt wird deshalb die Brauchbarkeit der hergeleiteten Zusammenhänge und Rechenansätze anhand experimentell gewonnener Ergebnisse überprüft.

6.2 Vergleich und Überprüfung theoretischer Ergebnisse mit eigenen Versuchen

6.2.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Zum Studium des Tragverhaltens gemischt bewehrter Stahlbetonkörper wurden vom Verfasser bzw. unter dessen Betreuung experimentelle und theoretische Untersuchungen /34/ vorgenommen.

Gegenstand der Untersuchungen waren insgesamt 3 zentrisch mit HLV-Elementen vorgespannte Stahlbetonzugkörper (D1,D2,D3), bei denen das aus 8 Stäben bestehende Spannglied in einem Hüllrohr geführt und nach dem Vorspannen mit unterschiedlichen Mörteln vergossen bzw. verpreßt wurde. Versuchsparameter waren die unterschiedlichen E-Moduln der Bewehrungsstränge und der Bewehrungsgehalt an Betonstahl. Das Verbundverhalten der vermörtelten Glasfaserstäbe wurde durch Wahl verschiedener Verpreßmörtel (Kunstharz- bzw. PZ-Mörtel) und Staboberflächen (mit und ohne Ummantelung) variiert.

Die Dehnungen im Rißquerschnitt wurden an vorgegebenen Stellen (Rißbleche) mittels Dehnmeßstreifen, die sowohl auf den Betonstählen als auch auf den Glasfaserstäben appliziert waren, über

eine Vielstellenmeßanlage erfaßt und registriert. Rißbreiten und Rißabstände wurden bei zuvor festgelegten Belastungsniveaus mittels Rißlupe und Maßstab aufgenommen. Begleitend zu diesen Messungen wurden die wichtigsten Festigkeits- und Materialkennwerte experimentell ermittelt. Dabei stand die Erfassung des Verbundverhaltens der verschiedenen Bewehrungstypen im Vordergrund. Einen Überblick über die Ausbildung der Versuchskörper vermittelt die folgende Abbildung 6.2-1.

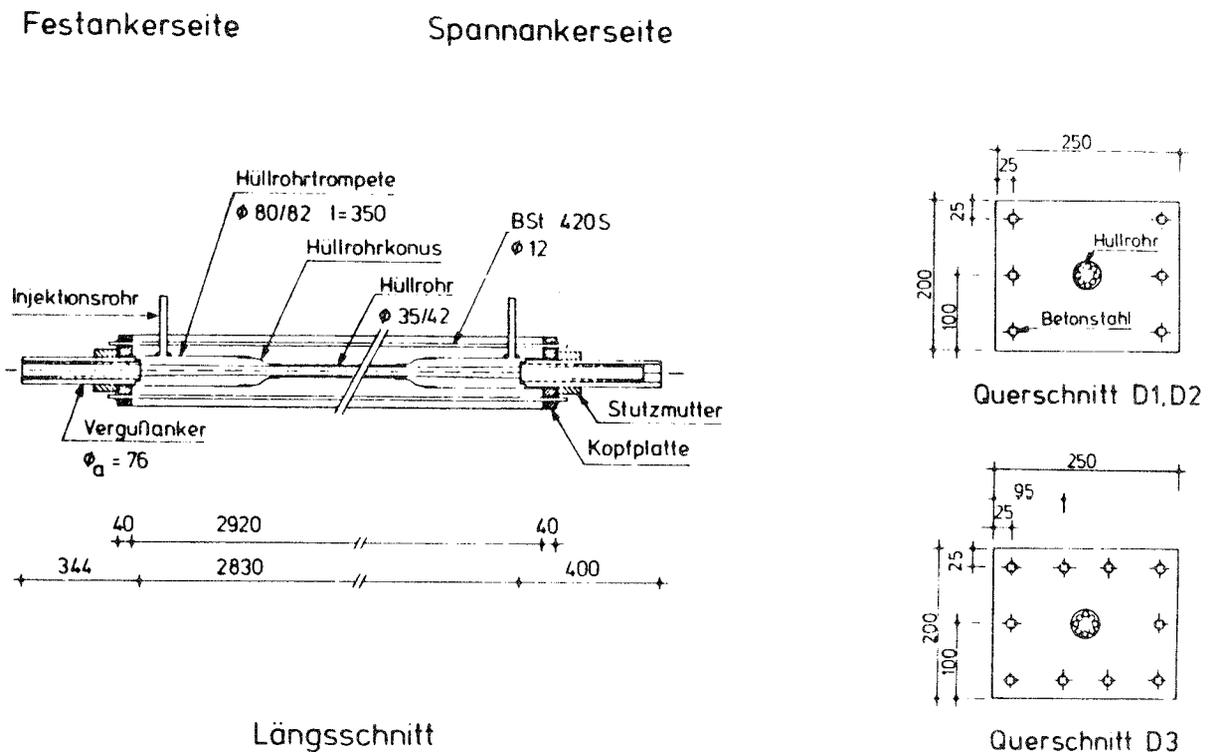


Abb. 6.2-1: Ausbildung der Versuchskörper (/34/)

Die Belastung der Dehnkörper erfolgte verformungsgesteuert bis zum Bruch. Während der Belastung traten einige markante Lastniveaus auf, die anhand der in der Abb. 6.2-2 dargestellten schematischen Arbeitslinie der Dehnkörper näher erläutert werden.

Bei der Rißlast N_R geht der Dehnkörper vom ungerissenen Zustand I in den weniger dehnsteifen, gerissenen Zustand II über. Erreicht die Bewehrung mit der höheren Steifigkeit und den besseren Verbundeigenschaften (Stahlbewehrung) ihre Streckgrenze bei einer

äußeren Last N_F , so geht der Zugkörper in den Zustand III über, bei dem eine Laststeigerung nur noch über einen Spannungszuwachs in den Glasfaserstäben erfolgen kann. Eine Steifigkeitszunahme ist theoretisch dann möglich, wenn die naturharten Betonstähle bei der Last N_W in den Verfestigungsbereich gelangen. Dieser Zustand wurde allerdings bei den Versuchen nicht erreicht, da die Betonstähle im Bereich der Schweißungen an den Lasteinleitungsplatten (vergl. Abb. 6.2-1) zuvor versagten.

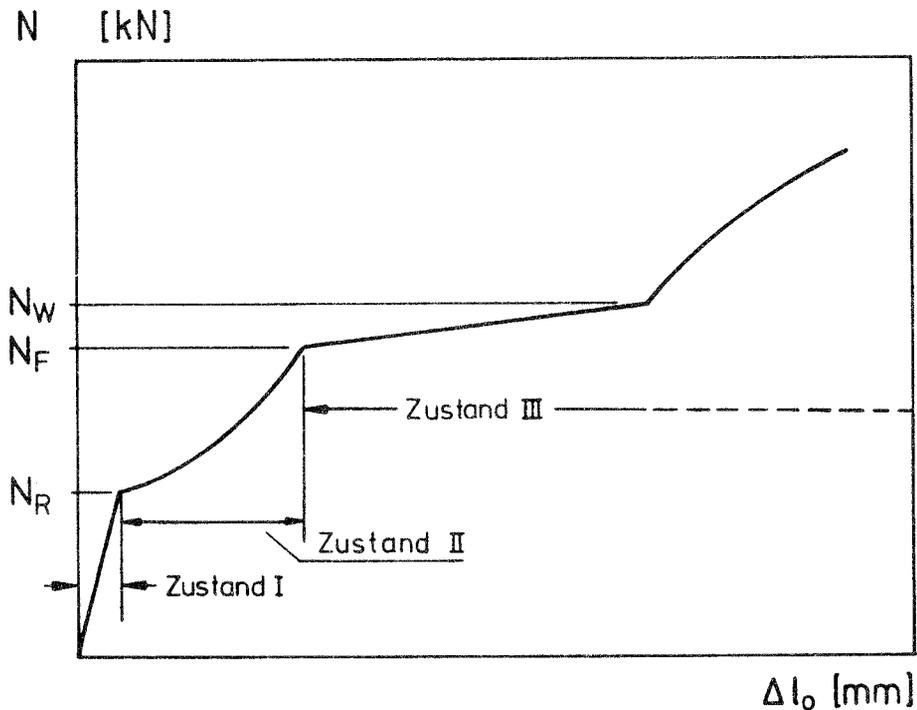


Abb. 6.2-2: Schematische Arbeitslinie der Dehnkörper (aus /34/)

Weitere Details zum Versuchsaufbau und zur Durchführung der Versuche können den Ausführungen in /34/ entnommen werden.

6.2.2 Gegenüberstellung der experimentell und theoretisch gewonnenen Ergebnisse

In der Tabelle 6.2-1 sind die experimentell bzw. rechnerisch ermittelten Eingangsgrößen für die Berechnungen der Dehnkörper zusammengestellt. Die Festigkeitswerte des verwendeten Betons und

der unterschiedlichen Vergußmörtel wurden im jeweiligen Prüfalter ermittelt, wobei die an Zylindern ermittelte Zementmörtelfestigkeit mit der Beziehung $\beta_W = \beta_C/1,05$ umgerechnet wurde.

Vereinfachend wurden die Mörtelquerschnittsflächen A_m dem Betonquerschnitt A_C zugeschlagen, so daß die Berechnungen mit einem Gesamtquerschnitt von $A_{C,eff} = (A_C + A_m)$ durchgeführt werden konnten.

Dehnkörper			D1	D2	D3
Betonfestigkeit	β_W	N/mm ²	41,8	40,0	40,5
Prüfalter	t	d	46	39	41
Betonfläche	A_C	mm ²	48002	48002	47543
Mörtelart	-	-	KH	PZ	PZ
Mörtelfestigkeit	$\beta_{W,MÖ}$	N/mm ²	42	33,3	35,5
Prüfalter	t	d	5	15	17
Mörtelfläche	A_m	mm ²	609	498	498
Betonstahl	-	-	420 S	420 S	420 S
Zugfestigkeit	β_Z	N/mm ²	697	697	697
Streckgrenze	β_S	N/mm ²	492	492	492
E-Modul	E_1	N/mm ²	209800	209800	209800
Rippenfläche	f_R	-	0,055	0,055	0,055
Durchmesser	d_1	mm	12	12	12
Anzahl	n_1	-	6	6	10
Querschnittsfläche	A_1	mm ²	678	678	1131
Umfang	u_1	mm	226	226	377
HLV-Elemente Charge-Nr.	-	-	5177	5470	5471
Zugfestigkeit	$\beta_{Z,N}$	N/mm ²	1600	1600	1600
E-Modul	E_2	N/mm ²	52000	52000	52000
Durchmesser	d_2	mm	7,5	8,6 ¹⁾	8,6 ¹⁾
Anzahl	n_2	-	8	8	8
Querschnittsfläche	A_2	mm ²	353	353 ²⁾	353 ²⁾
Umfang	u_2	mm	106 ³⁾	120 ³⁾	120 ³⁾

1) Stäbe ummantelt

2) Kernquerschnitt

3) Wirksamer Umfang

Tab. 6.2-1: Material- und Festigkeitskennwerte sowie geometrische Größen für die Berechnungen

Die einbetonierten Betonstähle zeigten ein Verbundverhalten, welches aufgrund der vorliegenden Literaturergebnisse erwartet werden konnte. Dementsprechend wurde die von Eligehausen et al. in /8/ vorgeschlagene Form der Verbundgesetze für die einbetonierten Rippenstähle gewählt. Die Verbundcharakteristik der in Kunstharzmörtel eingebetteten, nicht ummantelten Glasfaserstäbe läßt sich mit diesem Ansatz ebenfalls gut beschreiben. Die Verbundgesetze für PZ-vermörtelte Mantelstäbe konnten mit dem Ansatz nach Martin /27/ gut angepaßt werden. Die den Berechnungen zugrunde gelegten Verbundgesetze sind in der Abbildung 6.2-3 vergleichend gegenübergestellt.

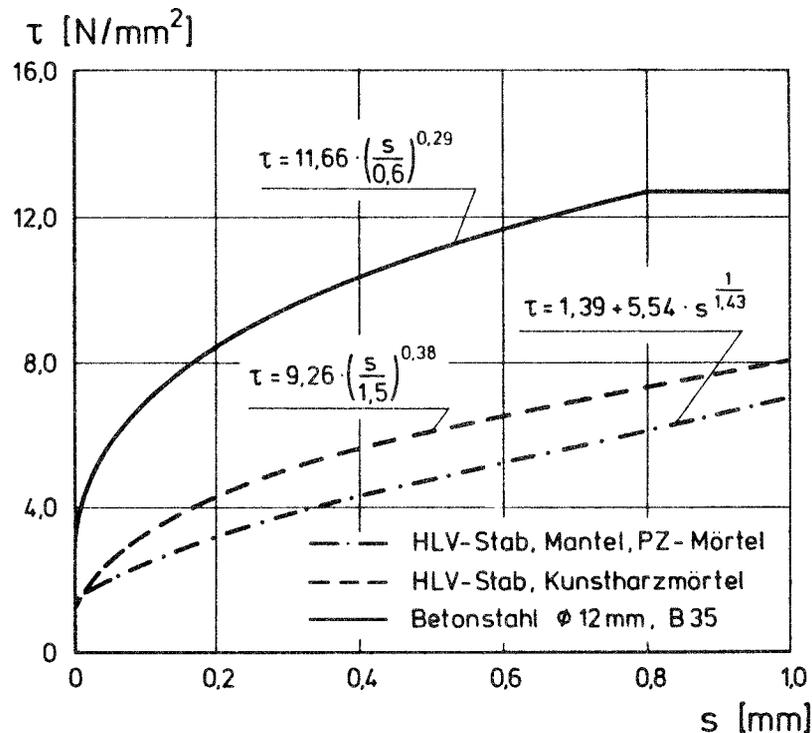


Abb. 6.2-3: Verwendete Verbundgesetze für Betonstähle und Glasfaserstäbe

Die mittleren Rißabstände a_{rm} wurden in Anlehnung an Abschnitt 6.1 mit $a_{rm} = 1,35 \cdot L_e$ rechnerisch bestimmt. Die theoretisch ermittelten Werte stimmten bis auf geringfügige Abweichungen gut mit den aus den Versuchen gewonnenen Rißabständen überein. Bei den Berechnungen wurde vereinfachend davon ausgegangen, daß unmittelbar nach Erstrißbildung ein abgeschlossenes Rißbild vorliegt. Diese Vorgehensweise läßt zwar den Rißbildungsprozeß, der im wesentlichen von der Verteilung der Betonzugfestigkeit abhän-

gig ist, außer acht, jedoch entspricht sie den allgemein üblichen Annahmen der klassischen Rißtheorien (vergl. /7/). Außerdem zeigen die Versuchsergebnisse aus /34/, daß etwa ab einem mittleren Spannungszuwachs $\Delta\sigma^{\text{II}} = 200 \text{ N/mm}^2$ bereits ein abgeschlossenes Rißbild vorlag. Die für die Berechnungen zugrunde gelegten mittleren Rißabstände sind in der Tabelle 6.2-2 angegeben.

Dehnkörper	D1	D2	D3
Mittlerer Rißabstand a_{rm} [mm]	100	100	95

Tab. 6.2-2: Mittlere Rißabstände a_{rm}

Die nachfolgend aufgeführten Vergleiche zwischen Versuch und Rechnung werden beispielhaft anhand der Ergebnisse für den Dehnkörper D2 vorgenommen.

In der Abb. 6.2-4 sind die Spannungsänderungen im Rißquerschnitt $\Delta\sigma_{\text{ri}}$ für den Betonstahl und die Glasfaserstäbe in Abhängigkeit des mittleren Spannungszuwachses $\Delta\sigma^{\text{II}}$ aufgetragen. Der mittlere Spannungszuwachs ist dabei auf äußere Lasten oberhalb der Dekompressionslast ($\sigma_{\text{c}} = 0$) bezogen und wird wie folgt ermittelt:

$$\Delta\sigma^{\text{II}} = \frac{(N - N_{\text{D}})}{(A_1 + A_2)} \quad (6.19)$$

Bei den jeweiligen Dekompressionszuständen wurden die in der nachfolgenden Tabelle 6.2-3 angegebenen Lasten und Bewehrungsspannungen ermittelt.

Dehnkörper	N_D [kN]	σ_{D1} [N/mm ²]	σ_{D2} [N/mm ²]
D1	124	-50	449
D2	140	-31	443
D3	129	-25	430

Tab. 6.2-3: Kräfte und Spannungen im Dekompressionszustand

Aus Abbildung 6.2-4 ist zu entnehmen, daß die theoretisch und experimentell ermittelten Zusammenhänge gut übereinstimmen. Für beide Bewehrungen zeigt sich ein etwa linearer - aber unterschiedlich steiler - Spannungsanstieg bis zum Fließbeginn der Betonstahlbewehrung "1". Ab diesem Lastniveau nimmt die Spannung der Glasfaserbewehrung "2" bei weiterer Laststeigerung stark zu, während die Fließspannung der Stähle konstant bleibt (Zustand III).

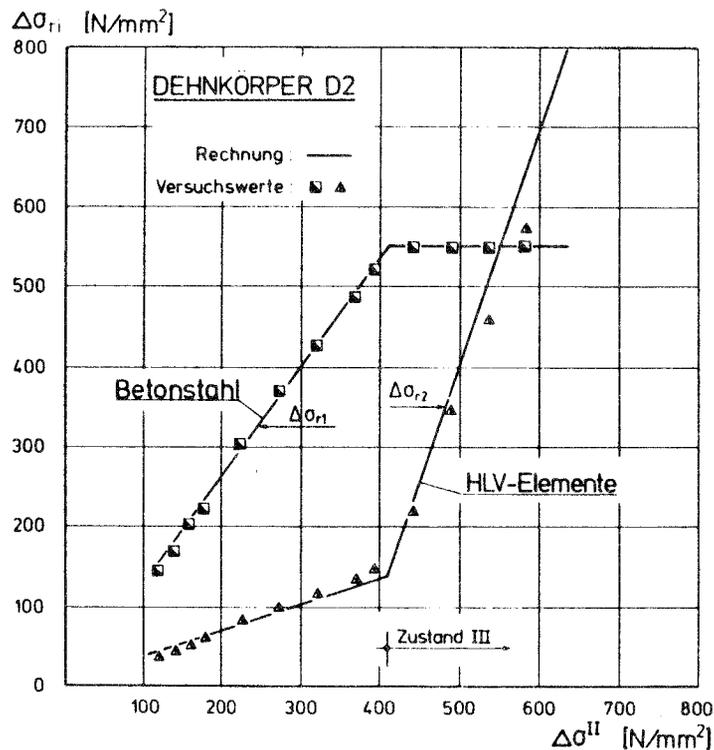


Abb. 6.2-4: Spannungsänderungen $\Delta\sigma_{ri}$ in Abhängigkeit des mittleren Spannungszuwachses $\Delta\sigma^{II}$ als Vergleich zwischen Versuch und Rechnung

Der vergleichsweise hohe Spannungszuwachs im Betonstahl $\Delta\sigma_{r1}$ bis zum Fließbeginn ist im wesentlichen damit zu erklären, daß die Betonstähle im Dekompressionszustand noch unter Druckspannungen standen ($\sigma_{D1} = -31 \text{ N/mm}^2$).

Betrachtet man den auf die mittlere Spannungsänderung $\Delta\sigma^{\text{II}}$ bezogenen Spannungszuwachs der Bewehrungen $\Delta\sigma_{ri}$, ergibt sich ein für die vorliegenden Verhältnisse nahezu konstanter Wert, d. h. die Spannungsänderungen in den Bewehrungen sind nur wenig abhängig von der Beanspruchungshöhe (vergl. Abb. 6.2-5). Tendenziell ist jedoch festzustellen, daß der bezogene Spannungszuwachs in der steiferen Bewehrung mit den besseren Verbundeigenschaften mit zunehmender Belastung leicht ansteigt, während bei der dehnweiche- ren Bewehrung eine leichte Abnahme des bezogenen Spannungszuwachses zu verzeichnen ist.

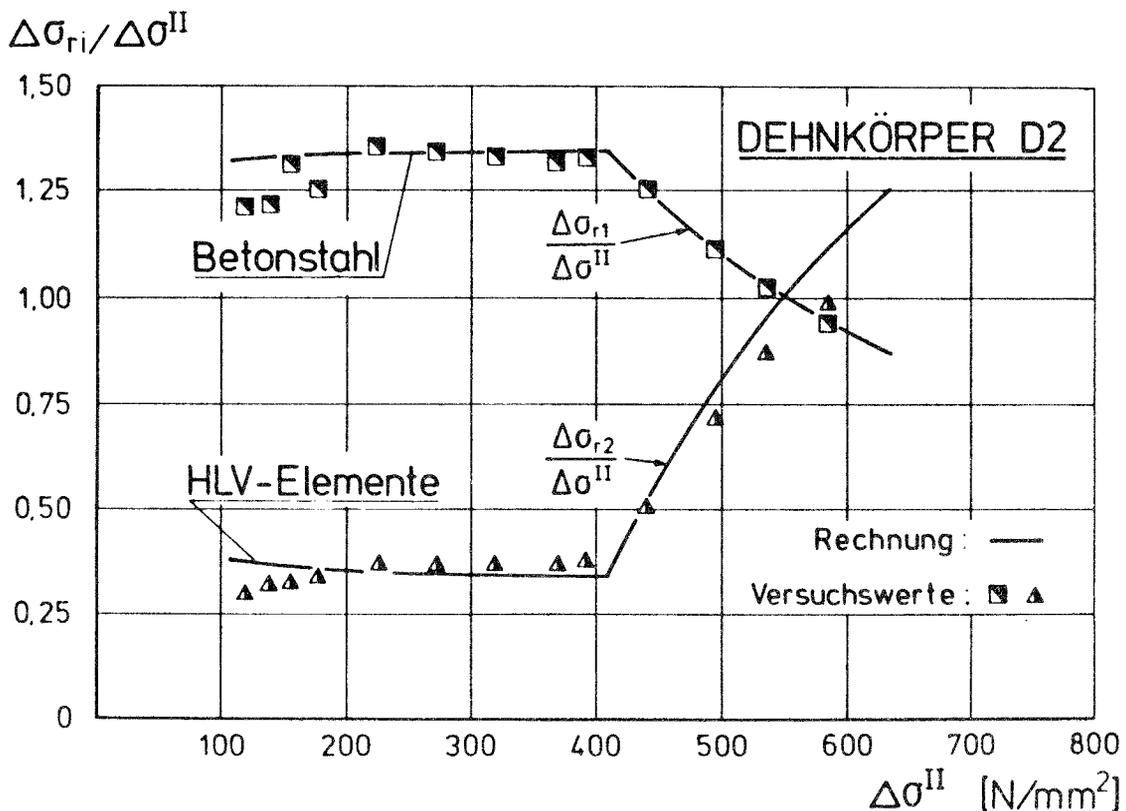


Abb. 6.2-5: Bezogene Spannungsänderungen $\Delta\sigma_{ri}/\Delta\sigma^{\text{II}}$ in Abhängigkeit vom mittleren Spannungszuwachs $\Delta\sigma^{\text{II}}$ als Vergleich zwischen Versuch und Rechnung

Der Darstellung ist weiter zu entnehmen, daß in der Betonstahlbewehrung der Spannungszuwachs $\Delta\sigma_{r1}$ etwa um den Faktor 1,35 größer ist als der mittlere Spannungszuwachs $\Delta\sigma^{II}$ ist. Dementsprechend geringer sind die bezogenen Spannungsänderungen in der Glasfaserbewehrung. Sie betragen nur rd. 35 % des mittleren Spannungszuwachses.

In der Abb. 6.2-6 ist das Verhältnis der Spannungsänderungen der unterschiedlichen Bewehrungen in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe aufgetragen. Demnach ist der Spannungszuwachs im Betonstahl je nach Belastungshöhe etwa um den Faktor 3,40 bis 3,90 höher als in den Glasfaserstäben. Während der rechnerisch ermittelte Zusammenhang ein leichtes Anwachsen der Verhältnisse der Spannungsänderungen mit zunehmender Belastung ergibt, fallen die experimentell gewonnenen Verhältniswerte geringfügig ab. Eine mögliche Ursache für diese unterschiedlichen Tendenzen zwischen Versuch und Rechnung könnte die Überschätzung der Verbundtragfähigkeit der hochbeanspruchten Betonstähle sein.

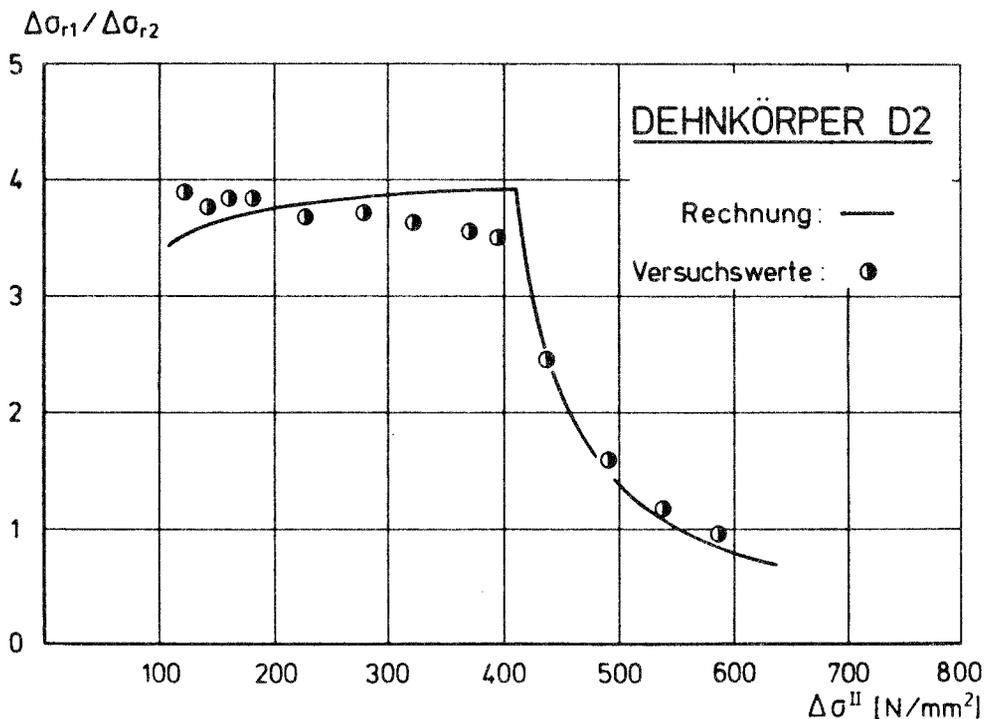


Abb. 6.2-6: Verhältnis der Spannungsänderungen $\Delta\sigma_{r1}/\Delta\sigma_{r2}$ in Abhängigkeit der Belastungshöhe $\Delta\sigma^{II}$ als Vergleich zwischen Versuch und Rechnung

Die Abhängigkeit der Rißbreiten von der Beanspruchungshöhe ist in der Abb. 6.2-7 dargestellt.

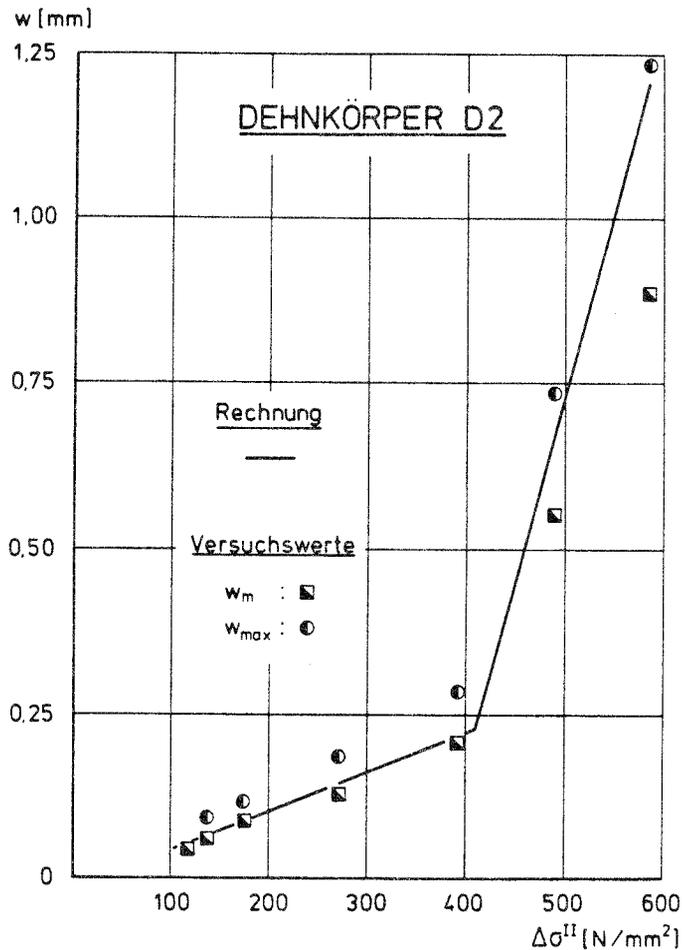


Abb. 6.2-7: Mittlere und maximale Rißbreite w in Abhängigkeit der Belastungshöhe $\Delta\sigma^{II}$ als Vergleich zwischen Versuch und Rechnung

Experimentell und rechnerisch ermittelte Rißbreiten weisen übereinstimmend einen bilinearen Verlauf über der Belastungshöhe $\Delta\sigma^{II}$ auf. Während bei Beanspruchungen unterhalb des Fließlastniveaus der Betonstähle die Rißbreiten mit zunehmender Last nur langsam ansteigen, erfolgt beim Fließen der Betonstähle eine sehr starke Zunahme der Rißbreiten, da in diesem Stadium die Rißbreitenentwicklung im wesentlichen nur noch von den Verbund- und Steifigkeitseigenschaften der vermörtelten Glasfaserstäbe abhängig ist. Die rechnerisch ermittelten Rißbreiten liegen bei Beanspruchungen oberhalb der Fließlast N_F zwischen den gemessenen maximalen und mittleren Rißbreiten. Möglicherweise ist hierfür

eine Unterschätzung der Verbundqualität der in PZ-Mörtel eingebetteten ummantelten Glasfaserstäbe verantwortlich. Die Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung erscheinen jedoch unter Berücksichtigung der gewählten Verbundansätze (vergl. Abb. 6.2-3) akzeptabel.

Im folgenden werden die Versuchsergebnisse aus /34/ den rechnerisch ermittelten Spannungen und Rißbreiten als bezogene Größen in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe bzw. des mittleren Spannungszuwachses $\Delta\sigma^{II}$ gegenübergestellt.

Beim Vergleich der gerechneten und experimentell ermittelten Betonstahlspannung $\Delta\sigma_{r1}$ zeigt sich, daß diese bei niedriger Beanspruchungshöhe $\Delta\sigma^{II}$ rechnerisch offenbar etwas zu hoch eingeschätzt werden.

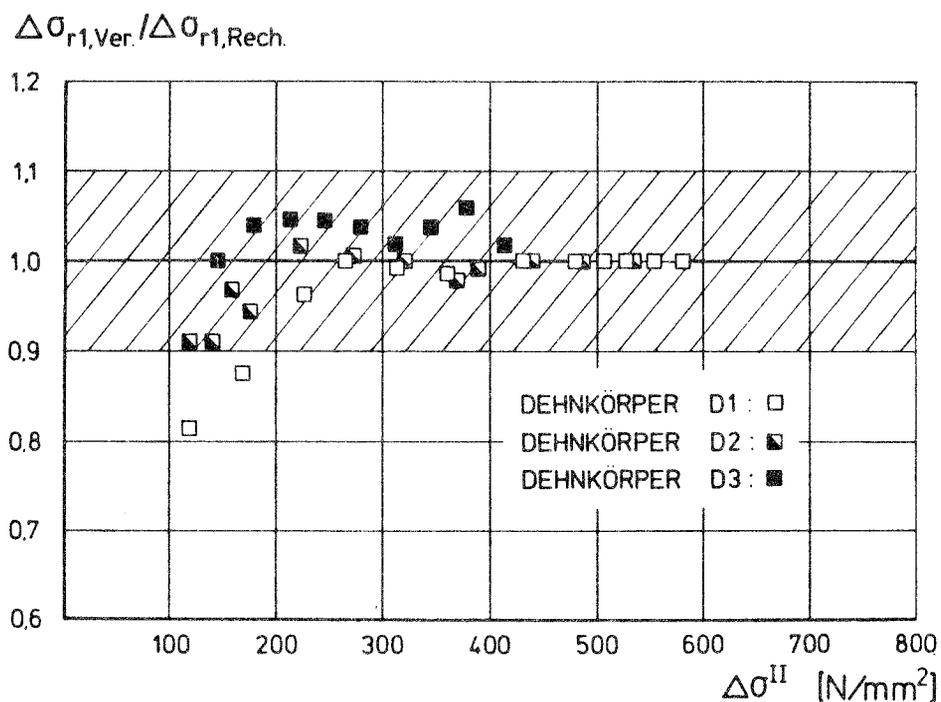


Abb. 6.2-8: Verhältnis experimentell und rechnerisch ermittelter Stahlspannungen im Riß $\Delta\sigma_{r1}$ in Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe $\Delta\sigma^{II}$

Für die bezogenen Spannungen in der Glasfaserbewehrung sind die Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung zwar geringfügig größer als bei den Betonstahlspannungen, sie liegen aber insge-

samt in einem akzeptablen Rahmen (vergl. Abb. 6.2-9). Tendenziell ist festzustellen, daß das Verhältnis aus experimentell und rechnerisch ermittelten Spannungen $\Delta\sigma_{r2}$ mit wachsender Beanspruchung $\Delta\sigma^{II}$ bis zur Fließlast N_F zunächst zunimmt und bei weiterer Laststeigerung wieder abfällt.

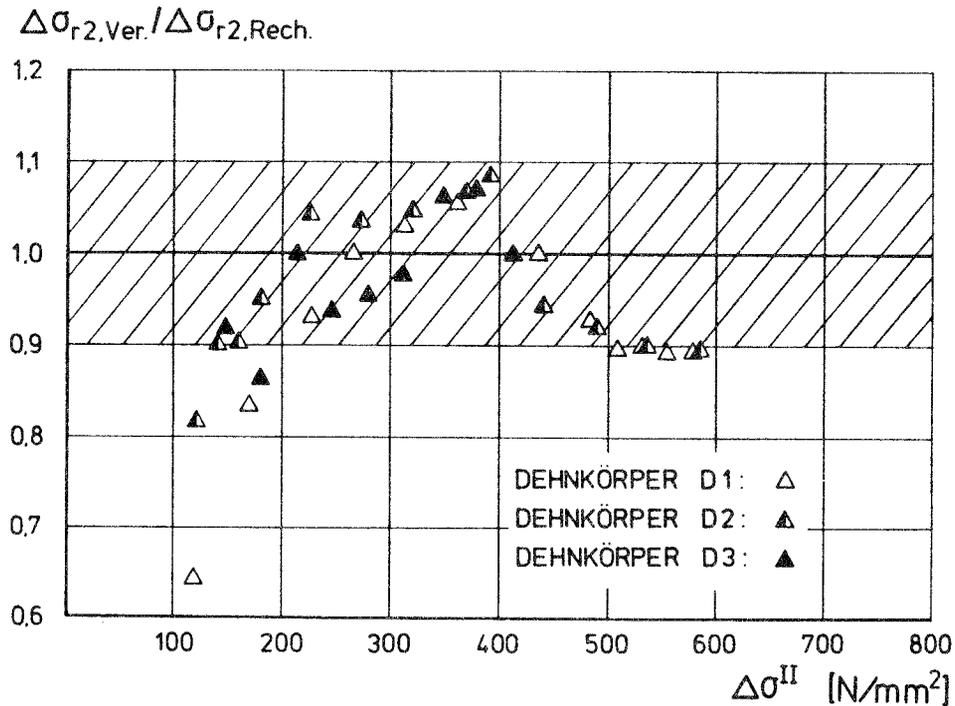


Abb. 6.2-9: Verhältnis experimentell und rechnerisch ermittelter Rißspannungen in der Glasfaserbewehrung $\Delta\sigma_{r2}$ in Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe $\Delta\sigma^{II}$

Die Abb. 6.2-10 zeigt eine Gegenüberstellung der im Versuch ermittelten und der berechneten mittleren Rißbreiten.

Daraus ist zu entnehmen, daß die Rißbreiten größtenteils zu hoch eingeschätzt werden. Insgesamt befinden sich die Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung mit einem Mittelwert von etwa $w_{m,Ver.}/w_{m,Rech.} \approx 0,9$ in einem vertretbaren Rahmen.

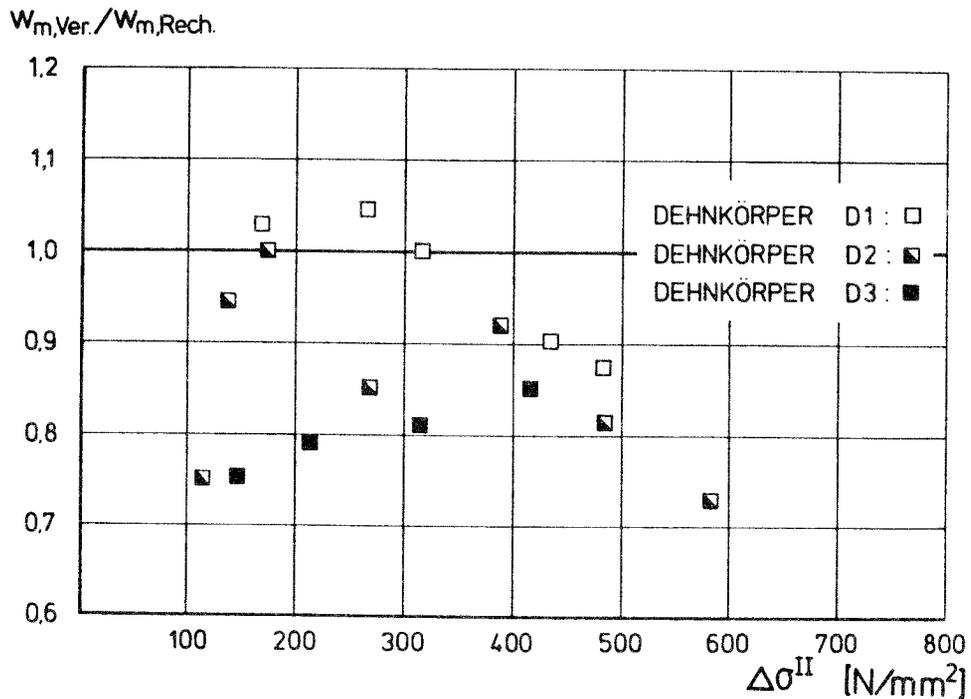


Abb. 6.2-10: Verhältnis der experimentell und rechnerisch ermittelten mittleren Rißbreiten w_m in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe $\Delta\sigma^{II}$

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die Rißspannungen in den unterschiedlichen Bewehrungssträngen und die Rißbreiten gemischt bewehrter Bauteile mit Hilfe des in Abschnitt 6.1 hergeleiteten Rechenmodells ausreichend zuverlässig bestimmt werden können.

Zur Gesamtbeurteilung des Tragverhaltens gemischt bewehrter Konstruktionen unter diversen praktischen Verhältnissen genügen jedoch die anhand der in diesem Abschnitt diskutierten Versuche und Berechnungen gewonnenen Ergebnisse nicht. Deshalb werden im folgenden vom Verfasser Parameterstudien zum Verformungs- und Rißbildungsverhalten gemischt bewehrter Betonbauteile durchgeführt.

6.3 Näherungsverfahren zur Ermittlung der Spannungen im Riß σ_{ri} für beliebig viele und unterschiedliche Bewehrungen

6.3.1 Grundgedanken des Verfahrens

Eine iterative Lösung des Differentialgleichungssystems (Gln. (6.4) und (6.5)) für beliebige, nicht lineare Verbundgesetze durch schrittweise Integration ist - wie bereits in den Abschnitten 6.1.2 und 6.2.2 gezeigt - jederzeit möglich, jedoch erfordern derartige Lösungsmethoden das Vorhandensein von Hochleistungsrechnern sowie erhebliche Rechenzeiten.

Aus diesem Grund und vor allem wegen der erforderlichen praktischen Anwendbarkeit wird vom Verfasser im folgenden ein Näherungsverfahren, welches die rechnerische Bestimmung der Spannungen im Riß σ_{ri} und der zugehörigen Rißbreiten w mit vergleichsweise geringem Aufwand ermöglicht, hergeleitet.

Bei der Ermittlung der Rißspannungen sind in erster Linie die Verhältnisse am Rißufer von Interesse. Durch Vergleichsrechnungen kann nachgewiesen werden, daß die gegenseitige Beeinflussung der unterschiedlichen Bewehrungsstränge über die Betonverformungen näherungsweise vernachlässigt werden kann, was theoretisch einer Entkopplung des DGL-Systems entspricht. Man erhält damit zwei (oder mehr) getrennte Bewehrungsstränge, für die jedoch die gemeinsame Randbedingung gleich großer Schlupfwerte am Rißufer $s_i = s_j = w/2$ nach wie vor Gültigkeit besitzt.

Aus der Gleichgewichtsbedingung im Rißquerschnitt

$$\sigma_{r1} \cdot A_1 + \sigma_{r2} \cdot A_2 = \sigma^{II} \cdot (A_1 + A_2) \quad (6.20)$$

und der Bedingung gleich großer Verschiebungen am Rißufer ergibt sich mit Kenntnis der Beziehungen zwischen anteiliger Rißkraft N_i für jeden Bewehrungsstrang und zugehöriger Verschiebung s_i die Summe der anteiligen Rißkräfte ΣN_i als äußere Last bzw. Gesamtrißkraft. Die Zusammenhänge sind zur Verdeutlichung in der Abb. 6.3-1 skizziert.

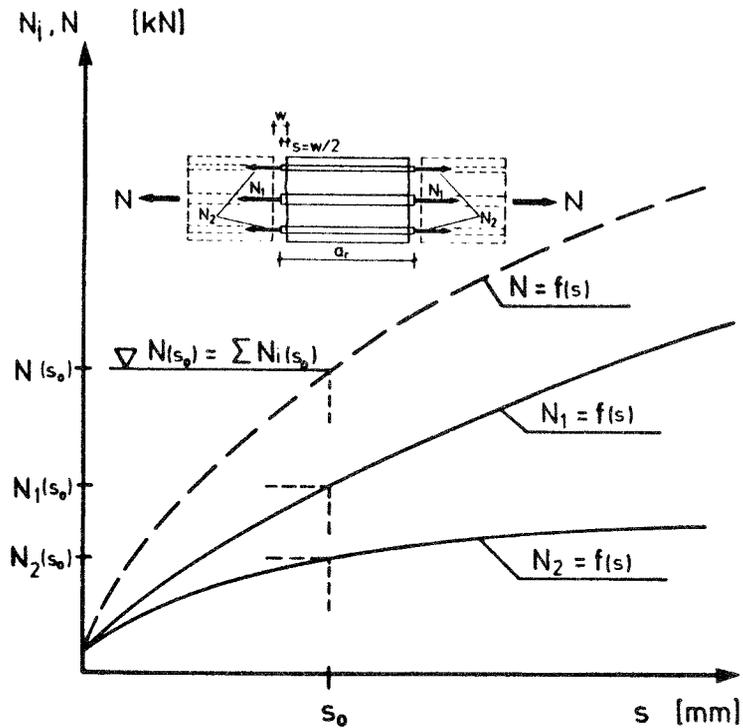


Abb. 6.3-1: Zusammenhang zwischen anteiligen Bewehrungskräften N_i und Gesamtkraft N in Abhängigkeit der Schlupfwerte s (schematisch)

Mit den Beziehungen aus der Abb. 6.3-1 und unter Berücksichtigung der Querschnittsflächen sowie der jeweiligen Anteile der Bewehrungen

$$\lambda = \mu_2 / \mu = \frac{A_2}{(A_1 + A_2)} \quad (6.21)$$

gilt für eine bestimmte Verschiebung s_0 :

$$N(s_0) = N_1(s_0) + N_2(s_0) = \sum N_i(s_0)$$

bzw.

$$\sigma^{II} = \sigma_{r1}(1-\lambda) + \sigma_{r2} \cdot \lambda = f(s) \quad (6.22)$$

Demnach können mit Kenntnis der Funktionen $\sigma_{ri} = f(s)$ für jede Rißbreite w unmittelbar die unterschiedlichen Spannungen σ_{ri} und die mittlere Spannung σ^{II} angegeben werden.

Trotz der getrennten Behandlung der unterschiedlichen Bewehrungsstränge ist die Ermittlung der einzelnen Funktionen $\sigma_{ri} = f(s)$ für allgemeine, nicht lineare Verbundgesetze vergleichsweise aufwendig. Aus diesem Grunde wird im folgenden - ausgehend von allgemeinen Verbundgesetzen - eine Näherungsbeziehung für die Abhängigkeit zwischen Verschiebung s am Rißufer und Rißspannung σ_{ri} erarbeitet.

6.3.2 Ermittlung der Funktionen $\sigma_{ri} = f(s)$

6.3.2.1 Energetische Betrachtung allgemeiner Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen

Bei der Ermittlung der Beziehungen zwischen den Spannungen im Riß σ_{ri} und den zugehörigen Verschiebungen s bzw. Rißbreiten w erfolgt zunächst die Untersuchung nicht linearer Verbundgesetze mit dem Ziel, diese durch einfache Gesetzmäßigkeiten zu substituieren.

Dabei führt eine energetische Betrachtung nicht linearer Verbundspannungs-Schlupfbeziehungen in Abhängigkeit von der jeweiligen Verschiebung bzw. Rißbreite zu starr-plastischen Verbundgesetzen ($\tau_i = \text{const.}$), bei deren Verwendung für eine vorgegebene Rißbreite die gleichen Bewehrungsspannungen in den Beton eingeleitet werden können wie beim Ansatz der zugehörigen nicht linearen Funktion $\tau_i = f(s)$. Es ergeben sich bei dieser Verfahrensweise zwar unterschiedliche Verläufe der Stabspannungen, Verbundspannungen und Relativverschiebungen entlang der Einbettungslänge, jedoch sind die Verhältnisse im Rißquerschnitt gleich (Rißspannungen, Rißbreiten).

Die für den Zustand der Einzelrißbildung gültigen Zusammenhänge können mit Hilfe von Gleichgewichts- und Verträglichkeitsuntersuchungen auf den Zustand der abgeschlossenen Rißbildung übertragen werden. Als Ergebnis dieser Untersuchungen erhält man vergleichsweise einfache und überschaubare Ausdrücke für die Ermittlung der Bewehrungsspannungen im Riß. Diese Beziehungen sind nur noch ab-

hängig vom mittleren Rißabstand a_{rm} und der Verschiebung s am Rißufer.

Der mittlere Rißabstand a_{rm} kann mit Hilfe eines Näherungsansatzes bestimmt werden, so daß eine rißbreitenabhängige Angabe der Spannungen im Riß möglich wird.

Bei den folgenden Betrachtungen werden die von Martin in /27/ angegebenen Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen für einbetonierte Stähle verwendet. Diese Verbundgesetze sind linear abhängig von der mittleren Betondruckfestigkeit und der bezogenen Rippenfläche der Betonstähle. Eine Auswertung der Angaben in /27/ ist für einen Beton B 35 in der Abb. 6.3-2 wiedergegeben.

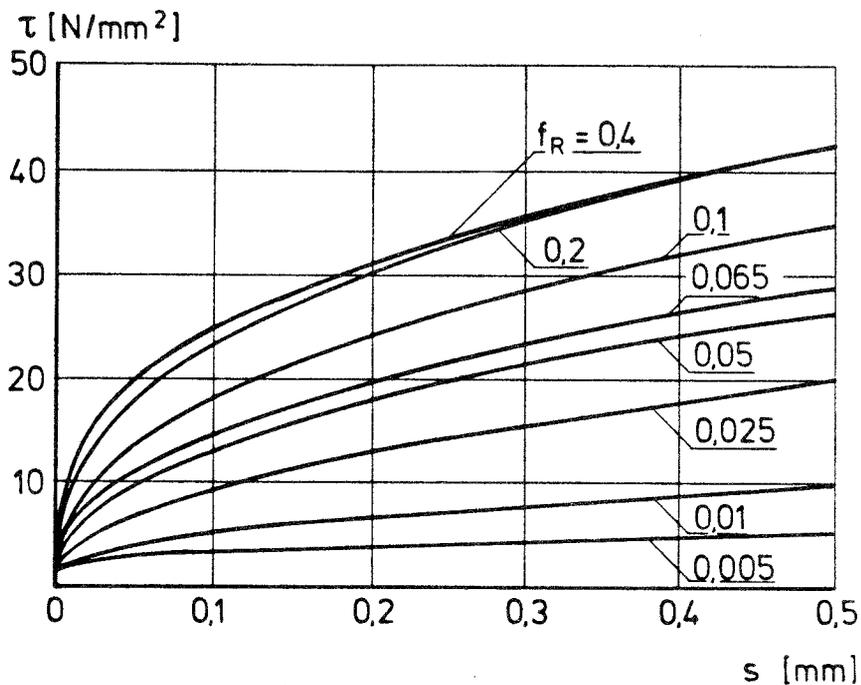


Abb. 6.3-2: Verbundgesetze nach Martin /27/ für Beton B 35

Die analytische Beschreibung der experimentell gewonnenen Verbundgesetze wird über die nachfolgend angegebene Beziehung vorgenommen:

$$\tau(s) = (a_0 + b_0 \cdot s^{1/B}) \cdot \beta_{Wm} \quad (6.23)$$

Hierin sind a_0 , b_0 , und β die von Martin in /27/ angegebenen Parameter in Abhängigkeit der bezogenen Rippenfläche f_R . Die für die unterschiedlichen bezogenen Rippenflächen f_R geltenden Gleichungsparameter a_0 , b_0 und β können der nachfolgenden Tabelle 6.3-1 entnommen werden.

bezogene Rippenfläche f_R	a_0	b_0	β
0,005	0,0320	0,129	2,34
0,010	0,0320	0,300	2,00
0,025	0,0317	0,680	1,85
0,050	0,0314	0,872	2,10
0,100	0,0315	1,135	2,31
0,200	0,0322	1,353	2,53
0,400	0,0316	1,308	2,85

Tab. 6.3-1: Abhängigkeit der Gleichungsparameter a_0 , b_0 und β von der bezogenen Rippenfläche f_R (aus /27/)

Die Fläche unter der Funktion $\tau = f(s)$ stellt bei einer energetischen Betrachtungsweise allgemeiner Verbundgesetze die zu einer bestimmten Verschiebung s_0 gehörige Verschiebungsenergie $A(\tau)$ dar:

$$A(\tau_1) = \int_0^{s_0} \tau(s) ds \quad [\text{N/mm}] \quad (6.24)$$

Diese Verschiebungsenergie entspricht im wesentlichen der im zu verankernden Stab gespeicherten Verformungsenergie.

Sind die Verteilungen von Stabspannung und Relativverschiebung entlang der Einbettungslänge x für das zu lösende Problem von untergeordneter Bedeutung und lediglich die absoluten Größen von Stabspannung und zugehöriger Verschiebung am Rißufer ($x = 0$) von Interesse, so kann man beliebige Funktionen $\tau = f(s)$ gleichen Flächeninhalts ($A(\tau_1) = A(\tau_2)$) zur Berechnung der Rißspannungen

σ_{ri} verwenden. Übertragen auf die hier anstehende Zuordnung von linearen auf nicht lineare Verbundgesetze bedeutet dies, daß die für eine bestimmte Verschiebung s durch die in Gleichung (6.23) angegebene Funktion eingeschriebene Fläche $A(\tau)$ durch eine gleich große - beispielsweise rechteckförmige - Fläche ersetzt werden kann.

Die in der Abb. 6.3-3 dargestellten Zusammenhänge dienen als Erläuterung für diese Überlegungen.

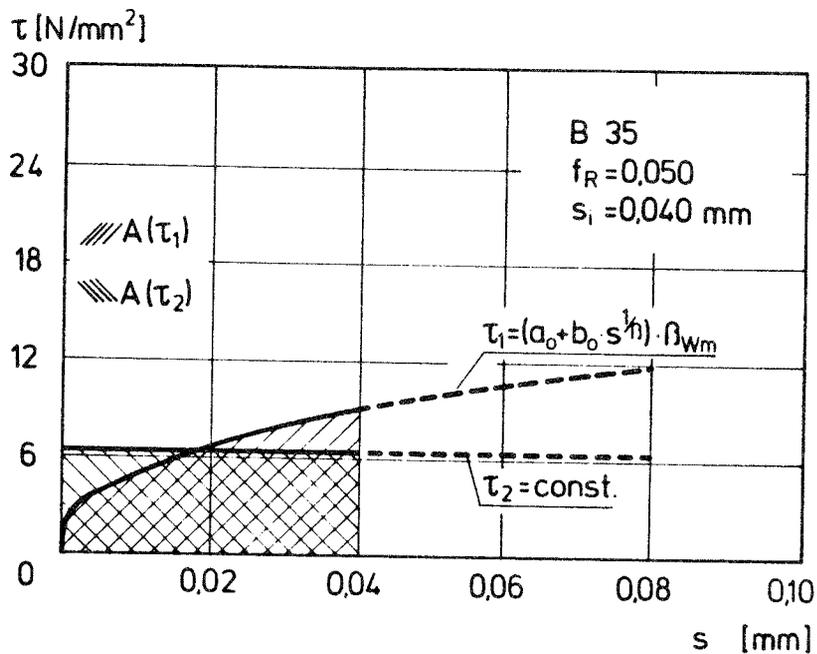


Abb. 6.3-3: Nicht lineare und konstante Funktionen $\tau_i = f(s_i)$ mit gleicher Verschiebungsenergie $A(\tau)$

Die Verschiebungsenergie $A(\tau_1)$ ergibt sich analog Gl. (6.24) und unter der Berücksichtigung des analytischen Ansatzes nach Gl. (6.23) zu:

$$A(\tau_1) = \left[a_0 \cdot s_i + \frac{b_0 \cdot s_i}{(1/B + 1)} \right] \cdot \beta_{Wm} \quad (6.25)$$

Die analytisch am wenigsten aufwendig zu behandelnde Form von Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen sind starr-plastische Verbundgesetze, bei denen die Verbundspannungen $\tau_i(x)$ entlang der

Einbettungslängen in unveränderlicher Höhe wirksam sind. Für solche einfachen Ansätze ergibt sich analog zu den vorherigen Überlegungen der folgende Zusammenhang:

$$A(\tau_2 = \text{const.}) = \tau_i \cdot s_i \quad (6.26)$$

Demnach erhält man beim Ersatz nicht linearer Verbundgesetze durch starr-plastische Verbundgesetze mit Hilfe der Gl. (6.25) die gesuchte Verbundspannung τ_i :

$$\tau_i = \left[a_0 + \frac{b_0 \cdot s_i}{(1/\beta + 1)} \right] \cdot \beta_{Wm} \quad (6.27)$$

Bei den folgenden Herleitungen werden ausschließlich die vergleichsweise einfachen Verhältnisse des verschieblichen Verbundes unter Ansatz starr-plastischer Verbundgesetze nach Gl. (6.27) betrachtet, da für diese Verbundgesetze geschlossene Lösungen bekannt sind.

6.3.2.2 Herleitung der Beziehungen zwischen Rißbreite und zugehöriger Rißspannung

Unter der Annahme starr-plastischer Verbundgesetze $\tau_i = \text{const.}$ nimmt die DGL des verschieblichen Verbundes nach den Angaben von Schober /70/ unter Vernachlässigung der Betonverformungen folgende bekannte Lösung an:

$$s_i(x) = \frac{u_i \cdot \tau_i}{2 \cdot E_i \cdot A_i} \cdot (x - L_e)^2 \quad (6.28)$$

Für den Zustand der Einzelrißbildung erhält man über die Beachtung des Kräftegleichgewichts $\sigma_{ri} \cdot A_i = \tau_i \cdot u_i \cdot L_e$ und mit Gl. (6.28) eine Beziehung zwischen der Rißspannung σ_{ri}^1 und der Relativverschiebung s_i am Rißufer:

$$\sigma_{ri}^1 = \left[\frac{2 \cdot s_i \cdot E_i \cdot u_i \cdot \tau_i}{A_i} \right]^{1/2} \quad (6.29)$$

In dieser Gleichung ist für eine vorgegebene Verschiebung am Rißufer s_i nur noch die Verbundspannung τ_i unbekannt. Mit Hilfe der Gl. (6.27) erhält man nach Einsetzen in (6.29) und Umstellen einen über die jeweiligen Verbundeigenschaften verschiebungabhängigen Ausdruck für die Spannungen im Rißquerschnitt im Zustand der Einzelrißbildung:

$$\sigma_{ri}^1 = \left[\frac{2 \cdot E_i \cdot u_i \cdot \beta_{wm}}{A_i} \cdot \left(a_0 \cdot s_i + \frac{b_0 \cdot s_i}{(1/\beta + 1)} \right)^{(1/\beta + 1)} \right]^{1/2} \quad (6.30)$$

In dieser Gleichung sind alle relevanten Werkstoff- und Verbundparameter bereits enthalten.

Wie aus der Gleichung (6.30) entnommen werden kann, sind die Rißspannungen im Zustand der Einzelrißbildung unabhängig vom Rißabstand bzw. der für die Krafteinleitung in den Beton zur Verfügung stehenden Einleitungslänge. Überschneiden sich die Einleitungslängen zweier Risse, so kann die in den Rissen frei werdende Zugkraft nicht mehr vollständig in den Beton eingeleitet werden, und in der Mitte zwischen zwei Rissen herrscht verschieblicher Verbund. Der Unterschied zwischen den Spannungen im Rißquerschnitt und der Spannung in Rißabstandsmitte hängt also im wesentlichen vom Abstand der Risse ab. Bei gleicher Rißbreite w nehmen die Rißspannungen σ_{ri} mit geringer werdendem Rißabstand zu. Dieses Verhalten wird durch die in der Abbildung 6.3-4 dargestellten Rechenergebnisse bestätigt, bei denen die Zusammenhänge zwischen Rißspannungen σ_{ri} und Relativverschiebungen am Rißufer $s_i = w/2$ in Abhängigkeit des jeweiligen Rißabstandes a_{rm} mit Hilfe des im Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Rechenverfahrens der schrittweisen Integration bestimmt wurden. Diesen Ergebnissen ist eine Auswertung der Beziehung (6.30) vergleichend gegenübergestellt.

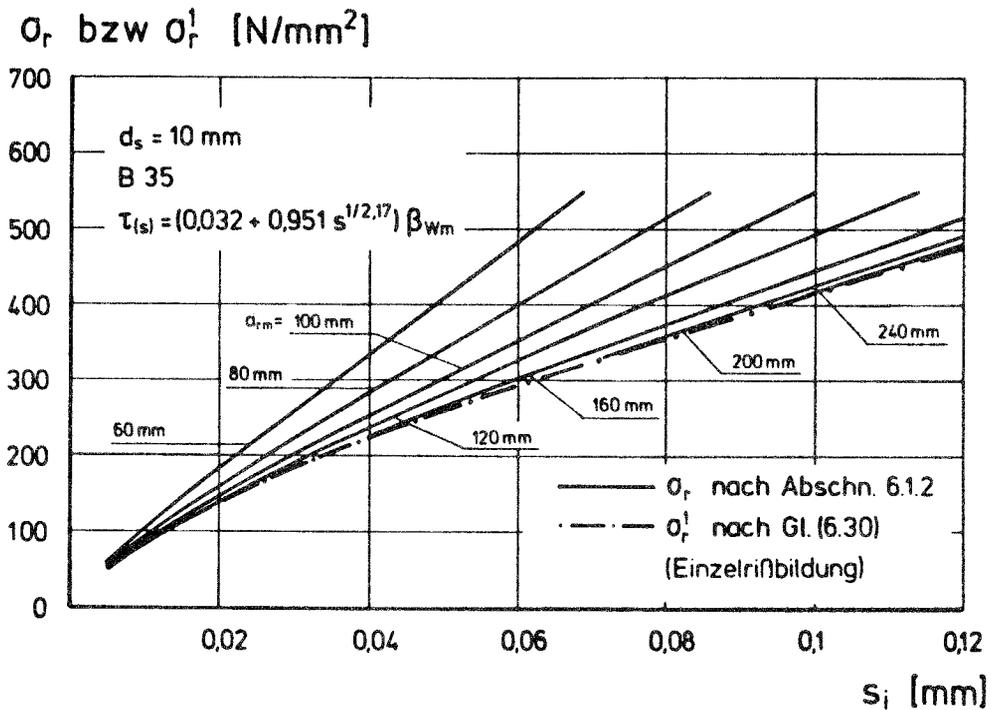


Abb. 6.3-4: Spannungen im Riß σ_{ri} in Abhängigkeit von der Verschiebung am Rißufer s_i und des mittleren Rißabstandes a_{rm} (beispielhaft)

Demnach sind die Rißspannungen und Verschiebungen im Rißquerschnitt näherungsweise linear voneinander abhängig. Bei großen Rißabständen sind im Prinzip die Verhältnisse der Einzelrißbildung gültig. Für Rißabstände $a_{rm} = 240 \text{ mm}$ sind die nach Abschnitt 6.1.2 berechneten Werte für das vorliegende Beispiel praktisch mit dem durch Gleichung (6.30) beschriebenen Zusammenhang identisch.

Zur Herleitung der Zusammenhänge zwischen den Rißspannungen bei Einzelrißbildung σ_{ri}^1 und abgeschlossenem Rißbild σ_{ri} werden die folgenden Überlegungen herangezogen (Abb. 6.3-5).

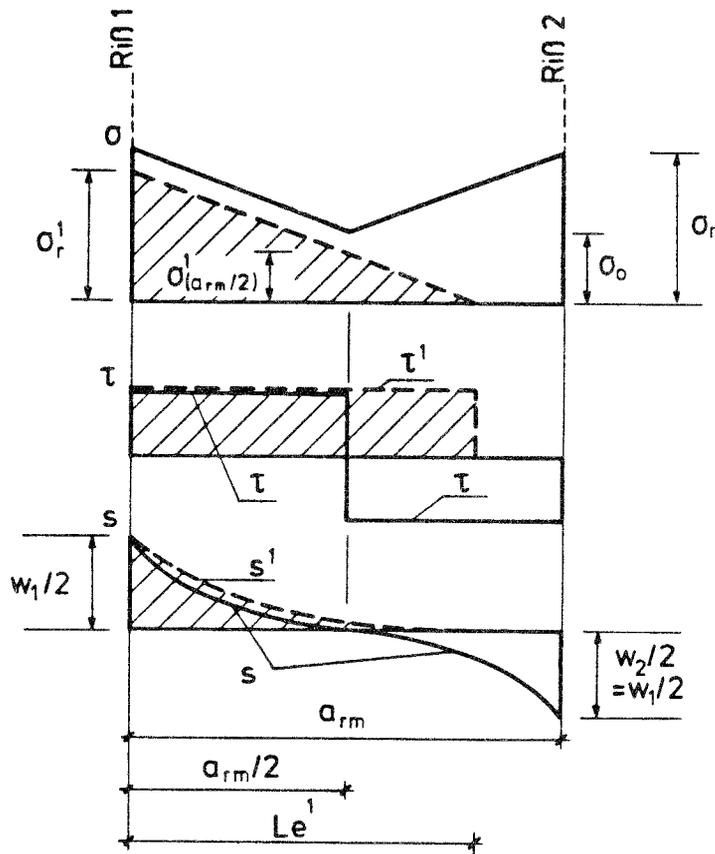


Abb. 6.3-5: Änderung der Verteilungen von Zugspannungen σ , Verbundspannungen τ und Relativverschiebungen s bei Bildung eines weiteren Risses im Abstand a_{rm} ($a_{rm} \geq L_e^1$)

Ausgehend vom Zustand der Einzelrißbildung wird die Änderung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ bei der Bildung eines weiteren Risses im Abstand a_{rm} betrachtet. Vorausgesetzt wird hierbei, daß die Rißbreite des ersten (Einzel-) Risses w_1 der Breite des zweiten Risses w_2 entspricht ($w_1 = w_2$). Weiter soll die Rißbreite des vorhandenen Einzelrisses w_1 auch nach der Bildung des zweiten Risses unverändert bleiben, d. h. die Rißbreiten werden beim Übergang von der Einzelrißbildung zum abgeschlossenen Rißbild als konstant betrachtet, und die Rißspannungen σ_{ri} müssen - in Anlehnung an Abb. 6.3-4 - größer werden.

In Rißabstandsmittle herrscht im Zustand der Einzelrißbildung eine Stabspannung von:

$$\sigma(a_{rm}/2)^1 = \sigma_r^1 \left(1 - \frac{a_{rm}}{2 \cdot L_e^1} \tau \right) \quad (6.31)$$

In Gl. (6.31) ist L_e^1 diejenige Einleitungslänge, die im Zustand der Einzelrißbildung zur Einleitung der Rißspannung σ_r^1 notwendig ist:

$$L_e^1 = \frac{\sigma_r^1 \cdot A_i}{\tau_i \cdot u_i} \quad (6.32)$$

Mit den Gleichungen (6.27) und (6.29) ergibt sich nach Umformen ein schlupfabhängiger Ausdruck für die Einleitungslänge im Einzelrißzustand:

$$L_e^1 = \frac{2 \cdot s_i \cdot E_i}{\sigma_r^1} \quad (6.33)$$

Bei der Bildung eines weiteren Risses im Abstand a_{rm} kann aus Verträglichkeitsgründen (vergl. Abb. 6.3-5) die in Rißabstandsmitte im Zustand der Einzelrißbildung ehemals vorhandene Stabspannung $\sigma(a_{rm}/2)^1$ nach Gl. (6.31) nicht mehr in den Beton eingeleitet werden. Aus der am Rißelement (Abb. 6.3-5) gültigen Gleichgewichtsbedingung folgt nach Bildung des zweiten Risses für die Spannung in Rißabstandsmitte:

$$\sigma_0 = 3/2 \cdot \sigma(a_{rm}/2)^1 \quad (6.34)$$

Die Spannungen im Riß ergeben sich damit zu:

$$\sigma_r = \sigma_r^1 + 1/2 \sigma(a_{rm}/2)^1 \quad (6.35)$$

Mit den Gleichungen (6.31) und (6.33) kann nach Einsetzen und Umformen der folgende Ausdruck angegeben werden:

$$\sigma_r = \sigma_r^1 \left(3/2 - \frac{a_{rm} \cdot \sigma_r^1}{8 \cdot s_i \cdot E_i} \right) \quad (6.36)$$

Die Gleichung (6.36) gilt für Rißabstände $a_{rm} \geq L_e^1$. Erreicht der Rißabstand die Größe $a_{rm} = 2 \cdot L_e^1$, liegen die Verhältnisse der Einzelrißbildung vor (Gl. (6.36)):

$$\sigma_r = \sigma_r^1 \quad (\text{für } a_{rm} \geq 2 \cdot L_e^1) \quad (6.37)$$

In einigen Fällen können die Rißabstände kleiner als die jeweilige Einleitungslänge L_e^1 werden (vergl. Abb. 6.3-6).

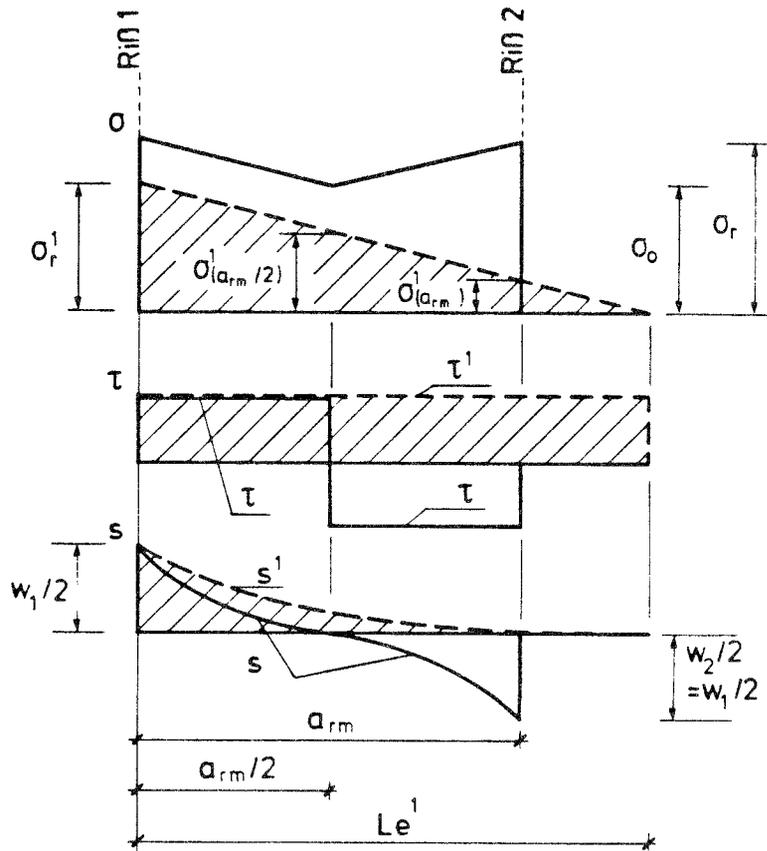


Abb. 6.3-6: Änderung der Verteilungen beim Übergang von der Einzelrißbildung zur abgeschlossenen Rißbildung für Rißabstände $a_{rm} < L_e^1$

In analoger Betrachtungsweise zum vorhergehenden ergibt sich für die Spannungen in Rißabstandsmitte:

$$\sigma_0 = \sigma(a_{rm}/2)^1 \left[\frac{3}{2} + \frac{L_e^1 - a_r}{L_e^1 - a_r/2} \right] \quad (6.38)$$

Mit den Gleichungen (6.38), (6.31) und (6.33) erhält man für den Gültigkeitsbereich $a_{rm} < L_e^1$ den folgenden Ausdruck:

$$\sigma_r = \sigma_r^1 \left[\frac{5}{2} - \frac{5 \cdot a_{rm} \cdot \sigma_r^1}{8 \cdot s_i \cdot E_i} \right] \quad (6.39)$$

Die mit den Gleichungen (6.36) und (6.39) beschriebenen Zusammen-

hänge zwischen den Reißspannungen im Stadium der Einzelrißbildung σ_r^1 und den Spannungen im Riß σ_r bei abgeschlossener Rißbildung wurden für einen konstanten Reißabstand a_{rm} formuliert, welcher zunächst noch unbekannt ist.

Betrachtet man die unterschiedlichen Bewehrungsstränge getrennt voneinander, so ist ein weiterer Riß aus Gleichgewichtsgründen frühestens im Abstand der größeren Einleitungslänge L_e^1 zu erwarten. Wie jedoch bereits im Abschnitt 6.1 diskutiert, beeinflussen sich die unterschiedlichen Bewehrungen über die Betonverformungen derart, daß die Einleitungslänge der Bewehrung mit der geringeren Verbundqualität - gegenüber der getrennten Betrachtungsweise - abnimmt, während die Einleitungslänge der Bewehrung mit der höheren Verbundqualität anwächst. Dieser prinzipielle Zusammenhang ist natürlich von den jeweiligen Anteilen der Bewehrungen abhängig. Es bietet sich demnach an, die maßgebende Einleitungslänge L_e^{1*} durch eine einfache Interpolation zwischen den Einleitungslängen L_{e1}^1 und L_{e2}^1 in Abhängigkeit des Bewehrungsverhältnisses λ nach Gleichung (6.21) und in Anlehnung an /70/ zu ermitteln (Abb. 6.3-7).

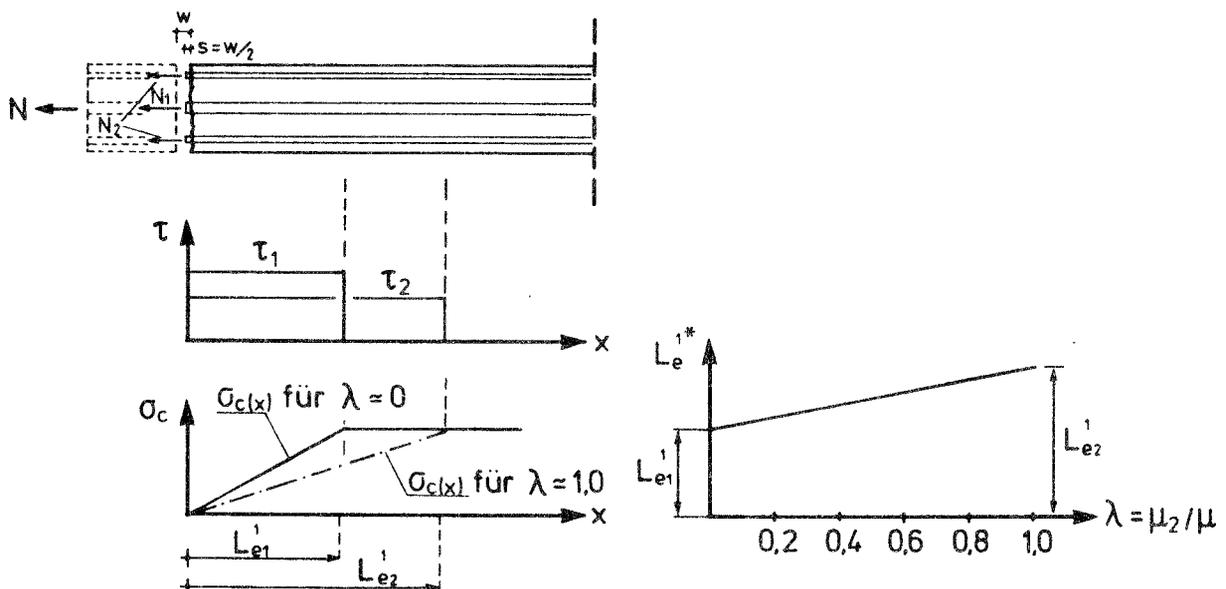


Abb. 6.3-7: Einleitungslängen im Zustand der Einzelrißbildung in Abhängigkeit vom Bewehrungsverhältnis λ

Aus der Verträglichkeitsbedingung gleich großer Verschiebungen am Rißufer $s_1 = s_2$ folgt mit Gleichung (6.33):

$$\frac{L_{e1}^1}{L_{e2}^1} = \frac{\sigma_{r2}^1}{\sigma_{r1}^1} \cdot \frac{E_1}{E_2} \quad (6.40)$$

Das Verhältnis der Rißspannungen kann unter Verwendung der Zusammenhänge nach Gl. (6.30) bestimmt werden. Die jeweiligen Einleitungslängen L_{ei}^1 lassen sich mit Gleichung (6.33) berechnen. Mit den bekannten Einleitungslängen ergibt sich gemäß Abb. 6.3-3 die vom Bewehrungsgehalt λ abhängige maßgebende Einleitungslänge L_e^{1*} zu:

$$L_e^{1*} = L_{e1}^1 \cdot (1 - \lambda) + L_{e2}^1 \cdot \lambda \quad (6.41)$$

Der mittlere Rißabstand a_{rm} nimmt mit den Annahmen nach Abschnitt 6.1 den 1,35fachen Wert der Einleitungslänge L_e^{1*} an:

$$a_{rm} = 1,35 \cdot L_e^{1*} \quad (6.42)$$

Hiermit sind alle Voraussetzungen zur Bestimmung der Rißbreiten und Spannungen im Riß gegeben.

Mit Kenntnis des Verbundverhaltens der untersuchten Bewehrung kann in Abhängigkeit der Verschiebungen am Rißufer s_i bzw. der Rißbreiten $w = 2 \cdot s_i$ die Rißspannung für den Einzelrißzustand σ_r^1 (Gl. (6.30)) und die zugehörige Einleitungslänge L_e^1 (Gl. (6.33)) bestimmt werden. Daraus ergeben sich für den mittleren Rißabstand a_{rm} nach Gl. (6.42) je nach Verhältnis vom Rißabstand und aktueller Einleitungslänge mit den Gleichungen (6.36) und (6.39) die Spannungen im Riß. Unterstellt man außerdem - in guter Näherung - einen linearen Zusammenhang zwischen Rißspannung und Rißbreite (vergl. Abb. 6.3-4), so erhält man für eine vergleichsweise wenig aufwendige "Handrechnung" sehr rasch mit Hilfe der Gleichgewichtsbedingung (6.20) brauchbare Rechengrößen.

6.3.3 Überprüfung des Näherungsverfahrens anhand des genauen Verfahrens nach Abschnitt 6.1.2

Die näherungsweise Berechnung der Rißspannungen σ_{ri} nach den Gleichungen (6.36) und (6.39) ist in den nachfolgenden Abbildungen den Ergebnissen des in Abschnitt 6.1.2 erläuterten Rechenverfahrens, welches mit beliebiger Genauigkeit angewendet werden kann, vergleichend gegenübergestellt.

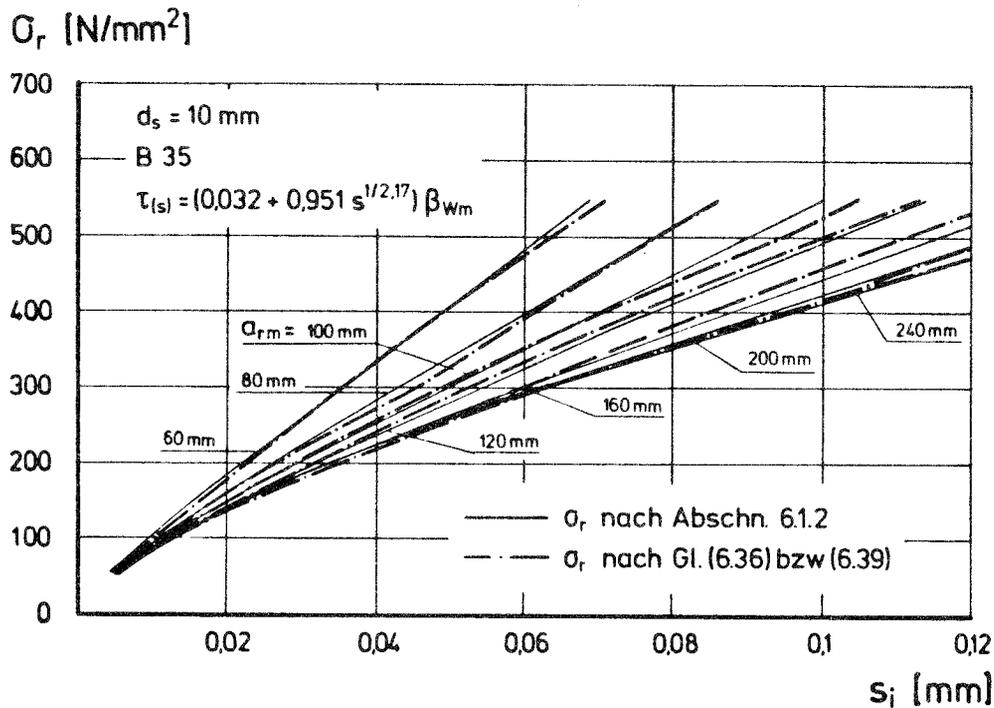


Abb. 6.3-8: Vergleich zwischen Näherungsverfahren und genauem Rechenverfahren zur Bestimmung der Spannungen im Riß $\sigma_{ri} = f(s_i, a_{rm})$

Die mit dem Näherungsverfahren berechneten Rißspannungen stimmen bis auf sehr geringe Abweichungen mit den Rechenwerten des genauen Verfahrens überein. Dies trifft auch dann zu, wenn unter sonst gleichen Bedingungen der E-Modul der Bewehrung etwa um den Faktor 4 verringert wird (Abb. 6.3-9).

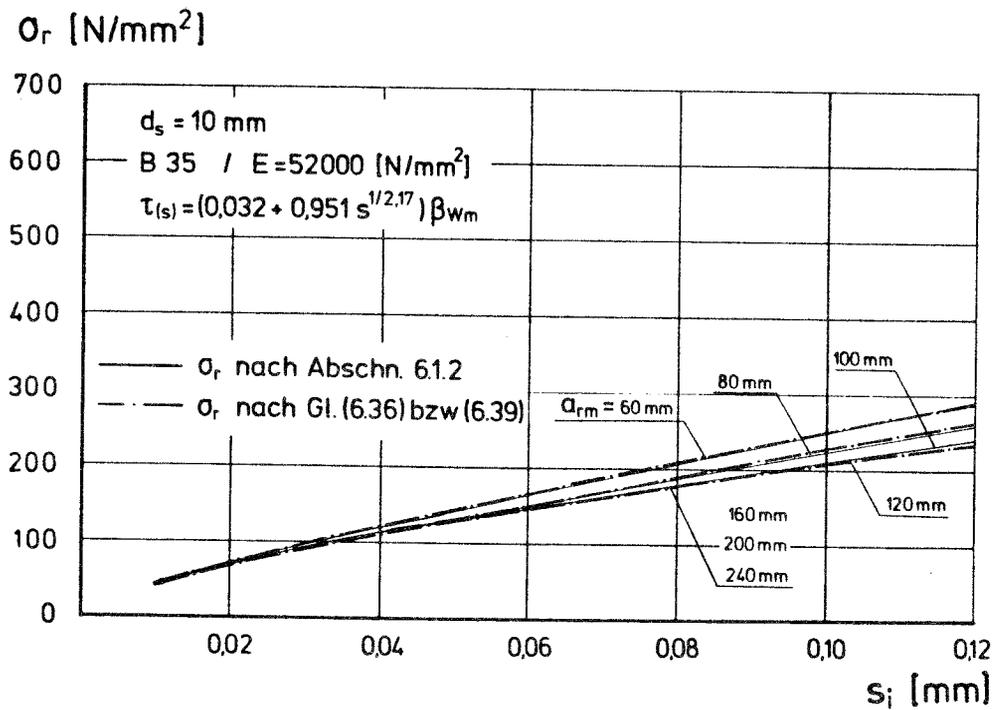


Abb. 6.3-9: Vergleich zwischen Näherungsverfahren und genauem Rechenverfahren zur Bestimmung der Spannungen im Riß $\sigma_{ri} = f(s_i, a_{rm})$ bei niedrigem E-Modul

Durch weitere Vergleichsrechnungen, bei denen die Stabdurchmesser und Verbundeigenschaften variiert wurden, konnte gezeigt werden, daß das diskutierte Näherungsverfahren gegenüber dem numerisch sehr aufwendigen Rechenverfahren nach Abschnitt 6.1.2 praktisch gleichwertige Ergebnisse liefert. Die Brauchbarkeit der theoretischen Annahmen und der daraus abgeleiteten Zusammenhänge ist damit nachgewiesen.

6.4 Untersuchungen zum Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile mit Hilfe des Näherungsverfahrens

6.4.1 Rißspannungen σ_{ri} und Rißbreiten w bei Erst- und Einzelrißbildung

Im Zustand der Erst- und Einzelrißbildung können die Bewehrungsspannungen - wie bereits in Abschnitt 6.3.2.2 diskutiert - mit Hilfe der Gleichung (6.30) bestimmt werden.

Gleichungsparameter sind darin der Elastizitätsmodul E_i , die Querschnittsfläche A_i und der Umfang u_i sowie die jeweilige Verschiebungsenergie $A(\tau_i)$. Unter Verwendung der Gl. (6.25) läßt sich der nachfolgende Ausdruck für die Bewehrungsspannungen im Riß angeben:

$$\sigma_{ri}^1 = \left[\frac{2 \cdot u_i \cdot E_i}{A_i} \cdot A(\tau_i) \right]^{1/2} \quad (6.43)$$

In dieser Gleichung ist nur noch die jeweilige Verschiebungsenergie $A(\tau_i)$ von der Verschiebung am Rißufer bzw. der Rißbreite abhängig.

Führt man zur Vereinfachung einen Verbundparameter

$$\eta = A(\tau_1) / A(\tau_2) \quad (6.44)$$

ein, der das Verhältnis zweier Verschiebungsenergien $A(\tau_i)$ beschreibt, so zeigt sich, daß bei der Verwendung üblicher Verbundgesetze (vergl. Abb. 6.3-2) dieses Verhältnis über weite Verschiebungsbereiche etwa konstant bleibt (/12/). Dies bedeutet aber, daß der Verbundparameter η näherungsweise als unabhängig von den Verschiebungen am Rißufer betrachtet werden kann, was auf die Ähnlichkeit der verwendeten Verbundspannungs-Schlupfbeziehungen (Gl. (6.23)) zurückgeführt werden kann.

Aus Übersichtsgründen wird für jede Bewehrung ein Faktor α_i , der der das jeweilige Verhältnis aus Bewehrungsquerschnitt A_i und

wirksamem Umfang u_i der Bewehrung definiert, eingeführt:

$$\alpha_i = \frac{\sum A_i}{\sum u_i} \quad (6.45)$$

Mit diesem Zusammenhang und unter Berücksichtigung des Verbundparameters η ergibt sich für das Verhältnis der Bewehrungsspannungen im Riß der nachfolgend angeschriebene Ausdruck:

$$\sigma_{r1}^1 / \sigma_{r2}^1 = \left[\frac{\eta \cdot \alpha_2 \cdot E_1}{\alpha_1 \cdot E_2} \right]^{1/2} \quad (6.46)$$

Demnach kann das Verhältnis der Spannungen im Riß - unter sonst gleichbleibenden Bedingungen - näherungsweise als proportional zur Quadratwurzel aus dem Verhältnis der jeweiligen Verschiebungsenergien $A(\tau_i)$ bzw. dem Verbundparameter η angenommen werden.

Betrachtet man den Einfluß der Verhältnisse aus Bewehrungsquerschnitt und wirksamen Umfangswerten, so ergibt sich, daß die Spannungen im Riß etwa umgekehrt proportional zur Quadratwurzel aus dem Verhältnis der Querschnittsflächen und wirksamen Stabumfängen sind.

Bei Bewehrungen mit unterschiedlichen Elastizitätsmoduln stellen sich die Spannungen im Riß etwa proportional zur Quadratwurzel aus dem Verhältnis der E-Moduln ein.

Mit Kenntnis des Verhältnisses der Spannungen im Rißquerschnitt können mit Hilfe einer aus der Gleichgewichtsbedingung (Gl. (6.20)) und unter Berücksichtigung des Bewehrungsverhältnisses λ (Gl. (6.21)) abgeleiteten Beziehung die Rißspannungen σ_{ri} explizit für den Fall der Erst- bzw. Einzelrißbildung berechnet werden:

$$\sigma_{r2}^1 = \frac{\sigma^{II}}{\lambda + \frac{\sigma_{r1}^1}{\sigma_{r2}^1} (1 - \lambda)} \quad (6.47)$$

Die zuvor hergeleiteten, vergleichsweise einfachen Zusammenhänge zwischen dem Verhältnis der Spannungen im Riß und den jeweiligen Einflußparametern basieren im wesentlichen auf der Annahme, daß die unterschiedlichen Verbundqualitäten der Bewehrungen - unabhängig von der jeweiligen Rißbreite - einen gleichbleibenden Einfluß auf die Spannungen im Rißquerschnitt ausüben. Diese Annahme ist jedoch nur dann erfüllt, wenn die nicht linearen Verbundgesetze der einbetonierten oder vermörtelten Bewehrungsstäbe untereinander sehr ähnlich sind. Ist dieses Verhalten nicht gegeben, beispielsweise durch Bewehrungen mit anderen Verbundmechanismen als üblicherweise angenommen, können die Bewehrungsspannungen im Riß mit Hilfe der Gleichungen (6.43) und (6.47) vergleichsweise einfach auf iterativem Wege bestimmt werden.

Mit den hier aufgezeigten Zusammenhängen ist das Tragverhalten gemischt bewehrter Betonbauteile im Zustand der Erst- und Einzelrißbildung für kurzzeitige und einmalige Belastungen ausreichend abgeklärt. Es ist nun zu untersuchen, welche Verhältnisse im Stadium der fortgeschrittenen und abgeschlossenen Rißbildung vorliegen.

Zur Abklärung dieser Frage werden im folgenden Untersuchungen zum Tragverhalten gemischter Bewehrungen bei abgeschlossener Rißbildung und Laststeigerung bis zum Übergang in den Zustand III (Fließen einer Bewehrung) vorgenommen.

6.4.2 Rißspannungen σ_{ri} und Rißbreiten w bei abgeschlossener Rißbildung

6.4.2.1 Einfluß der Verbundeigenschaften der Bewehrungen

6.4.2.1.1 Untersuchungen für Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik

Bei den im folgenden mit Hilfe des Näherungsverfahrens nach Abschn. 6.3 durchgeführten Berechnungen wurde neben einem konstanten mittleren Rißabstand a_{rm} vereinfachend ein bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten der unterschiedlichen Bewehrungen mit gleich hohen Fließgrenzen ($\beta_{s1} = \beta_{s2} = 500 \text{ N/mm}^2$) angenommen.

Die analytische Form der Verbundgesetze wurde entsprechend den Angaben aus /27/ nach Gl. (6.23) gewählt. Dabei wurde davon ausgegangen, daß ähnliche Verbundgesetze dann vorliegen, wenn das Verhältnis der Verschiebungsenergien $A(\tau_i)$ (Gl. (6.25)) unabhängig von den jeweiligen Verschiebungen in etwa konstant ist.

Die Abbildung 6.4-1 zeigt die Ergebnisse von Berechnungen, bei denen beispielhaft für einen Verhältniswert von $\sigma_{r1}^1 / \sigma_{r2}^1 \approx 4$ nach Gl. (6.46) die bezogenen Spannungen im Riß in Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe σ^{II} unter Variation des Bewehrungsverhältnisses λ und des mittleren Rißabstandes a_{rm} bestimmt wurden. Dabei wurden Bewehrungen untersucht, die sich bei gleichen Dehnsteifigkeiten ($E_1 = E_2 = 210\,000 \text{ N/mm}^2$) und gleichen Verhältniswerten aus Querschnittsflächen und Umfang ($\alpha_1 = \alpha_2 = 2,5$) lediglich im Hinblick auf ihre Verbundeigenschaften unterscheiden.

Aus der Darstellung ist zu entnehmen, daß die Unterschiede der Rißspannungen mit zunehmendem Rißabstand anwachsen. Bei großen Rißabständen sind demnach ungünstigere Verhältnisse zu erwarten. Unter Laststeigerung nehmen die Spannungsunterschiede bis zum Fließen der verbundsteiferen Bewehrung nur geringfügig ab. Die Höhe der bezogenen Rißspannungen ist daher nur wenig vom jeweiligen Lastniveau abhängig. Bei großen Rißabständen a_{rm} sind die bezogenen Spannungen im Riß im elastischen Dehnungsbereich der

Bewehrungen praktisch unabhängig von der Belastungshöhe, und es stellen sich etwa die Verhältnisse wie bei der Einzelrißbildung ein.

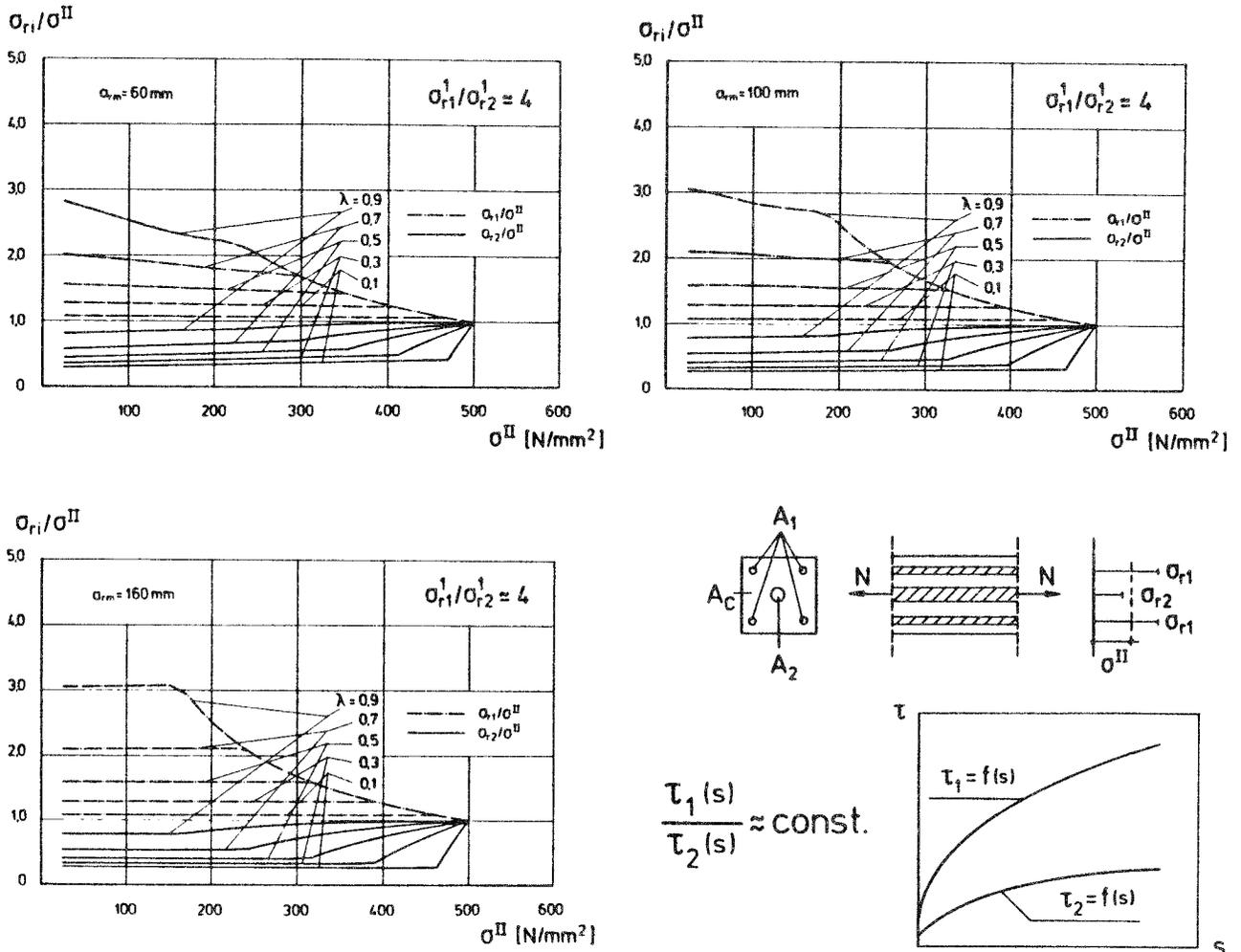
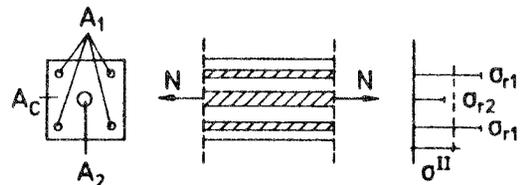
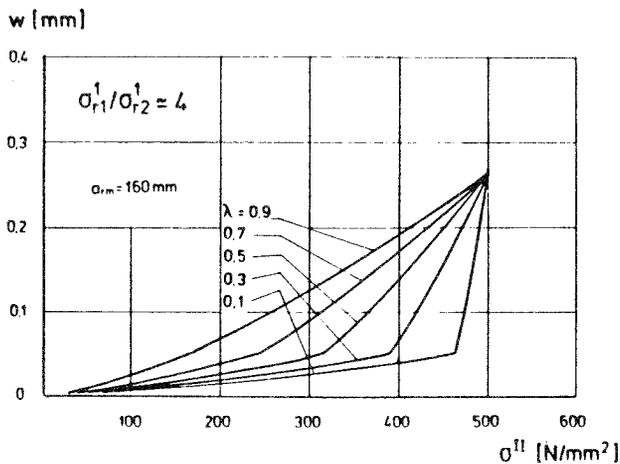
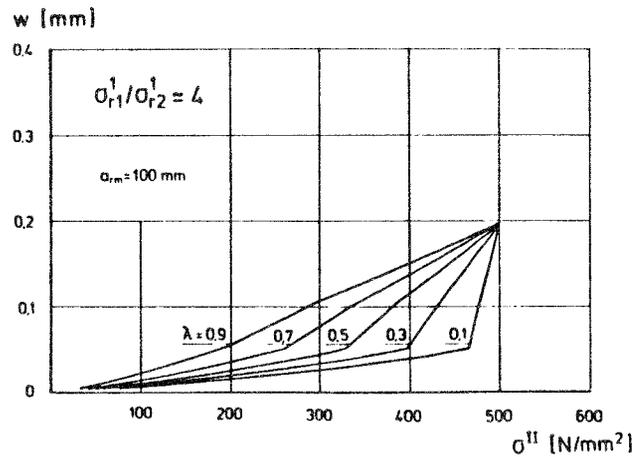
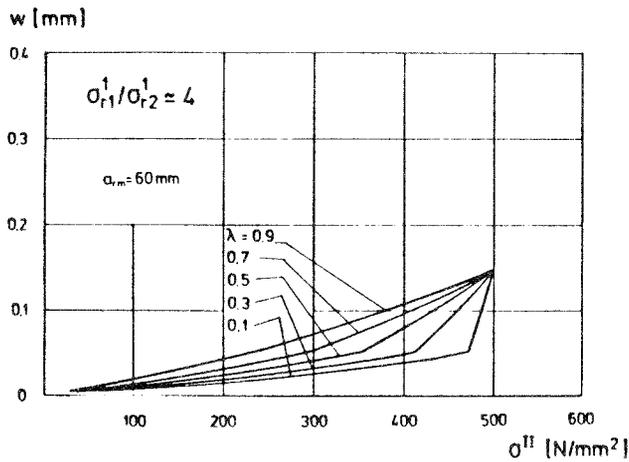


Abb. 6.4-1: Bezogene Spannungen im Riß σ_{ri} in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} und des Bewehrungsverhältnisses λ für verschiedene mittlere Rißabstände a_{rm} bei Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik

Erwartungsgemäß wachsen die Spannungsunterschiede zwischen beiden Bewehrungen mit zunehmendem Bewehrungsanteil λ an. Bei einem geringen Anteil von Bewehrungsstäben mit guter Verbundqualität liegen demnach ungünstige Verhältnisse vor, und die verbundsteifere Bewehrung beginnt bereits bei vergleichsweise geringer äußerer

Belastung zu fließen. Eine weitere Laststeigerung führt dann zu einem erheblichen Spannungszuwachs in der verbundweicherer Bewehrung (Abb. 6.4-1).

In der Abb. 6.4-2 sind die entsprechenden Rißbreitenentwicklungen dargestellt.



$$\frac{\tau_1(s)}{\tau_2(s)} \approx \text{const.}$$

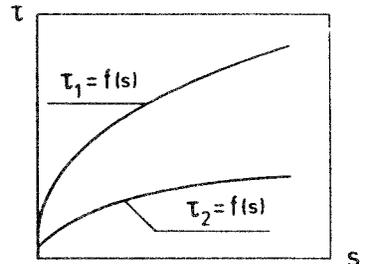


Abb. 6.4-2: Rißbreiten w in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} und des Bewehrungsparameters λ für unterschiedliche Rißabstände a_{rm} bei Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik

Demnach wachsen die Rißbreiten w etwa linear mit zunehmender Belastungshöhe σ^{II} bis zum Fließbeginn der verbundsteiferen Bewehrung.

rung an. Bei weiterer Laststeigerung ist ebenfalls mit einer geradlinigen, jedoch zum Teil wesentlich stärkeren Rißbreitenzunahme zu rechnen. Die Rißbreitenänderungen Δw hängen im wesentlichen vom Bewehrungsverhältnis λ und vom mittleren Rißabstand a_{rm} ab. Mit zunehmendem Rißabstand ergeben sich unter sonst gleichen Bedingungen größere Rißbreiten.

6.4.2.1.2 Untersuchungen für Bewehrungen mit unterschiedlicher Verbundcharakteristik

Im folgenden wird das Tragverhalten von Bewehrungen untersucht, die sich im Hinblick auf ihre Verbundeigenschaften erheblich voneinander unterscheiden. Es wird bei den Berechnungen angenommen, daß die Verbundspannungen bei der verbundsteiferen Bewehrung mit zunehmender Verschiebung wesentlich schneller anwachsen als bei den Stäben mit der geringeren Verbundqualität. Analog zu den Ausführungen in Abschnitt 6.3.2 ergibt sich in solchen Fällen ein mit zunehmender Verschiebung am Rißufer anwachsendes Verhältnis der Verschiebungsenergien $A(\tau_i)$.

In der Abb. 6.4-3 sind beispielhaft für einen Verhältniswert der Rißspannungen im Zustand der Einzelrißbildung $\sigma_{r1}^1 / \sigma_{r2}^1 \approx 4$ die bezogenen Spannungen im Riß in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} dargestellt. Entsprechend den zuvor diskutierten Ergebnissen wurden die Bewehrungsverhältnisse λ und die mittleren Rißabstände unter sonst gleichen Bedingungen ebenfalls variiert.

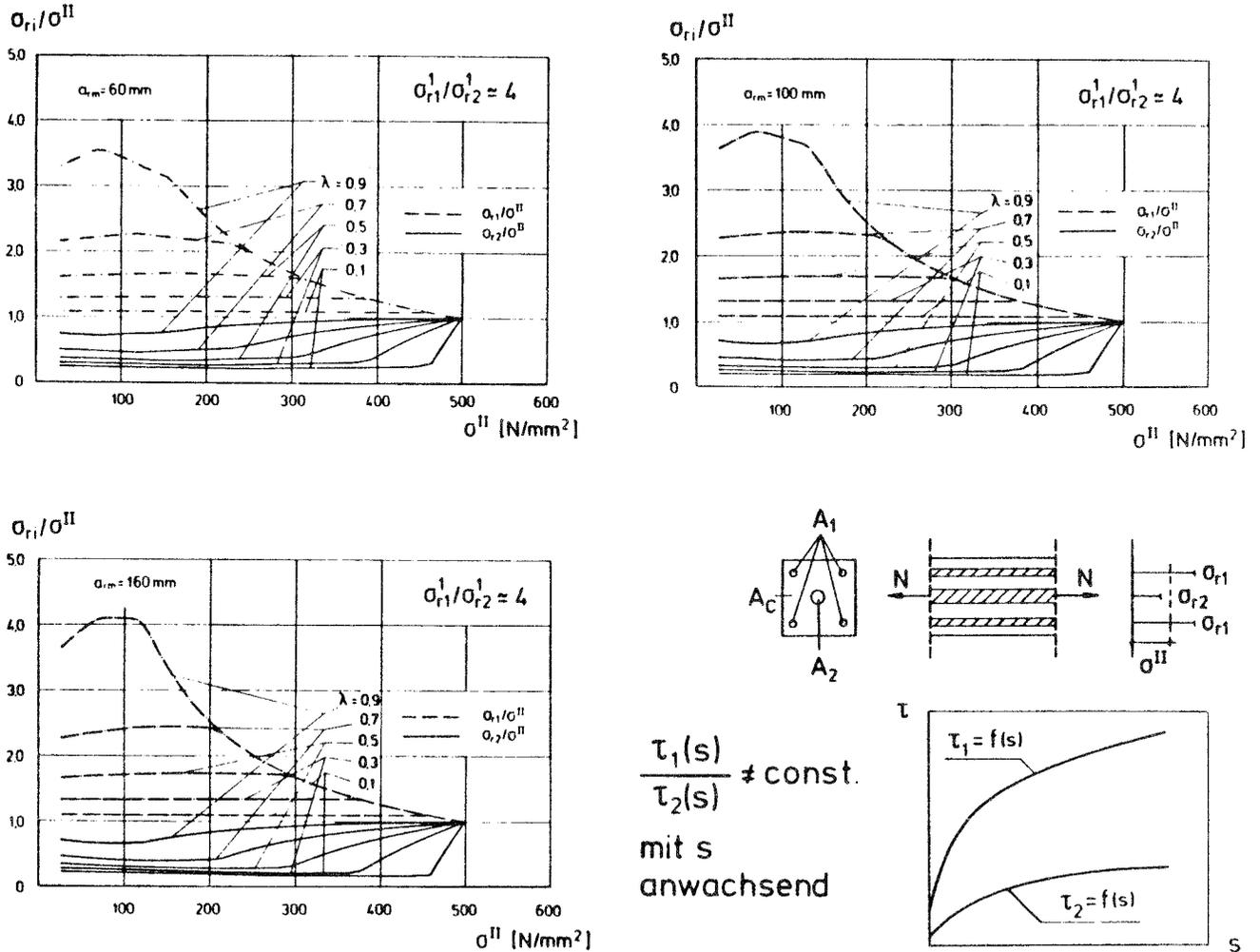


Abb. 6.4-3: Bezogene Spannungen im Riß σ_{ri} in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} und des Bewehrungsparameters λ für verschiedene Rißabstände a_{rm} bei Bewehrungen mit unterschiedlicher Verbundcharakteristik

Es ist zu erkennen, daß die Spannungsunterschiede mit steigender Beanspruchung σ^{II} zunächst größer werden, d. h. der Spannungszuwachs in der verbundsteiferen Bewehrung nimmt zu, während er bei der Bewehrung mit der geringeren Verbundqualität abnimmt. Mit wachsender Belastung σ^{II} gehen die Rißspannungen in ein etwa konstantes Verhältnis über, welches bei hohen Beanspruchungen der verbundsteiferen Bewehrung bis zum Fließbeginn leicht abnimmt. Dieses Verhalten ist deutlich bei hohen Bewehrungsanteilen λ und bei großen Rißabständen a_{rm} , die insgesamt zu einem Anwachsen der Spannungsunterschiede führen, zu beobachten.

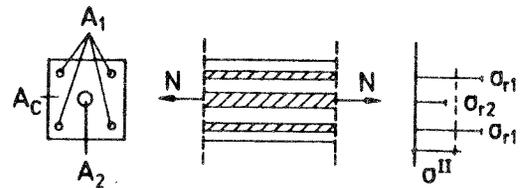
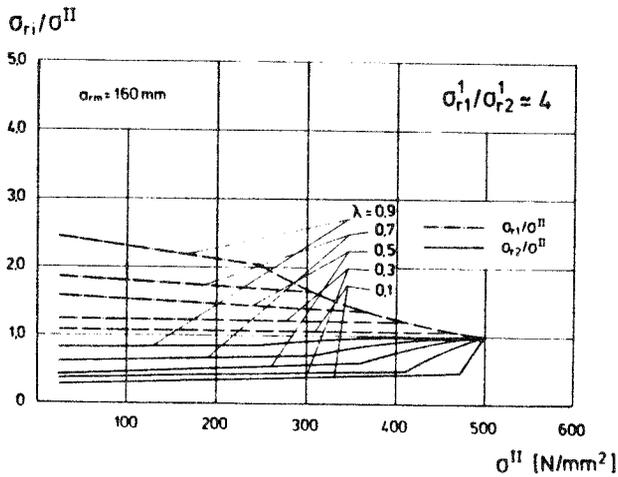
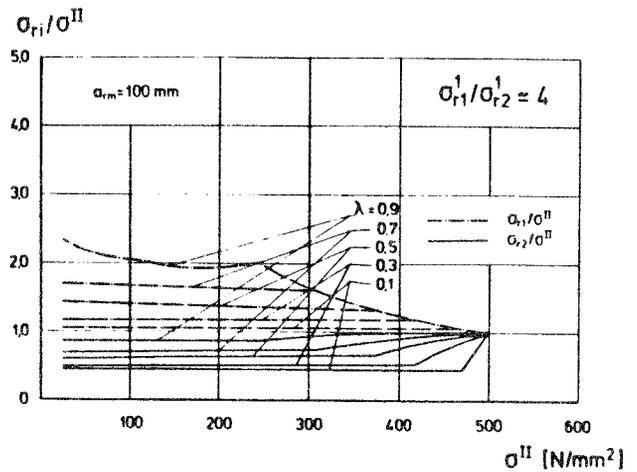
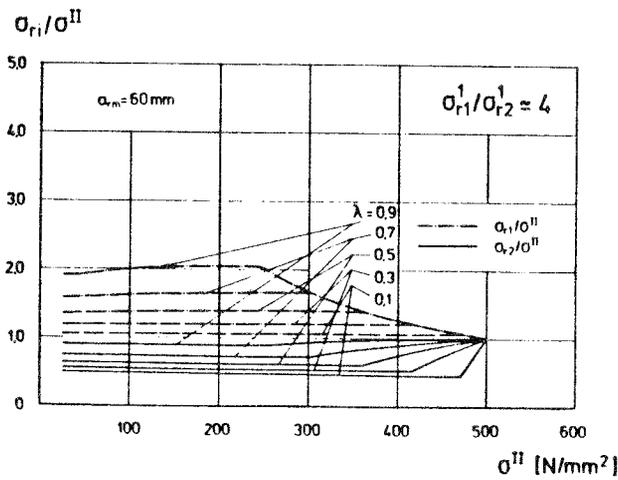
Im Vergleich zu den im vorhergehenden Abschnitt untersuchten Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik ist festzustellen, daß unter sonst gleichen Bedingungen das Verhältnis der Spannungen im Riß σ_{r1}/σ_{r2} größer wird und daher die Fließspannung der verbundsteiferen Bewehrung bereits unter geringerer Belastung erreicht wird.

Die Rißbreitenentwicklung zeigt gegenüber den Verhältnissen bei Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik keine signifikanten Unterschiede auf, so daß auf eine Darstellung der Rechenergebnisse verzichtet werden kann.

6.4.2.2 Einfluß der im Verbund liegenden Staboberflächen α_2/α_1

Bei den im folgenden diskutierten Berechnungsergebnissen wurde das Zusammenwirken von Bewehrungen untersucht, die aus vergleichsweise dünnen Stäben ($\alpha_1 = 1,5$) und aus extrem dicken Stäben bzw. Stabbündeln ($\alpha_2 = 12$) bestanden. Neben gleich großen Elastizitätsmoduln ($E_1 = E_2 = 210.000 \text{ N/mm}^2$) wurde angenommen, daß die dicken Stäbe mit einer bezogenen Rippenfläche von $f_R = 0,025$ eine geringere Verbundqualität als die dünnen Stäbe ($f_R = 0,1$) besitzen, woraus sich gemäß den Überlegungen in Abschnitt 6.4.1 ein über weite Verschiebungsbereiche etwa konstantes Verhältnis der Verschiebungsenergien von $\eta \approx 2$ ergibt.

Die unter diesen Voraussetzungen für einen Verhältniswert von $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1 \approx 4$ gewonnenen Berechnungsergebnisse sind in der Abbildung 6.4-4 als bezogene Spannungen im Riß in Abhängigkeit von der Belastungshöhe σ^{II} sowie vom Bewehrungsverhältnis λ und vom mittleren Rißabstand a_{rm} wiedergegeben.



$$\alpha_i = \frac{\sum A_i}{\sum u_i}$$

$$\alpha_1 / \alpha_2 = \text{const.}$$

$$\alpha_1 < \alpha_2$$

Abb. 6.4-4: Einfluß der im Verbund liegenden Staboberflächen auf die bezogenen Spannungen im Riß σ_{ri}

Demnach ist bei mittleren und großen Rißabständen eine leichte Abnahme der Spannungsunterschiede mit wachsender Beanspruchung zu erwarten. Bei kleinen Rißabständen a_{rm} kann von etwa konstanten bezogenen Rißspannungen ausgegangen werden, d. h. die Rißspannungen stehen unabhängig von der Beanspruchungshöhe in einem gleichbleibenden Verhältnis zueinander. Insgesamt werden auch in dem hier untersuchten Fall die Spannungsunterschiede zwischen beiden Bewehrungen mit zunehmendem Bewehrungsanteil λ und wachsendem Rißabstand a_{rm} größer.

6.4.2.3 Einfluß der Elastizitätsmoduln der Bewehrungen

Die im folgenden dargestellten Rechenergebnisse wurden anhand von Bewehrungen gewonnen, bei denen ein Verhältniswert der Elastizitätsmoduln von $E_1/E_2 = 8$ angenommen wurde. Weiter wurde vorausgesetzt, daß die dehnweichere Bewehrung unter sonst gleichen Bedingungen ($\alpha_1 = \alpha_2 = 2,5$) schlechtere Verbundeigenschaften als die steifere Bewehrung besitzt ($\eta \approx 2$).

Die unter diesen Voraussetzungen für einen Verhältniswert der Ribspannungen im Einzelrißzustand von $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1 \approx 4$ ermittelten bezogenen Ribspannungen sind in Abhängigkeit von der Belastungshöhe σ^{II} sowie vom Bewehrungsverhältnis λ und vom mittleren Ribabstand a_{rm} in der Abbildung 6.4-5 aufgetragen.

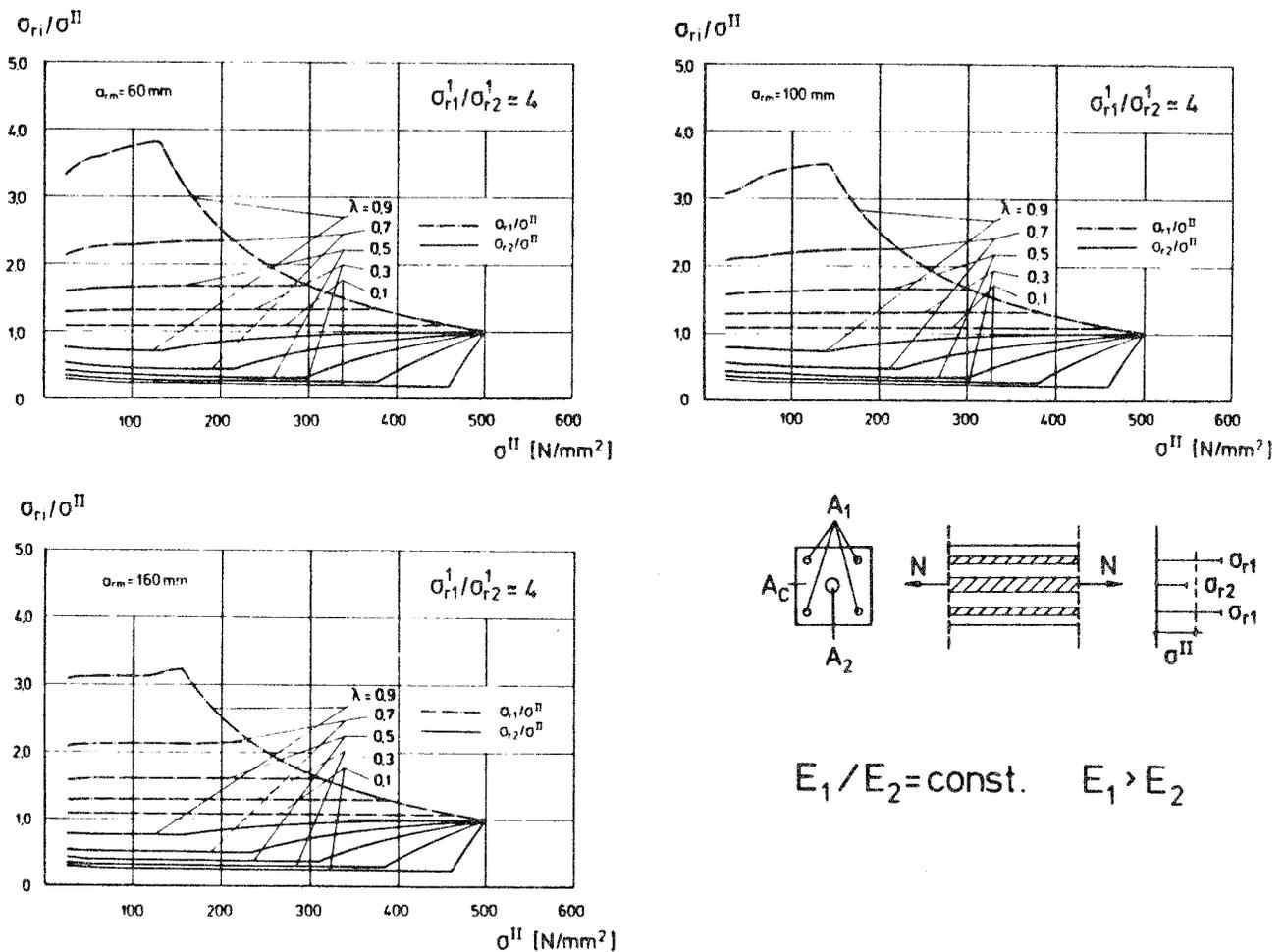


Abb. 6.4-5: Einfluß unterschiedlicher E-Moduln auf die bezogenen Spannungen im Rib σ_{ri}

Demnach wachsen mit zunehmender Beanspruchung die Spannungsunterschiede, insbesondere bei ungünstigen Bewehrungsverhältnissen λ , an. Dieses Verhalten ist bei geringen Rißabständen a_{rm} ausgeprägter als bei mittleren und großen Rißabständen. Mit wachsenden Rißabständen a_{rm} werden die Spannungsunterschiede bzw. das Verhältnis der Rißspannungen σ_{r1}/σ_{r2} im Gegensatz zu den bisher untersuchten Fällen geringer. Dies ist auf eine Zunahme des Traganteils der dehnweicheren Bewehrung, bei der sich aufgrund des geringeren E-Moduls höhere Spannungsgradienten einstellen, zurückzuführen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die einzelnen Einflußgrößen unterschiedliche und zum Teil gegenläufige Auswirkungen auf die beanspruchungsabhängige Höhe der Spannungen im Riß aufweisen. Aus diesem Grund werden im folgenden Abschnitt Verhältnisse bei den Berechnungen zugrunde gelegt, wie sie etwa bei verbundstabbewehrten Bauteilen vorhanden sein können.

6.4.2.4 Untersuchungen für verbundstabbewehrte Bauteile

Bei den hierzu durchgeführten Berechnungen werden Bewehrungskombinationen aus Betonstählen ($E_1 \approx 210.000 \text{ N/mm}^2$) und HLV-Elementen ($E_2 \approx 52.000 \text{ N/mm}^2$) untersucht. Es wird dabei vereinfachend angenommen, daß sich die Bewehrungen im Hinblick auf ihre Verbundcharakteristika etwa wie stark ($f_{R1} = 0,1$) und schwach gerippte ($f_{R2} = 0,025$) Betonstähle verhalten ($\eta \approx 2$), was näherungsweise mit den Ergebnissen der vergleichenden Verbunduntersuchungen (Abschnitt 6.2.2, Abb. 6.2-3) übereinstimmt.

Bei den in der Abbildung 6.4-6 wiedergegebenen Berechnungsergebnissen wurde unter sonst gleichbleibenden Bedingungen das Verhältnis der im Verbund liegenden Staboberflächen α_2/α_1 so variiert, daß die bezogenen Spannungen im Riß für verschiedene Verhältniswerte $\sigma_{r1}^I/\sigma_{r2}^I$ nach Gl. (6.46) in Abhängigkeit von der Belastungshöhe σ^{II} angegeben werden können. Die Berechnungen wurden aus Übersichtsgründen lediglich für einen mittleren Rißab-

stand von $a_{rm} = 100$ mm durchgeführt und ausgewertet.

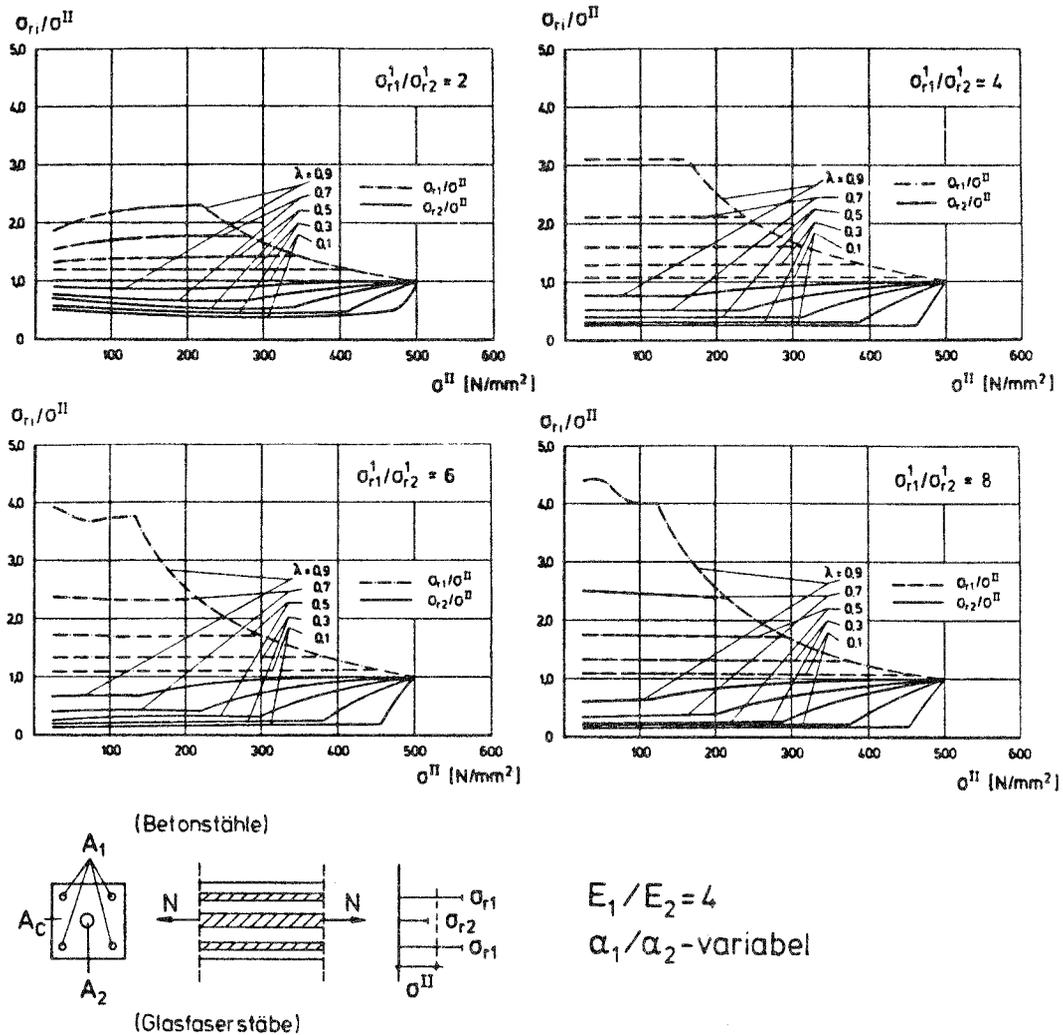


Abb. 6.4-6: Bezogene Spannungen im RiB σ_{ri} in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} und des Bewehrungsparameters λ für verschiedene Verhältnswerte der RiBspannungen $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1$ für verbundstabbewehrte Bauteile

Die bezogenen RiBspannungen σ_{ri} sind demnach - mit Ausnahme extremer Bewehrungsverhältnisse λ - nur wenig von der Belastungshöhe σ^{II} abhängig. Mit zunehmendem Verhältnswert der RiBspannungen bei EinzelriBbildung $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1$ wachsen die Spannungsunterschiede bzw. das Verhältnis der RiBspannungen σ_{r1}/σ_{r2} an. Während das Verhältnis der RiBspannungen bei einem Wert von $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1 = 2$ ca. $\sigma_{r1}/\sigma_{r2} = 2,5$ beträgt, steigt der Verhältnswert bei $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1 = 8$ auf etwa $\sigma_{r1}/\sigma_{r2} = 6,5$ an.

Für die Praxis bedeutet dieses Verhalten, daß die HLV-Elemente im Bereich von Rissen in der Regel nur gering beansprucht werden, was zu einer Fehleinschätzung der Beanspruchungen der Betonstähle führen kann. Vorteilhaft für die HLV-Stäbe ist jedoch die Tatsache, daß die in Rissen auf das Glasfasermaterial entfallenden Lastanteile bei Mitwirkung von Betonstählen eine unbedenkliche Größenordnung annehmen.

Die zugehörigen Rißbreitenentwicklungen sind in der Abbildung 6.4-7 in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} aufgetragen.

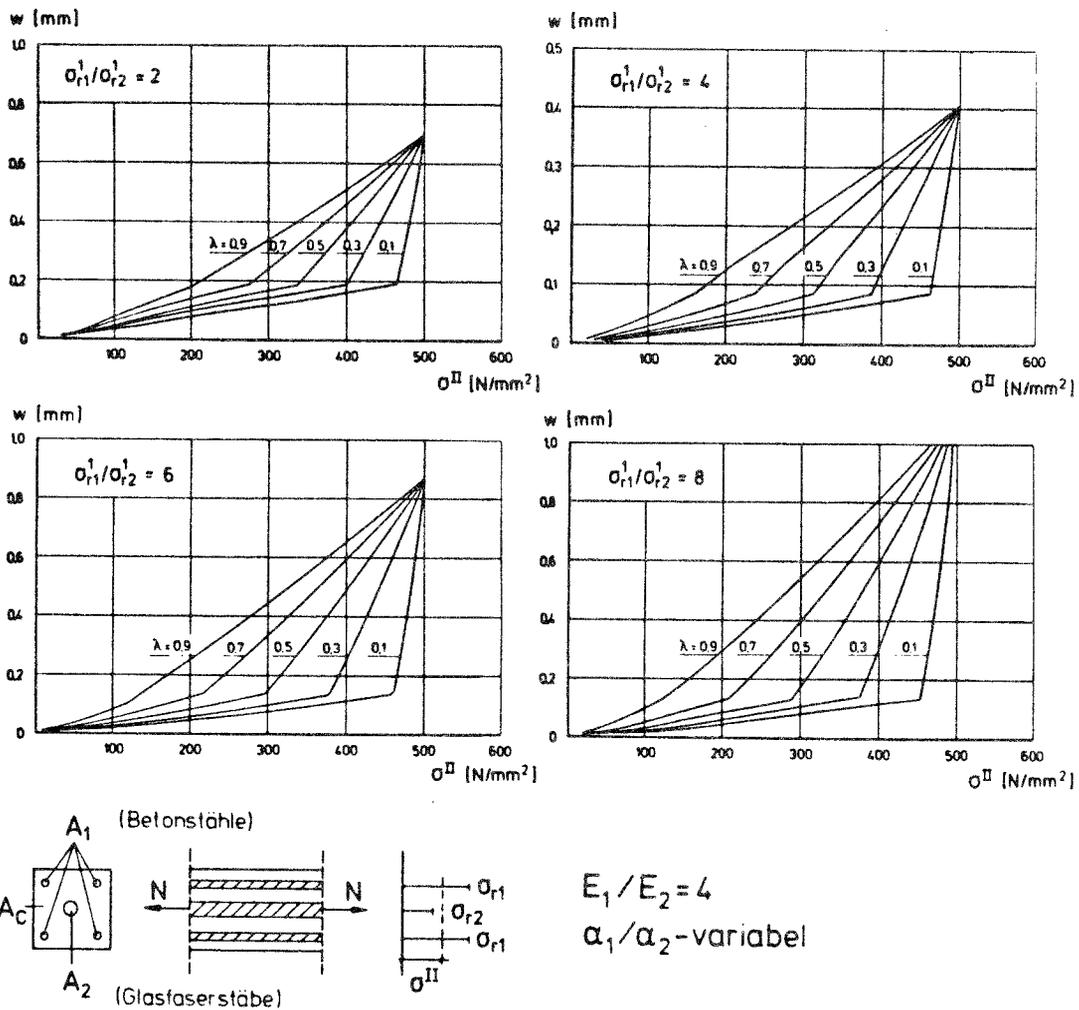


Abb. 6.4-7: Rißbreiten w in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe σ^{II} und des Bewehrungsparameters λ für unterschiedliche Verhältnismerte $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1$ bei verbundstabbewehrten Bauteilen

Wie erwartet, zeigt sich auch in diesem Fall ein in guter Näherung bilinearer Verlauf der Rißbreitenzunahme mit einem deutlichen Knickpunkt beim Fließbeginn der steiferen Stahlbewehrung. Insgesamt wachsen die Rißbreiten mit zunehmendem Verhältniswert der Rißspannungen bei Einzelrißbildung $\sigma_{r1}^1 / \sigma_{r2}^1$ zum Teil deutlich an.

6.4.3 Abschätzung des Einflusses von Dauerlasten und Ermüdungsbeanspruchungen auf das Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteilen

Unter der Einwirkung von Dauerlasten oder nicht ruhenden Belastungen nehmen die Spontanverschiebungen s_0 am Rißufer ähnlich wie übliche Kriechverformungen zu. Es ist deshalb die Frage abzuklären, ob und ggf. wie diese Verschiebungszunahmen zu Spannungsumlagerungen zwischen den unterschiedlichen Bewehrungen führen können.

Während bei ruhender Belastung die Spannungserhöhungen in der (verbund-) steiferen Bewehrung (vergl. Abschn. 6.4.2) unter Umständen noch tolerierbar sind, besteht bei Ermüdungsbeanspruchungen die Gefahr des frühzeitigen Versagens der Betonstähle. Da ausreichend abgesicherte Kenntnisse zum Verbundverhalten unter langzeitiger oder nicht ruhender Beanspruchung allenfalls für übliche Betonstähle verfügbar sind, soll im folgenden zumindest eine qualitative Abschätzung der möglichen Spannungsumlagerungen zwischen den unterschiedlichen Bewehrungen erarbeitet werden.

Nach den Ausführungen von Eligehausen in /6/ können für übliche Betonrippenstähle und Belastungen im Gebrauchslastbereich die Verschiebungen bei langzeitiger Lasteinwirkung oder Ermüdungsbeanspruchung mit einem einfachen Zusammenhang bestimmt werden:

$$s(t,N) = s_0 \cdot (1 + \varphi(t,N)) \quad (6.48)$$

Darin ist s_0 die Spontanverschiebung zum Zeitpunkt $t=0$ bzw. beim erstmaligen Erreichen der Oberlast. Für den Verschiebungsbeiwert $\varphi(t,N)$ wird in /6/ unter Zugrundelegung schwellender Verbundbeanspruchung der folgende Ausdruck mitgeteilt:

$$\varphi(N) = (1 + N)^{0,107} - 1 \quad (6.49)$$

Für $N=10^6$ Lastwechsel ergibt sich daraus ein Verschiebungsbeiwert von $\varphi(N)=3,4$. Dieser Wert wird in /6/ ebenfalls für extrem lange Lastdauern ($t \approx \infty$) angegeben.

Unter diesen Voraussetzungen lassen sich - ausgehend von den Kurzzeit-Verbundgesetzen - isochrone Verbundspannungs-Verschiebungslinien ermitteln. Diese gestatten die rechnerische Bestimmung der Verteilungsfunktionen $\sigma_i(x)$, $\tau_i(x)$ und $s_i(x)$ für einen bestimmten Zeitpunkt t bzw. für eine bestimmte Anzahl von Lastwechseln. Die prinzipiellen Zusammenhänge werden in der folgenden Abbildung 6.4-8 erläutert.

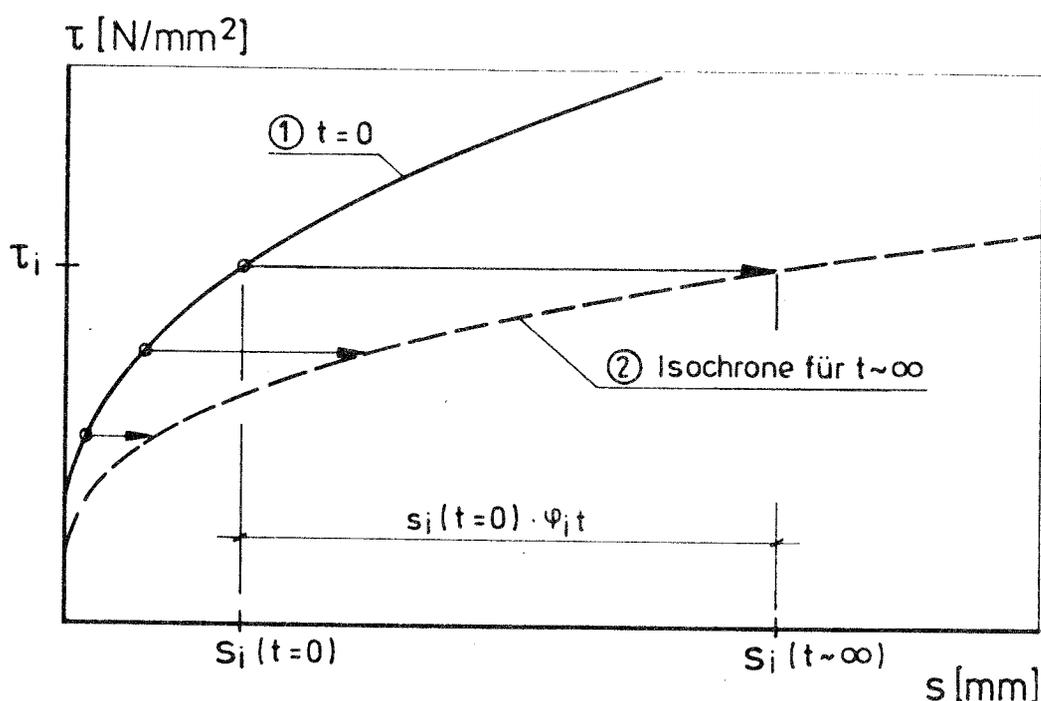


Abb. 6.4-8: Verbundgesetz für kurzzeitige Belastung und zugehörige isochrone τ - s -Linie (schematisch)

Bei der Ermittlung der Bewehrungsspannungen müssen deshalb zu jedem Zeitpunkt $t_i > 0$ die isochronen τ -s-Linien der jeweiligen Bewehrungen herangezogen werden. Hierbei ist zu beachten, daß bei gemischt bewehrten Bauteilen die Verschiebungen s_i am Rißufer aus Verträglichkeitsgründen gleich groß (Gl. (6.9)) sind. Die Abbildung 6.4-9 verdeutlicht die Verhältnisse.

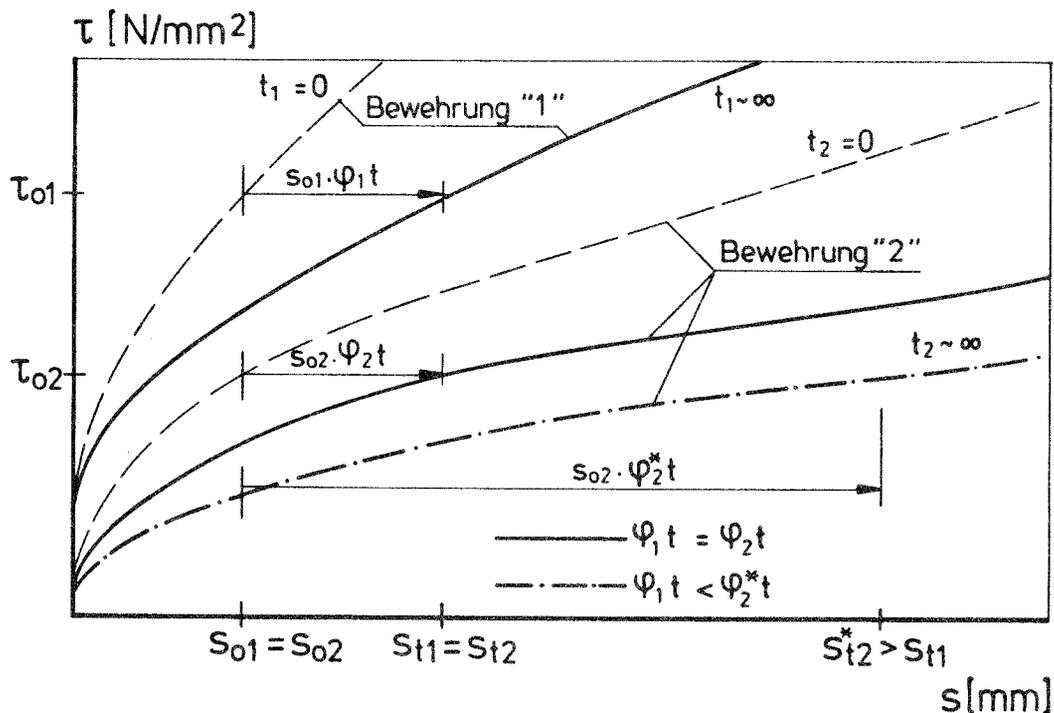


Abb. 6.4-9: Verbundverhältnisse bei gemischt bewehrten Bauteilen (schematisch)

Nehmen die Verschiebungen s_i der Bewehrungen mit der gleichen zeitlichen Abhängigkeit ($\varphi_1 t = \varphi_2 t$) zu und ist die Form der Verbundgesetze ähnlich ($\beta_1 = \beta_2$ in Gl. (6.23)), verändern sich die Verhältniswerte der Spannungen im Riß nicht bzw. nur unwesentlich. Es liegen in diesem Fall prinzipiell die gleichen Verhältnisse vor wie bei der Untersuchung gemischter Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik unter kurzzeitiger Beanspruchung (Abschn. 6.4.2.1.1). Während dort die Verschiebungszunahmen über eine Laststeigerung erfolgen, werden diese bei den hier diskutierten Überlegungen unter gleichbleibender Belastung durch Verbundkriechen hervorgerufen.

Dementsprechend ergeben sich bei gleichem Kriechverhalten ($\varphi_1 t = \varphi_2 t$) und unterschiedlicher Verbundcharakteristik ($\beta_1 > \beta_2$ für Gl. (6.23)) Spannungsumlagerungen von der verbundweicheren zur verbundsteiferen Bewehrung (vergl. Abschn. 6.4.2.1.2).

Eine kritische Größenordnung der Spannungsumlagerungen kann sich insbesondere dann einstellen, wenn die verbundweichere Bewehrung unter Dauerlast ein wesentlich stärkeres Verbundkriechen aufweist ($\varphi_1 t < \varphi_2 t$). Aus der Verträglichkeitsbedingung gleicher Verschiebungen am Rißufer ergibt sich in diesem Fall eine Spannungszunahme in der verbundsteiferen Bewehrung, wobei sich gleichzeitig die Bewehrung mit der größeren Kriechneigung der Belastung entzieht.

Vergleicht man beispielsweise Verschiebungsbeiwerte φt üblicher Betonstähle mit denen des derzeit verwendeten ummantelten Stabmaterials (Abb. 2.2-4a), so ergibt sich mit den Angaben aus /64/ für eine Belastungsdauer von $t = 5 \cdot 10^5$ Std. (ca. 57 Jahre) ein Verhältniswert von:

$$\varphi_{HLV}^t / \varphi_{BSt}^t \approx 7,0 \quad (6.50)$$

Damit wird deutlich, daß bei Bauteilen mit einer Bewehrung aus Betonstählen und HLV-Elementen erhebliche Spannungsumlagerungen bei langfristig einwirkender Belastung zu erwarten sind.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß langfristig einwirkende Belastungen oder Ermüdungsbeanspruchungen die Bewehrungsspannungen im Riß ungünstig beeinflussen können. Bei Bewehrungen mit unterschiedlicher Verbundcharakteristik und verschieden starkem Verbundkriechen kann es zu nicht mehr tolerierbaren Spannungserhöhungen in der verbundsteiferen Bewehrung kommen. Hiervon besonders betroffen erscheinen Bauteile, die mit konventionellen Betonstählen und den derzeit verwendeten ummantelten HLV-Elementen gemischt bewehrt sind. Wegen des ausgeprägten Verbundkriechens des Glasfasermaterials wachsen die bereits bei kurzzeitiger Beanspruchung zum Teil erheblichen Spannungsunterschiede zwischen Betonstählen und HLV-Stäben unter Ermüdungsbeanspruchungen noch an. Es ist daher stets zu überprüfen, ob der Bewehrungsanteil an Be-

tonstählen genügend groß bemessen ist. Quantitative Aussagen zu dieser Frage können aber erst dann gemacht werden, wenn ausreichende Kenntnisse über das Verbundverhalten der in Frage kommenden Bewehrungskombinationen bei langzeitiger und nicht ruhender Verbundbeanspruchung vorliegen.

6.5 Zusammenfassung und Kritik der Ergebnisse

Die gegenseitige Beeinflussung unterschiedlicher Bewehrungen bei der Rißbildung erfolgt über die Betonverformungen zwischen den Rissen. Der Einfluß der Betondehnungen auf die Verteilungsfunktionen erweist sich jedoch als vernachlässigbar gering, so daß die einzelnen Bewehrungsstränge getrennt voneinander betrachtet werden können (Entkopplung des DGL-Systems). Mit der für jede Bewehrung im Rißquerschnitt gültigen Randbedingung gleich großer Verschiebungen ($s_i(x=0) = s_j(x=0) = w/2$) eröffnet sich über eine einfache Gleichgewichtsbetrachtung am Rißufer die Möglichkeit, mit Kenntnis der Zusammenhänge zwischen Rißspannungen σ_{ri} und zugehörigen Verschiebungen s_i das Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile in guter Näherung zu beschreiben.

Über eine energetische Betrachtung allgemeiner Verbundspannungsschlupfbeziehungen $\tau_i = f(s_i)$ wird zunächst eine Beziehung zwischen Rißspannung im Stadium der Einzelrißbildung σ_{ri}^1 und zugehöriger Verschiebung am Rißufer s_i hergeleitet (Gl. (6.30)):

$$\sigma_{ri}^1 = \left[\frac{2 \cdot E_i \cdot u_i \cdot \beta_{Wm}}{A_i} \cdot \left(a_0 \cdot s_i + \frac{b_0 \cdot s_i}{(1/\beta + 1)} \right)^{(1/\beta + 1)} \right]^{1/2}$$

Ein Studium des Einflusses des Rißabstandes a_{rm} auf die zu einer bestimmten Rißbreite gehörige Rißspannung σ_{ri} führt mit Hilfe von Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbetrachtungen zu einfachen Ausdrücken für die Rißspannungen im Zustand der abgeschlossenen Rißbildung (Gln. (6.36), (6.39)):

$$\sigma_{ri} = \sigma_{ri}^1 \left(3/2 - \frac{a_{rm} \cdot \sigma_{ri}^1}{8 \cdot s_i \cdot E_i} \right) \quad \text{für } a_{rm} \geq L_e^1$$

bzw.

$$\sigma_{ri} = \sigma_{ri}^1 \left(5/2 - \frac{5 \cdot a_{rm} \cdot \sigma_{ri}^1}{8 \cdot s_i \cdot E_i} \right) \quad \text{für } a_{rm} < L_e^1$$

Hierin ist L_e^1 die zu einer bestimmten Verschiebung s_i gehörige und zur Einleitung der daraus resultierenden Reißspannung σ_{ri}^1 benötigte Einleitungslänge (Gl. (6.33)).

Eine Überprüfung der Näherungsbeziehungen anhand des in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen genauen Rechenverfahrens zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der unterschiedlichen Berechnungsmodelle. Mit dem so abgesicherten Näherungsverfahren werden für ausgewählte gemischte Bewehrungen die maßgebenden Einflußgrößen untersucht.

Für den Zustand der Erst- und Einzelrißbildung ergeben sich unter der Voraussetzung ähnlicher Verbundgesetze klare Abhängigkeiten zwischen den Reißspannungen und den jeweiligen Einflußparametern. Die Bewehrungsspannungen im Riß verhalten sich näherungsweise proportional zur Quadratwurzel aus dem Verhältnis der Verschiebungsenergien. Der Einfluß unterschiedlicher Elastizitätsmoduln führt zu den gleichen analytischen Zusammenhängen zwischen den Reißspannungen und dem Verhältnis der E-Moduln. Bei der Untersuchung der im Verbund liegenden Oberflächen der Bewehrungen α_i ergibt sich, daß das Verhältnis der Bewehrungsspannungen $\sigma_{r1}^1 / \sigma_{r2}^1$ in guter Näherung umgekehrt proportional zur Quadratwurzel aus dem Verhältnis der im Verbund liegenden Staboberflächen α_1 / α_2 angenommen werden kann. Mit einer einfachen Gleichgewichtsbetrachtung und dem bekannten Verhältnis der Spannungen im Riß können die Bewehrungsspannungen explizit angegeben werden (Gl.(6.47)):

$$\sigma_{r2}^1 = \frac{\sigma^{II}}{\lambda + \frac{\sigma_{r1}^1}{\sigma_{r2}^1} (1 - \lambda)}$$

Bei dem Vorhandensein eines abgeschlossenen Rißbildes zeigt sich tendenziell für Bewehrungen mit ähnlicher Verbundcharakteristik, daß der Einfluß der Belastungshöhe von untergeordneter Bedeutung ist, da das Verhältnis der Rißspannungen bis zum Fließbeginn der verbundsteiferen Bewehrung etwa konstant bleibt. Mit zunehmendem Rißabstand a_{rm} sind größere Spannungsunterschiede zu verzeichnen. Werden Bewehrungen mit sehr unterschiedlichem Verbundverhalten zusammen in einem Querschnitt verwendet, so ist bei wachsender Belastung mit einer zunehmenden Beanspruchung der verbundsteiferen Bewehrung zu rechnen, d. h. das Verhältnis der Rißspannungen wird größer.

Die Untersuchungen zum Einfluß der im Verbund liegenden Staboberflächen ergeben, daß mit zunehmendem Rißabstand die Spannungsunterschiede zwar insgesamt anwachsen, jedoch wird das Verhältnis der Rißspannungen mit zunehmender Belastung geringer.

Bei Bewehrungen mit unterschiedlichem E-Modul nehmen die Spannungsunterschiede mit wachsendem Rißabstand ab. Wird für einen vorgegebenen Rißabstand die Gesamtbelastung erhöht, entfällt auf die dehnsteifere Bewehrung ein überproportional anwachsender Lastanteil.

Die Rißbreitenentwicklungen zeigen bei ansteigender Belastung in guter Näherung einen bilinearen Verlauf mit einem deutlichen Rißbreitenanstieg nach dem Fließbeginn der steiferen Bewehrung. Die Rißbreitenänderungen Δw hängen dabei im wesentlichen vom Bewehrungsverhältnis λ und vom mittleren Rißabstand a_{rm} ab. Mit zunehmendem Rißabstand und größer werdendem Verhältnis der Rißspannungen im Stadium der Einzelrißbildung $\sigma_{r1}^1/\sigma_{r2}^1$ wachsen die Rißbreiten unter sonst gleichen Bedingungen an.

Aus den Untersuchungen der einzelnen Einflußparameter wird ersichtlich, daß deren Variation zu unterschiedlichen und zum Teil gegenläufigen Auswirkungen auf die beanspruchungsabhängige Höhe und das Verhältnis der Rißspannungen führt. Die Rißspannungen und -breiten sind daher stets für die jeweils vorliegende Bewehrungskombination zu bestimmen. Allgemeine Angaben zum Tragverhalten

erscheinen aufgrund der vielfältigen und verschiedenartigen Einflüsse nicht sinnvoll.

Eine Untersuchung der Verhältnisse bei Bauteilen, die mit Betonstählen und Glasfaserstäben gemischt bewehrt sind, zeigt, daß bei der Verwendung bisheriger Berechnungsansätze die Beanspruchungen der Betonstähle in der Regel unterschätzt werden. Je nach Kombination der Bewehrungen sind Reißspannungsverhältnisse von etwa $\sigma_{r1}/\sigma_{r2} = 2$ bis 8 zu erwarten, was bedeutet, daß die auf die Glasfaserstäbe entfallenden Reißlastanteile vergleichsweise gering sind. Dies führt zwar einerseits zu einer Überbeanspruchung der Betonstähle, andererseits ist jedoch aufgrund der vorliegenden Steifigkeits- und Verbundverhältnisse nur mit einer mäßigen Beanspruchung des Glasfasermaterials zu rechnen. Probleme im Hinblick auf die vergleichsweise niedrige Zugschwellfestigkeit der HLV-Elemente sind deshalb nach derzeitigem Kenntnisstand nicht zu erwarten.

Eine erste Abschätzung des Einflusses langfristig oder nicht ruhend einwirkender Belastungen zeigt, daß die Bewehrungsspannungen im Reiß bei unterschiedlicher Verbundcharakteristik und verschieden stark ausgeprägter Kriechneigung der Bewehrungen ungünstig beeinflusst werden können. Es ist daher zur Vermeidung eines frühzeitigen Ermüdungsversagens der verbundsteiferen Bewehrung stets zu überprüfen, ob ein genügend hoher Bewehrungsanteil an Betonstählen im Querschnitt vorhanden ist. Quantitative Aussagen zum Einfluß von Dauerlasten bzw. Ermüdungsbeanspruchungen können jedoch erst mit ausreichender Kenntnis des Verbundverhaltens der unterschiedlichen Bewehrungen unter diesen Beanspruchungsarten gemacht werden.

7. Zusammenfassung

Wie Versuche zeigen, ist eine verlustfreie Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe auch bei Verankerungssystemen, die auf der Basis der aus der Literatur bekannten Bruchkriterien für unidirektionale Glasfaserverbunde konstruiert und dimensioniert wurden, nicht möglich. Hieraus ist zu folgern, daß die das Materialversagen auslösenden Beanspruchungen bisher nicht ausreichend bekannt waren. Ein Ziel dieser Arbeit war es daher, die wesentlichen Einflußgrößen auf die Materialbeanspruchungen im Bereich von Endverankerungen zu studieren und auf der Grundlage der dabei gewonnenen Erkenntnisse Prinzipien für eine sichere und dauerhafte Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe zu erarbeiten.

Zunächst erfolgte ausgehend von einer Beschreibung des vorliegenden Glasfasermaterials (Abschnitt 2) eine kritische Diskussion der bisher in der Literatur vorgeschlagenen Lösungsmöglichkeiten zur Krafteinleitung im Bereich von Endverankerungen (Abschnitt 3). Basierend auf den daraus abgeleiteten Anforderungen wurde ein eigener Vorschlag für die Verankerung kunstharzgebundener Glasfaserstäbe erarbeitet und sowohl experimentell als auch theoretisch systematisch untersucht.

Als Grundlage für die theoretischen Untersuchungen diente ein neues, allgemein formuliertes Berechnungsmodell auf der Basis der Differentialbeziehungen für mehrfach verschiebliche Verbundsysteme. Im Gegensatz zu den herkömmlichen Berechnungsmethoden kann mit diesem Modell auch das Tragverhalten des im Verankerungsbereich heterogen aufgebauten, mehrschichtigen Verbundquerschnittes rechnerisch ermittelt werden (Abschnitt 4.1). Wesentlicher Bestandteil des Rechenmodells sind die auf experimenteller Basis gewonnenen Verbundgesetze. Deren Analyse führt dazu, daß aufgrund der Verbundmechanismen zwischen Kunstharzmörtel und Glasfaserstäben die Höhe der Verbundspannungen und Relativverschiebungen bei der Krafteinleitung im Hinblick auf eine hohe Ausnutzung der vorhandenen Materialfestigkeiten zu begrenzen ist (Abschnitt 4.2).

Nach einer mit positivem Ergebnis vorgenommenen Überprüfung der theoretischen Ansätze anhand umfangreicher Verankerungsversuche wurden mit Hilfe des Rechenmodells die Haupteinflußparameter auf die Materialbeanspruchungen kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Verankerungsbereich systematisch studiert (Abschnitt 4.4). Die dabei gewonnenen Erkenntnisse ermöglichen die Ableitung von Konstruktionsprinzipien für eine sichere und dauerhafte Krafteinleitung in die Glasfaserstäbe. Ausgehend von der Vorstellung, daß Brüche einzelner Fasern bzw. kleinerer Faserbündel im Bereich der Staboberflächen infolge hoher Verbundbeanspruchungen bereits bei kurzzeitiger Belastung zu vorzeitigem Versagen führen, erweist sich eine deutliche Reduzierung der Steifigkeit des die Stäbe umgebenden Materials als wirksame Maßnahme zur Herabsetzung der Beanspruchungen. Als besonders geeignet erscheint eine Segmentierung im Anfangsbereich der Krafteinleitungsstrecke. Mit einer genügend geringen Segmentlänge und einer ausreichenden Anzahl von Segmenten können die Beanspruchungen der Glasfaserstäbe infolge Verbundspannungen und Relativverschiebungen so signifikant reduziert werden, daß die vorhandene Materialfestigkeit voll ausgeschöpft werden kann (Abschnitt 4.5).

Die theoretischen Untersuchungen gelten ausschließlich für kurzzeitige Beanspruchungen. Eine Übertragbarkeit der abgeleiteten Konstruktionsprinzipien auf die Verhältnisse bei langzeitiger und nicht ruhender Beanspruchung erscheint jedoch gerechtfertigt, was durch die Ergebnisse von Verankerungsversuchen, bei denen das Material sowohl langzeitigen Belastungen als auch Zugschwellbeanspruchungen ausgesetzt wurde, bestätigt wurde.

Bei gerissenen Betonbauteilen, die sowohl mit Glasfaserstäben als auch mit Spann- bzw. Betonstählen gemischt bewehrt sind, war die Frage nach dem Zusammenwirken und der gegenseitigen Beeinflussung von Bewehrungen, die sich im Hinblick auf ihre Verbundeigenschaften und Elastizitätsmoduln erheblich voneinander unterscheiden können, in allgemeingültiger Form zu klären. Eine kritische Erörterung der zu dieser Problematik aus dem Schrifttum vorliegenden Arbeiten zeigte, daß die bisher bekannten Vorschläge zur rechnerischen Erfassung des Tragverhaltens gemischt bewehrter Konstruk-

tionen nur in beschränktem Maße brauchbare Näherungslösungen liefern (Abschnitt 5). Daher war es ein weiteres Ziel der vorliegenden Arbeit, zum besseren Verständnis des Tragverhaltens gemischt bewehrter Betonbauteile beizutragen.

Ausgehend von den Verhältnissen bei gemischt bewehrten Konstruktionen wurde ein Rechenmodell erarbeitet, welches im Gegensatz zu den bisher üblichen Rechenansätzen Gleichgewicht und Verträglichkeit sowohl im RiBquerschnitt als auch im Einleitungsbereich zwischen den Rissen gleichermaßen berücksichtigt (Abschnitt 6.1). Die Überprüfung des Rechenmodells anhand rechnerisch ermittelter und im Versuch gewonnener Ergebnisse zeigt eine gute Übereinstimmung der Werte der RiBspannungen und RiBbreiten (Abschnitt 6.2).

Die weiteren Untersuchungen zum Tragverhalten gemischt bewehrter Bauteile wurden aufgrund des vergleichsweise hohen numerischen Aufwandes und der damit eingeschränkten praktischen Anwendbarkeit des im Abschnitt 6.1.2 hergeleiteten genauen Rechenverfahrens mit Hilfe eines Näherungsverfahrens vorgenommen.

Als Grundlage hierfür diente eine energetische Betrachtungsweise allgemeiner Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen. Eine vergleichsweise einfache Beschreibung der Zusammenhänge zwischen RiBspannung und zugehöriger RiBbreite im Zustand der EinzelriBbildung führte unter Hinzuziehung der Gleichgewichtsbedingungen bei abgeschlossener RiBbildung zu überschaubaren Ausdrücken für die riBbreiten- und riBabstandsabhängigen Bewehrungsspannungen. Die Gegenüberstellung des numerisch aufwendigen Rechenverfahrens mit dem Näherungsverfahren zeigt, daß beide Verfahren in Anbetracht der streuenden Werkstoffkenngrößen praktisch gleichwertig sind (Abschnitt 6.3.3). Das anschließende Studium der relevanten Einflußparameter verdeutlichte, daß die Bestimmung der Bewehrungsspannungen in den RiBquerschnitten gemischt bewehrter Bauteile bei der Anwendung herkömmlicher Berechnungsmethoden mit erheblichen Unsichertheiten behaftet sein kann. Außerdem beeinflussen die Werkstoff- und Verbundkenngrößen - in Abhängigkeit von der Belastungshöhe und vom RiBabstand - die Spannungsverhältnisse im RiB und die zugehörigen RiBbreiten zum Teil sehr unter-

schiedlich. Hieraus ist abzuleiten, daß die Rißspannungen und -breiten stets für die jeweils vorliegende Bewehrungskombination neu zu bestimmen sind.

Im Hinblick auf das Tragverhalten verbundstabbewehrter Bauteile ergaben die Untersuchungen, daß die auf die Glasfaserstäbe im Rißquerschnitt entfallenden Lastanteile wegen deren niedrigen Elastizitätsmoduls und wegen der im Vergleich zu üblichen Betonstählen schlechten Verbundqualitäten unbedenklich gering sind. Jedoch ist im Falle gemischt bewehrter Konstruktionen stets zu überprüfen, ob die Betonstähle aufgrund der geringen Mitwirkung der Glasfaserbewehrung bei Rißbildung nicht unzulässig hohen Beanspruchungen ausgesetzt sind.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen zur Problematik der gemischten Bewehrungen gelten zwar für einmalige und kurzzeitige Belastungen, Einflüsse aus langzeitiger und nicht ruhender Beanspruchung auf die Spannungen im Riß und die Rißbreiten wurden jedoch abgeschätzt (Abschnitt 6.4.3). Demnach können bei Bewehrungen, die sich sowohl im Hinblick auf die Verbundcharakteristiken als auch im Verbundkriechverhalten stark voneinander unterscheiden, beträchtliche Spannungsumlagerungen infolge von Dauerlasten oder Ermüdungsbeanspruchungen von der verbundweicheren zur verbundsteiferen Bewehrung stattfinden. Quantitative Aussagen hierzu sind jedoch erst bei ausreichender Kenntnis des Verbundverhaltens der unterschiedlichen Bewehrungen bei langzeitiger Belastung oder Ermüdungsbeanspruchung möglich.

8.Literaturverzeichnis

- /1/ **Agbim, C. C.:** Concrete reinforced with glass fibres. In: Magazine of Concrete Research. 16. 1964. No. 49. S. 195-202
- /2/ **Angas, W. M.:** Glasfaserverstärkte Kunststoff-Stäbe als Bewehrung von Spannbeton. In: Kunststoffe 46. 1956. Nr. 1. S. 37-39
- /3/ **Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.:** Taschenbuch der Mathematik. 16. Auflage. - Leipzig: BSB B.G. Teubner Verlagsgesellschaft 1976. S. 121-124
- /4/ **CEB - Euro-Internationales Beton-Komitee:** CEB/FIP-Mustervorschrift für Tragwerke aus Stahlbeton und Spannbeton. Band II. 3. Ausgabe. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn. 1978. Übersetzung der französischen Originalfassung
- /5/ **Ciampi, V.; Eligehausen, R.; Bertero, V. V., Popov, E. P.:** Analytical Model for Concrete Anchorages of Reinforcing Bars under generalized Excitations. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California. - Berkeley: University of California 1982. Report No. UCB/EERC-82/23
- /6/ **Eligehausen, R.:** Übergreifungsstöße zugbeanspruchter Rippenstäbe mit geraden Stabenden. Heft 301, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1979
- /7/ **Eligehausen, R.; Kreller, H.:** Zur Ribbildung im Stahl- und Spannbetonbau. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1986

- /8/ **Eligehausen, R.; Popov, E. P.; Bertero, V. V.:** Local Bond Stress-Slip Relationships of deformed Bars under generalized Excitations. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California. - Berkeley: University of California 1983. Report No. UCB/EERC-83/23
- /9/ **Faoro, M.:** Optimierung von Klemmplattenverankerungen für HLV-Stäbe. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1983
- /10/ **Faoro, M.:** Vorschlag für ein neues Berechnungsmodell zur Bestimmung der Materialbeanspruchungen kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985 (unveröffentlicht)
- /11/ **Faoro, M.:** Zum Verbundverhalten von HLV-Elementen in Kunstharzmörteln. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985 (unveröffentlicht)
- /12/ **Faoro, M.:** Zur Frage des Tragverhaltens von Bewehrungselementen mit unterschiedlichen Verbundeigenschaften und Dehnsteifigkeiten im Bereich von Rissen in Stahl- und Spannbetonbauteilen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1986 (unveröffentlicht)
- /13/ **Faoro, M.:** Untersuchungen zur rechnerischen Ermittlung von Höhe und Verteilung der Querdruckspannungen bei in Klemmhülsen vermörtelten HLV-Elementen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1987 (unveröffentlicht)
- /14/ **Glahn, H.:** Zur Berücksichtigung unterschiedlicher Stabdurchmesser sowie Verbundgüten der Bewehrungsstähle beim Rißbeschränkungsnachweis. In: Bauingenieur 60. 1985. S. 329-333

- /15/ **Gunschmann, W.:** Glas als Baustoff für die Bewehrung von vorgespannten Betonbauteilen. In: Glas-Email-Keramo-Technik 2. 1951. Nr. 8. S. 265-267
- /16/ **Hartl, G.:** Die Arbeitslinie "Eingebetteter Stähle" unter Erst- und Kurzzeitbelastung. In: Beton- und Stahlbetonbau. 1983. Heft 8
- /17/ **Herrmann, G.:** Zum Bruchverhalten gerichteter Glasfaserverbunde. - Stuttgart: Fakultät 2, Dissertation 1982
- /18/ **Hoffman, O.:** The Brittle Strength of Orthotropic Materials. In: J. Composite Materials, Vol. 1. 1967. S. 200-206
- /19/ **Janovic, K.; Kupfer, H.:** Teilweise Vorspannung - Plattenversuche. Heft 351, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1984
- /20/ **Kajfasz, S.:** Technische Probleme bei der Verwendung von Glasfaser als Bewehrung für Spannbeton. In: Third Congress of the Fédération International de la Précontrainte, Session II, Paper No. 15. - London: Selbstverlag 1958
- /21/ **Kajfasz, S.:** Some tests on beams prestressed by fibre-glass cords. In: Magazine of Concrete Research. Vol. 12. 1960. No. 35. S. 91-98
- /22/ **Kepp, B.:** Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbündwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. - Braunschweig: Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation 1985
- /23/ **Kohl, M.:** Das Glas als Betonbewehrung. In: Bauplanung und Bautechnik 10. 1956. Nr. 4. S. 168-169
- /24/ **Krips, M.:** Rißbreitenbeschränkung im Stahlbeton und Spannbeton. - Darmstadt: Fachbereich Konstruktiver Ingenieurbau, Dissertation 1984

- /25/ **Langer, P.:** Verdrehfähigkeit plastizierter Tragwerksbereiche im Stahlbetonbau. - Stuttgart: Fakultät 2, Dissertation 1987
- /26/ **Mannsfeld, R.:** Anwendung alkaliarmer Glasfasern als schlaffe Bewehrung im Massivbau. - Leipzig: Hochschule für Bauwesen Leipzig, Dissertation 1967
- /27/ **Martin, H.:** Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung. Heft 228, Deutscher Ausschluß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1973
- /28/ **Mezger, M.:** Festigkeits- und Verformungskennwerte von hochbeanspruchten Vergußmassen zur Endverankerung von Hochleistungsverbund(HLV)-Elementen. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Seminararbeit 1986
- /29/ **Mikl, A.:** Reibungs- und Verbundverhalten metallischer Anker- teile unter Berücksichtigung der Oberflächenbeschaffenheit der Reibpartner. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Seminararbeit 1986
- /30/ **Mikl, A.:** Ermittlung wirklichkeitsnaher Beanspruchungszustände von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben im Bereich von Endverankerungen. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit 1986
- /31/ **Mitchell, R. A.; Woolley, R. M.; Halsey, N.:** High-Strength End Fittings for FRP Rod and Rope. In: Journal of Engineering Mechanics Division. 1974. S. 687-706
- /32/ **Möll, H.:** Spannbeton. Entwicklung, Konstruktion, Herstellungsverfahren und Anwendungsgebiete. - Stuttgart: Berliner Union 1954. S. 158-160

- /33/ **Nagel, F.:** Zum Einfluß von Querdruckspannungen auf das Verbundverhalten vermörtelter HLV-Elemente. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Seminararbeit 1986
- /34/ **Nagel, F.:** Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von mit HLV-Elementen vorgespannten Stahlbetonzugkörpern. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit 1986
- /35/ **Nawy, E. G.; Neuwerth, G. E.; Phillips, C. J.:** Behavior of fibre glass reinforced concrete beams. In: Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers. 1971. S. 2203-2215
- /36/ **N. N.:** Spannbetonbrücke mit Glasbewehrung. In: beton 4. 1981. S. 116
- /37/ **Paul, F.:** Alkaliresistenz von HLV-Stäben im alkalischen Milieu des Betons. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1983
- /38/ **Paul, F.:** Verbundverhalten von HLV-Stäben im Beton. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1983
- /39/ **Patzak, M.:** Die Bedeutung der Reibkorrosion für nicht ruhend belastete Verankerungen und Verbindungen metallischer Bauteile des konstruktiven Ingenieurbaus. In: Mitteilungen 53/1978 des Sonderforschungsbereich 64 der Universität Stuttgart. - Düsseldorf: Werner Verlag 1978
- /40/ **Phillips, D. C.; Scott, J. M.:** The shear fatigue of unidirectional fibre composites. In: composites. 1977. S. 233-236
- /41/ **Ramm, E.:** Vorlesungsmanuskript "Schalen" (WS 1985/86). Universität Stuttgart, Institut für Baustatik. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985

- /42/ **Rehm, G.:** Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton. Heft 138, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1961
- /43/ **Rehm, G.; Franke, L.:** Kunstharzgebundene Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau - Stufe I. In: Die Bautechnik. 1974. Heft 4. S. 115-120
- /44/ **Rehm, G.; Franke, L.:** Kunstharzgebundene Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau - Stufe II. In: Schriftenreihe des Otto-Graf-Instituts, Heft 71/1976. - Stuttgart: Selbstverlag 1976
- /45/ **Rehm, G.; Franke, L.:** Verhalten von kunstharzgebundenen Glasfaserstäben bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen. In: Die Bautechnik. 1977. Heft 4. S. 132-138
- /46/ **Rehm, G.; Franke, L.:** Kunstharzgebundene Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau. Heft 304, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1979
- /47/ **Rehm, G.; Franke, L.; Patzak, M.:** Zur Frage der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe. Heft 304, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1979
- /48/ **Rehm, G.; Franke, L.; Zeus, K.:** Kunstharzmörtel und Kunstharzbeton unter Kurzzeit- und Dauerstandbelastung. Heft 309, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1980
- /49/ **Rehm, G.; Martin, H.:** Zur Frage der Rißbegrenzung im Stahlbetonbau. In: Beton- und Stahlbetonbau. 1968. Heft 8. S. 175-182
- /50/ **Rehm, G.; Nürnberger, U.; Patzak, M.:** Keil- und Klemmverankerungen für dynamisch beanspruchte Zugglieder aus hochfesten Drähten. In: Bauingenieur 52. 1977. S. 287-298

- /51/ **Rehm, G.; Pusill-Wachsmuth, P.; Franke, L.:** Untersuchungen über die Verbundeigenschaften von Betonstahl in Kunstharzmörtel und Kunstharzbeton unter besonderer Berücksichtigung des Verbundkriechens. In: Schriftenreihe des Otto-Graf-Instituts, Heft 73/1977. - Stuttgart: Selbstverlag 1977
- /52/ **Rostásy, F. S.:** Erforderliche Prüfungen für die Eignung und Gütesicherung von Spannverfahren. In: VDI-Berichte Nr. 257. 1976. S. 19-27
- /53/ **Rostásy, F. S.; Kepp, B.:** Zum Verhalten dynamisch beanspruchter GFK-Spannglieder. TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz. - Braunschweig: TU Braunschweig 1986. DFG-Bericht Nr. Ro 288/18-1
- /54/ **Rubinsky, I. A.; Rubinsky, A.:** A preliminary investigation of the use of fibre-glass for prestressed concrete. In: Magazine of Concrete Research 6. 1954. Nr. 17. S. 71-78
- /55/ **Schäfer, K.:** Untersuchungen zur Frage des Tragverhaltens von Hochleistungsverbund(HLV)-Elementen bei der Krafteinleitung in Endverankerungen. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit 1987
- /56/ **Schlottke, B.:** Übertragbarkeit der an herkömmlichen Proben ermittelten Werkstoffkennwerte von Glasfaser-Harz-Verbundstäben auf das Verhalten der Stäbe in Bauteilen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985. DFG-Bericht Nr. Re 259/21
- /57/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Über die Eigenschaften kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Hinblick auf eine Verwendung im Spannbetonbau. In: Werkstoff und Konstruktion - Prof. Dr.-Ing. Gallus Rehm zum 60. Geburtstag. - Stuttgart: Selbstverlag 1984

- /58/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Einfluß verschiedener Lagerungsbedingungen und Vorbehandlungen auf die Kurzzeitzugfestigkeit (Alterungsverhalten). Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /59/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Ermittlung der Materialkennwerte von HLV-Elementen unter kurzzeitiger Beanspruchung (Kurzzeiteigenschaften). Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /60/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Materialverhalten bei langzeitiger Beanspruchung. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /61/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Untersuchungen zum Reibungsverhalten zwischen Hüllrohren und HLV-Elementen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /62/ **Schlottke, B.; Faoro, M.:** Verbundverhalten und Einpreßmörtel. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /63/ **Schlottke, B.; Franke, L.; Hermann, G.:** Interlaminare Schubfestigkeit. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1983
- /64/ **Schlottke, B.; Gerster, R.:** Relaxationsverhalten der HLV-Elemente. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1985
- /65/ **Schlottke, B.; Gerster, R.:** Untersuchungen zur Ermittlung der Kurzzeit-Restfestigkeit von HLV-Elementen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1986

- /66/ **Schlottke, B.; Gerster, R.:** Verankerungslängen von HLV-Elementen. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1986
- /67/ **Schlottke, B.; Gerster, R.:** Untersuchungen zum Einfluß der Belastungsdauer auf das Verbundverhalten von ummantelten HLV-Elementen in PZ-Mörtel. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen. - Stuttgart: Universität Stuttgart 1986
- /68/ **Schneider, K.:** Bemessungskonzept für Glasfaserverbundstäbe als Spannbewehrung. Mitteilungen aus dem Institut für Massivbau der TH Darmstadt, Heft 38. 1986. Beiträge zum 18. Forschungskolloquium des DAfStb. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1986. S. 123 f
- /69/ **Schneider, W.:** Mikromechanische Betrachtung von Bruchkriterien unidirektional verstärkter Schichten aus Glasfaser-Kunststoff. - Darmstadt: Fachbereich Maschinenbau der TH Darmstadt, Dissertation 1974
- /70/ **Schober, H.:** Ein Modell zur Berechnung des Verbundes und der Risse im Stahl- und Spannbeton. - Stuttgart: Fakultät 2, Dissertation 1984
- /71/ **Sippel, T. M.:** Das Reibungs- und Verschleißverhalten dynamisch hochbeanspruchter Ankerteile unter Verwendung von Festschmierstoffen. - Stuttgart: Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Seminararbeit 1986
- /72/ **Somes, N. F.:** Resin-bonded glass-fibre tendons for prestressed concrete. In: Magazine of Concrete Research. Vol. 15. 1963. No. 45. S. 151-158

- /73/ **Stellbrink, K.:** Über relative Bruchwahrscheinlichkeiten benachbarter Fasern in belasteten Composites. Deutsche Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt (DFVLR), Stuttgart, Institut für Bauweisen und Konstruktionsforschung. - Stuttgart: DFVLR 1977
- /74/ **Theiner, J.:** Spannglieder aus Glasfasern für den Betonbrückenbau. In: Tiefbau, Ingenieurbau, Straßenbau. 1986. Heft 6. S. 308-310
- /75/ **Thormählen, U.:** Zum Einfluß von Spanngliedern mit nachträglichem Verbund auf Ribbildung und Ribbreitenbeschränkung bei teilweise vorgespannten Konstruktionen. - Aachen: Fakultät für Bauwesen, Dissertation 1978
- /76/ **Trost, H.; Cordes, H.; Thormählen, U.; Hagen, H.:** Teilweise Vorspannung - Verbundfestigkeit von Spanngliedern und ihre Bedeutung für Ribbildung und Ribbreitenbeschränkung. Heft 310, Deutscher Ausschuß für Stahlbeton. - Berlin: Verlag Wilhelm Ernst & Sohn 1980
- /77/ **Waaser, E.; Wolff, R.:** Ein neuer Werkstoff für Spannbetonbau. In: beton 36. 1986. Heft 7, S. 245-250
- /78/ **Weiser, M.:** Erste mit Glasfaser-Spanngliedern vorgespannte Betonbrücke. In: Beton- und Stahlbetonbau. 1983. Heft 2. S. 36-40
- /79/ **Weiser, M.; Preis, L.:** Glasfaser-Kunststoff-Elemente als Bewehrung im kommunalen Tiefbau. In: Tiefbau, Ingenieurbau, Straßenbau. 1980. Heft 1. S. 14-18
- /80/ **Wines, J. C.; et al.:** Laboratory investigation of Plastic-Glass Fiber reinforcement for reinforced and prestressed concrete. US Army Engineer Waterways Experiment Station, Corps of Engineers, Report 1 & 2. - Vicksburg, Mississippi 1966

V E R Z E I C H N I S

der bisher in der Schriftenreihe "MITTEILUNGEN" des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen erschienenen Hefte:

- 1986 / 1 : Institutsbericht 1983 - 1985 Activities
- 1987 / 1 : Verdrehfähigkeit plastizierter Tragwerksbereiche im Stahlbetonbau, von Peter Langer
- 1987 / 2 : Jahresbericht - 1986 - Activities
- 1987 / 3 : Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten bei Glasfaser-Harz-Verbundstäben, von G. Rehm und B. Schlottke
- 1988 / 1 : Zum Tragverhalten kunstharzgebundener Glasfaserstäbe im Bereich von Endverankerungen und Rissen in Beton, von Martin Faoro - ISBN 3-9801833-0-0

Mitteilungen des Instituts für Werkstoffe im Bauwesen
ISSN 0932-5921

Herausgeber: Institut für Werkstoffe im Bauwesen
Universität Stuttgart
Pfaffenwaldring 4, D 7000 STUTTGART 80
Tel: (0711) 685 3324; Tlx: 0725 5727 fmpa d
Telefax: (0711) 685 35 00

Redaktion: Rüdiger Tewes