

Volker Lindig

Stahlbeton-Verbundkonstruktionen – Ein Bemessungskonzept für schubbeanspruchte Fugen

Teil 2: Normative Empfehlungen für Neubau und Revitalisierungsmaßnahmen

Verbundkonstruktionen kommen in der modernen Ingenieurpraxis häufig vor. Diese Konstruktionen aus Stahlbetonfertigteilen und Ort beton charakterisieren sich durch das Zusammenwirken von Betongrenzflächen unterschiedlichen Alters und unterschiedlicher Festigkeit. Untersuchungen zeigen, daß die bisherige Bemessungspraxis und Bewehrungsführung nicht effektiv ist und lokal zu hohen Bewehrungskonzentrationen in unkritischen Fugenabschnitten sowie zu einer insgesamt unausgewogenen Bewehrung über die Fugenlänge führt. Der Beitrag gliedert sich in 2 Teile: Teil 1 faßt den Wissensstand, ein spezielles Strukturmodell und wichtige Ergebnisse zusammen. Es wird ein Bemessungskonzept, das sich in Teil 2 fortsetzt, für die praktische Anwendung im Format des Eurocode 2 vorgestellt, das erstmals zwischen schmaler und breiter Verbundfläche unterscheidet, den nachgiebigen Verbund sowie charakteristische Einflußparameter und Effekte differenziert, realitätsnah und erstmalig tragwerksbezogen berücksichtigt.

R/C Composite Constructions – A Design Concept for Shear Loaded Joints – Part 2: Normative Recommendations for New Building and Retrofit Measures

In the modern engineering practice composite constructions are often used. This constructions consisting of prefabricated R/C components and in situ concrete are marked by the interaction of concrete interfaces with different age and different strength. With various examinations will be show, that the present designing practice and the distribution of reinforcement is not effective and leads to high reinforcement concentrations in uncritical joint sections and also to an unbalanced reinforcement along the joint. This paper is divided into 2 parts: Part 1 summarizes the state-of-the-art, a special structural model and important results. A design concept, continued in part 2, will be presented for the practical use according to European standard EC 2 which enables the differentiation between narrow and broad bond surfaces for the first time. Additional, the new concept considers the non-rigid bond and also decisive parameter in a subtly differentiated, nearly realistic and bearing structure referred way.

1 Einführende Bemerkungen

In Teil 1 des Beitrags [1] wurden der Wissensstand, ein speziell entwickeltes Strukturmodell, die durchgeführten Untersuchungen, einschließlich einiger Simulationen, sowie wichtige Analyse-Ergebnisse zusammengefaßt, die die Grundlage für das entwickelte Bemessungskonzept für schubbeanspruchte Fugen bilden. Der 2. Teil des Beitrags setzt die Vorstellung des in Teil 1 begonnenen Bemessungs-

konzepts unmittelbar fort. Um den inhaltlichen Zusammenhang herzustellen und den Einstieg in die Problematik zu erleichtern, wird an dieser Stelle nochmals ein kurzer Überblick zur Problemstellung gegeben.

Für die Bemessung entwerfsmäßiger Verbundfugen oder bei nachträglichen Ortbetonergänzungen wird in gültigen Normen international ein additives, globales Konzept nach der Schub-Reibungstheorie angewandt und die volle Fließlast des Verbundstahls als Reaktionskraft auf die Fuge angesetzt. Untersuchungen [2], [3] zeigen jedoch, daß selbst bei rauher Verbundfläche die mittlere Stahldehnung auf Höhe der Fuge in großen Fugenbereichen [4] weit unter der Fließdehnung des Stahls liegt und im Mittel nur 50% erreicht. Maßgebende Systemeinflüsse bleiben weitgehend außer acht. Die Beurteilung der Tragfähigkeit der Verbundfuge und die Anordnung der Bewehrung erfolgt nach der elastischen Querkraftverteilung allein querschnittsbezogen. Bei der Nachweisführung gilt der Grundsatz, daß infolge von Kräfteumlagerungen die komplette Verbundbewehrung einheitlich zur Querkraftübertragung der Verbundfuge herangezogen wird. Die Nachgiebigkeit der Verbundfuge wird entweder nicht oder nur indirekt berücksichtigt. Mithin ist von einem starren Verbund auszugehen. Im Ergebnis von Untersuchungen [4] wird nachgewiesen, daß diese Bemessungspraxis insbesondere bei balken- bzw. rahmenartigen Tragwerken mit schmaler Verbundfläche nicht effektiv ist und lokal zu hohen Bewehrungskonzentrationen, z. B. im unkritischen Trägerendbereich, sowie zu einer unausgewogenen Bewehrungsanordnung über die Fugenlänge führt. Dies kann das Umlagerungsverhalten, das Verformungsvermögen und die Duktilität der Gesamtkonstruktion ungünstig beeinflussen. Die Analyse-Ergebnisse bestätigen, daß die Regelwerke diesbezüglich einen oftmals zu konservativen bzw. nicht realitätsnahen Charakter aufweisen.

Bei elastischer Schnittgrößenverteilung läßt sich für die Verbundfuge allgemeingültig konstatieren, daß die Verbundflächen stets in den Teilbereichen hoch beansprucht sind, in denen Moment und Querkraft auf den Querschnitt im gleichen Maß wirken und nicht, wie gemeinhin postuliert, im Bereich der größten Querkraft. Demnach sind Fugenabschnitte, die durch Schrägzug im Bereich schiefer Hauptspannungen beansprucht werden, hoch belastet und sollten entwerfsmäßig nach der entwickelten Verfahrensweise, je nach Lasteinwirkung, differenziert bemessen sowie konstruktiv durchgebildet werden.

Auf der Grundlage der Analyse-Ergebnisse im Zusammenhang mit dem in [4] zusammengefaßten Wissensstand wird ein neuartiges Bemessungskonzept für die praktische Anwendung im Format des Eurocode 2 [5] formuliert, das erstmals zwischen schmaler und breiter Verbundfläche unterscheidet und den nachgiebigen Verbund sowie charakteristische Einflußparameter und Effekte differenziert, realitätsnah und tragwerksbezogen berücksichtigt. Das im folgenden vorgestellte normative Konzept bezieht sowohl die Grenzzustände der Gebrauchstauglichkeit und Tragfähigkeit als auch die in Teilbereichen der Fuge rechnerisch unterschiedlich wirksamen Verbundwiderstände in Abhängigkeit von Tragwerk und Belastung ein.

Mit diesem Format, das gezielt auf der Grundlage des Eurocode 2 basiert, ist die Möglichkeit gegeben, das hier vorgestellte Bemessungskonzept europaweit an die jeweilige nationale Norm anzupassen. Entweder ist der EC 2 als Norm mit einer nationalen Richtlinie gültig oder die nationale Norm basiert darauf bzw. orientiert sich an dieser. Zudem ist es einfach in gebräuchliche Bemessungssoftware implementierbar.

2 Differenziertes Bemessungskonzept – nachgiebiger Verbund

2.1 Modellansatz

Die Formulierungen des Modellansatzes wurden bereits in [1], Kap. 4, näher vorgestellt. Symbole, Bezeichnungen und Indizes werden bei ihrem ersten Auftreten erläutert. Weitere verwendete Formelzeichen bzw. Materialgrößen, die eindeutig dem Format des EC 2 entsprechen, sind nachstehend nicht in jedem Fall erklärt, da diese hinlänglich bekannt sind. Für den normativen Vorschlag wird als elementar vorausgesetzt, daß die Relativverschiebungen parallel und senkrecht zur Fugenebene entscheidend für die übertragbaren Kraftgrößen sind und sich die Widerstandsanteile über die Fugenlänge unterschiedlich aktivieren.

Nur die im jeweiligen Tragwerksabschnitt in der Fuge tatsächlich aktivierbaren Schubwiderstände sind differenziert additiv anzusetzen.

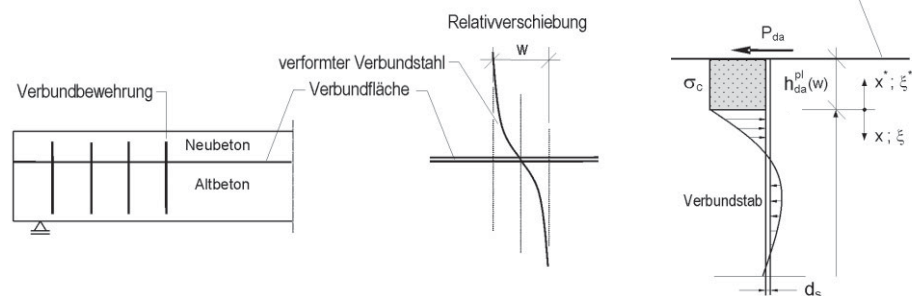
Die Grundlage für das Bemessungskonzept bildet der folgende Ansatz zur Berechnung des Schubwiderstands bzw. der Tragkapazität der Verbundfuge:

$$\tau_{Rdj}(w, v) = \underbrace{\tau_{cdj}^{adh}(w, v) + \tau_{cdj}^{fri}(w, v) + \tau_{cdj}^{pre}(w, v)}_{\text{concrete shear resistance}} + \underbrace{\tau_{sdj}^{da}(w, v) + \tau_{sdj}^{po}(w, v)}_{\text{bond reinforcement shear resistance}} \quad (1)$$

Nach Gl. (1) werden die spezifizierten Anteile am Verbundwiderstand $\tau_{Rdj}(w, v)$ aus Haftverbund bzw. Adhäsion (Index: adh), Betonreibung (Index: fri), indirekter Vorspannung (Index: pre) sowie Biegung und Anspannen der Fugenbewehrung explizit erfaßt. Im Unterschied sowohl zum EC 2 und ACI 318 Code [6] als auch zur DIN 1045-1 [7], die den Schubwiderstand als globale Größe bestimmen, werden mit diesem, die normative Kapazität der Verbundfuge kennzeichnenden Ansatz der Fugenwiderstand tragwerksbezogen und differenziert berechnet und die Tragfähigkeit des Verbundquerschnitts realitätsnah erfaßt.

Der Modellansatz unterscheidet grundsätzlich zwischen schmaler und breiter Verbundfläche. Für dieses Kriterium ist die Fugenbreite bzw. die Breite der Verbundfläche b_j und die minimale Steg- bzw. Querschnittsbreite b_w maßgebend. Im Ansatz des Bemessungs- und Nachweiskonzepts werden dementsprechend die Schubwiderstände der Verbundfuge nach **schmaler Fuge** τ_{Rdj}^{sm} und **breiter Fuge** τ_{Rdj}^{la} unterschieden (Indizes: *sm/la*). Dabei ist zu beachten, daß nur die im jeweiligen Tragwerksabschnitt in der Fuge tatsächlich wirksamen Verbundwiderstände rechnerisch anzusetzen sind.

Der Ansatz für **schmale Verbundfugen** ($b_j \leq b_w$) postuliert einen nachgiebigen Verbund (Relativverschiebungen – kein Haftverbund) im Zusammenhang mit einer tragwerksabhängigen Differenzierung in hoch, mäßig und gering beanspruchte Fugenabschnitte. Unter der Voraussetzung einer gerissenen Fuge wird der Haftverbund vorab vernachlässigt. Nur unter dieser Voraussetzung kann sich sowohl der zu berechnende Widerstand aus der Betonreibung bzw. Grenzflächen-Verzahnung (surface interlock) als auch der Widerstand des Verbundstahls einstellen [8]. Der lokal in der Fuge auftretende Schrägzug wird allein dem Bewehrungsstahl und den resultierenden Kraftübertragungsmechanismen im umgebenden Beton zugeordnet. Die sich überlagernden Widerstände der Verbundbewehrung aus der Biege- und Zugbeanspruchung werden, differenziert nach dowel action-Effekt τ_{sdj}^{da} (Index: da) und pullout-Effekt τ_{sdj}^{po} (Index: po), über elastoplastische Ansätze in Abhängigkeit von der Fugenrauigkeit realitätsnah und physikalisch eindeutig bestimmt. Der Ansatz für den Biege- und Zugwiderstand basiert auf der Theorie des



a) Verformung des Verbundstahls durch Relativverschiebungen. b) Plastifizierungszone und Verlauf der Betonspannungen.

Bild 1. Modell des elastoplastisch gebetteten Stabs
Fig. 1. Model of the elasto-plastic embedded bar

elastoplastisch gebetteten Stabs und postuliert eine Relativverschiebung der Grenzflächen von $w > 0,05$ mm. Gegenüber den Ansätzen im ACI 318 Code, EC 2 sowie der DIN 1045-1 wird die Zugkraft im Verbundstahl über den Bemessungswert der Verbundrißbreite w_k und die Verbundfestigkeit f_{bd} begrenzt – die volle Fließlast des Stahls f_{yd} würde zu überhöhten Bemessungswerten τ_{Rdj} führen.

Im Gegensatz dazu wird bei **breiten Verbundfugen** ($b_j > b_w$) von einem globalen additiven Ansatz, geringen Schubspannungen in der Fuge und einer Begrenzung der Fließlast (Axialzug im Verbundstahl) ausgegangen. Nur bei großflächigen Verbundfugen ist aus physikalischer Sicht der globale Ansatz nach der Schub-Reibungstheorie, bei vorausgesetztem starren Verbund mit minimalen Relativverschiebungen ($w \leq 0,02$ mm), zulässig.

2.2 Traganteil der Verbundbewehrung

2.2.1 dowel action-Effekt

Mit dem Begriff „dowel action“ (Dübeleffekt) werden oftmals alle Kraftübertragungsmechanismen (Biegung,

$$P_{da}(w, h_{da}^{pl}) = d_s k_e E_{cm} \frac{\frac{w}{2} + \left(\frac{0,85 f_{cd} h_{da}^{pl}(w)}{k_e \cdot E_{cm}} \right)}{\left[2 + \frac{4 h_{da}^{pl}(w)}{k_e \cdot d_s} - \frac{4 (h_{da}^{pl}(w))^2}{(k_e \cdot d_s)^2} + \frac{6,79 (h_{da}^{pl}(w))^3 \cdot E_{cm} \cdot k_e}{d_s^3 \cdot E_s} \right]} \left[4 + \frac{6 h_{da}^{pl}(w)}{k_e \cdot d_s} + \frac{4 (h_{da}^{pl}(w))^2}{(k_e \cdot d_s)^2} + \frac{5,092 (h_{da}^{pl}(w))^3 E_{cm} k_e}{d_s^3 \cdot E_s} \right] \quad (2)$$

Schub, kinking, Auszieheffekt mit Vorspannwirkung etc.) des mindestens einseitig im Beton eingespannten Bewehrungsstahls durch direkte oder indirekte Lasteinleitung zusammengefaßt. Das sogenannte „kinking“ entwickelt sich hierbei erst im überkritischen Bereich und hat daher für eine praktische Anwendung keine Relevanz.

Im Bemessungskonzept kennzeichnet der Begriff nur die Zustände aus lokaler Biege- und Querkraftbeanspruchung des Verbundstahls im Bereich der Verbundfuge (siehe [1] Bild 3a). Bei Flächentragwerken, die sich aus Fertigteilen mit Ortbetonergänzung zusammensetzen, spielen diese Effekte hinsichtlich normativer Empfehlungen keine Rolle. Bei schmaler bzw. eingeschnürter Verbundfuge entwickeln sich nach Überschreiten der Adhäsionsfestigkeit (ab $\approx 18\%$ der Traglast) bereits unter Gebrauchslasten lokale Relativverschiebungen im Bereich des verschieblichen Verbunds ($w > 0,05$ mm), die den dowel action-Widerstand aktivieren, der für den normativen Vorschlag in Abschn. 2.4 als „Dübeleffekt“ bezeichnet wird (vergleiche Tabelle 2).

Die differenzierte Überlagerung von dowel action- und pullout-Effekt liefert einen bis zu 32% effizienteren Ausnutzungsgrad und läßt zugleich die Begrenzung der Verbundrißbreite unter Gebrauchslasten zu.

Die theoretischen Grundlagen zur Bestimmung dieses Traganteils basieren auf den in [4] hergeleiteten Zusammenhängen und analytischen Beziehungen für das

Modell des elastoplastisch gebetteten Verbundstahls. Eine Komponente, die nach Bild 1a aus dem Widerstand des normal zur Verbundstabachse durch den Verbundstahl infolge der Relativverschiebung w beanspruchten Betons erwächst, wird als Bettungseffekt bezeichnet: Im Bereich hoher Betonpressungen bzw. Leibungsdrücke entsteht ein komplexer Spannungszustand, wobei sich durch hohe lokale Druckbeanspruchungen Spaltzugspannungen im Beton in Stabnähe aktivieren (siehe [1] Bild 3a).

Dem Modellansatz nach Bild 1 liegt die Überlegung zugrunde, daß der Beton durch Druckbeanspruchung im grenzflächennahen Bereich plastiziert, wobei im weiteren Verlauf die Verformungen abklingen. Wachsen die Relativverschiebungen w durch eine Erhöhung der Schubkraft P_{da} an, prägt sich nach Bild 1b zur Erfassung der lokalen Gefügerstörung des Betons eine normal zur Verbundfläche gerichtete Plastifizierungszone in Abhängigkeit von P_{da} mit der Tiefe h_{da}^{pl} aus. Nach dem in [4] entwickelten Modell des elastoplastisch gebetteten Verbundstahls läßt sich durch einige Umformungen die übertragbare Schubkraft als Funktion von w und h_{da}^{pl} mit

ableiten. Durch zwei Grenzwerte der Schubkraft P_{da} wird die Gültigkeit der Gl. (2) eingeschränkt: Grenzwert $P_{c,da}^{pl}$ der Schubkraft aus Betonbeanspruchung ohne Plastizierung des Betons sowie Grenzwert $P_{s,da}^{pl}$ der Schubkraft aus Stahlbeanspruchung mit Plastizierung des Betons. Eine Relativverschiebung w läßt sich nur für Schubbeanspruchungen im Bereich $P_{c,da}^{pl} \leq P_{da} \leq P_{s,da}^{pl}$ eindeutig ermitteln. Für alle Schubkräfte außerhalb der unteren Schranke ergibt sich keine Plastizierung des Betons (Gefügerstörung). Schubbeanspruchungen $P_{da} > P_{s,da}^{pl}$ markieren den Zustand der Plastizierung des Verbundstahls, bei dem keine eindeutige Verschiebung w zugeordnet werden kann. Der obere Grenzwert der Schubkraft aus der Stahlbeanspruchung unter Berücksichtigung der Plastizierungstiefe im druckbeanspruchten (plastizierten) Beton berechnet sich zu

$$P_{s,da}^{pl} = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{d_s^3 \cdot f_{yd}}{h_{c,da}^{pl}} + \frac{17}{20} h_{c,da}^{pl} \cdot d_s \cdot f_{cd} \quad [\text{N}] \quad (3)$$

Der in Gl. (3) enthaltene, nur von den Baustoffkennwerten (E_s , E_{cm} , f_{yd} , f_{cd}) abhängige Grenzwert der Plastizierungstiefe

$$h_{c,da}^{pl} = 0,134 \cdot d_s \frac{f_{yd}}{k_e \cdot f_{cd}} \quad [\text{mm}] \quad (4)$$

berechnet sich nach Gl. (4), gemäß der Herleitung in [4], mit dem sich aus dem Verhältnis der Steifigkeiten des

Stahlquerschnitts d_s und des umgebenden Betons zusammensetzenden Parameters

$$k_e = \frac{1}{2} \sqrt[4]{\pi \frac{E_s}{E_{cm}}} \quad (5)$$

Mit dem geometrischen Verbundbewehrungsgrad

$$\rho_j = \frac{A_{sj}}{A_j} = n_j \frac{A_{sjl}}{s_j \cdot b_j} \quad (6)$$

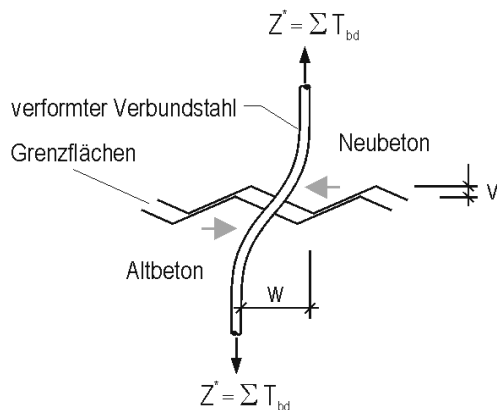
und der Schnittigkeit des Verbundstahls n_j am betrachteten Querschnitt ergibt sich aus der Dübelwirkung infolge Schubbelastung und Relativverschiebung w für einen zur Verbundfläche normal angeordneten Stahl der zusätzlich aufnehmbare Schubspannungsanteil zu

$$\tau_{s,dj}^{da} = \rho_j \frac{p_{s,da}^{pl}}{A_{sjl}} \quad (7)$$

Durch Einsetzen der Gln. (4) und (5) in Gl. (3) und damit in Gl. (7), im Zusammenhang mit den in Tabelle 1 angegebenen Beiwerten, kann die spezifische Schubkapazität für die jeweilige Fugenausprägung (Rauigkeit) im Format des EC 2 mit

$$\tau_{s,dj}^{da} = \rho_j \left[\lambda_{s,da} \sqrt[4]{\pi \cdot \frac{E_s}{E_{cm}}} \cdot f_{cd} + \lambda_{c,da} \frac{f_{yd}}{\sqrt[4]{\pi \cdot \frac{E_s}{E_{cm}}}} \right] \quad (8)$$

ausgedrückt werden. Um den in EC 2 klassifizierten Beschaffenheiten der Verbundfläche zu entsprechen, werden in Gl. (8) zwei unabhängige Koeffizienten $\lambda_{s,da}$ und $\lambda_{c,da}$ eingeführt. Mit diesen für die beiden Baustoffkomponenten entkoppelten Beiwerten ist auch der Stahl- und Betoninfluß berücksichtigt. Als Betonfestigkeit ist die der geringeren Betonfestigkeitsklasse einzusetzen. Damit steht eine nur die Baustoffkenngrößen und geometrischen Parameter enthaltende Gleichung zur Verfügung. Dieses Format



a) Verformung und Kräfte am Verbundstahl.

Bild 2. Modell zur Formulierung des pullout-Effektes
Fig. 2. Model for the formulation of the pullout effect

Tabelle 1. Beiwerte zur Berücksichtigung des dowel action in Gl. (8)

Table 1. Coefficients for the consideration of dowel action in Equ. (8)

Zeile	Oberflächenbeschaffenheit – Verbundfuge –	Beiwerte	
		$\lambda_{s,da}$	$\lambda_{c,da}$
	1	2	3
1	monolithisch (Referenzwert)	0	0
2	verzahnt oder gekerbt ¹⁾	0,116	0,073
3	rauh	0,235	0,145
4	glatt	0,351	0,218
5	sehr glatt	0,466	0,290

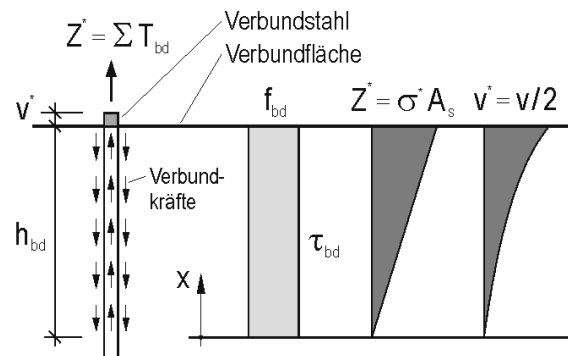
1) die Geometrie der Verzahnung entspricht EC2, T. 1-3 [5]

entspricht der Zielstellung im Hinblick auf die Entwicklung differenzierter normativer Kriterien.

Die lineare Differenzierung der Beiwerte gründet sich auf Korrelationsuntersuchungen verschiedener experimenteller Versuchsergebnisse [4] und ist als Empfehlung aufzufassen. Ein bevorzugtes Anwendungsfeld der Verbundbauweise stellt der Brückenbau dar. Hier kann durch ein rechnerisch kontrolliertes Reißverhalten der Verbundfuge, infolge einer Begrenzung der Reißbreiten über den Zusammenhang der Relativverschiebungen w und v nach Gl. (9), den Anforderungen der Gebrauchstauglichkeit direkt im Ansatz entsprochen werden. Für eine vorgegebene Relativverschiebungen w ist der aktivierbare Schubanteil $\tau_{s,dj}^{da}$ durch Einsetzen von Gl. (2) in Gl. (7) berechenbar.

2.2.2 pullout-Effekt

Durch die Simulationen war es möglich, auch rechnerisch nachzuweisen, daß sich der Verbundriß (Relativverschiebung v) in der Verbundfläche im Abstand von $\approx 1/3 \dots \approx 2/3$ des jeweiligen Querkraftbereichs L_{vj} (Schub-Wirkungslänge: siehe Bild 5) vom Auflager aus, verursacht durch eine Schrägzugwirkung, entwickelt. Je nach Ausbildung der Verbundqualität stellt sich durch den surface interlock-Effekt infolge der bei Laststeigerung anwachsenden



b) Verschiebungen, Kräfte und Spannungen entlang des Verbundstahls.

den Relativverschiebung w zugleich die Relativverschiebung v ein, die jetzt im Verbundstab einen Axialzug hervorruft (siehe Bild 2a). Neben der Querpressung, aus Wirkung der über die gerissene Verbundfuge schräg verlaufenden Betondruckstreben, bildet sich durch die lokal als Zugglied wirksamen Verbundstähle, die jeweils zu beiden Seiten der Fuge im Beton verankert sind (siehe Bild 2b), ein sogenannter Auszieheffekt (pullout), der für den normativen Vorschlag in Abschn. 2.4 als „reaktiver Vorspanneffekt“ bezeichnet wird (vergleiche Tabelle 2). Aus Gleichgewichtsgründen pressen sich infolgedessen die Grenzflächen in der Fuge aufeinander, wobei sich die Komponente der Betonreibung am Verbundwiderstand τ_{Rdj} (w, v) in Gl. (1) bedeutsam vergrößern kann (siehe [1] Bild 3b). Die Wirkung der Querpressung steht dabei, neben der Lasteinwirkung, in unmittelbarem Zusammenhang mit der Verbundflächenrauigkeit und dem Verbundbewehrungsgrad. Folgerichtig wird dieser Traganteil $\tau_{\text{sdj}}^{\text{po}}$ explizit berücksichtigt.

Hierfür ist ein Ansatz erforderlich, der einerseits das lokale Verbundverhalten zwischen Verbundstahl und Beton beschreibt und andererseits die wechselwirkenden Mechanismen, die sich aus den Relativverschiebungen der Grenzflächen in Abhängigkeit von der Verbundflächenstruktur ergeben, berücksichtigt. Der Verbundansatz, dessen Modellannahmen in Bild 2 skizziert sind, basiert auf der w - v -Interaktion in [9], [10]. Zur Berücksichtigung der spezifischen Verbundfläche wird jetzt der variable, von der Rauigkeit abhängige Dilatationskoeffizient α_r (sehr glatt = 0,2; glatt = 0,3; rau = 0,5; verzahnt = 0,7) eingeführt, mit dem sich folgende w - v -Beziehung ergibt:

$$v = \alpha_r \sqrt[3]{w^2} \quad [\text{mm}] \quad (9)$$

Es wird vorausgesetzt, daß der Verbundstahl in Bild 2b ausreichend tief mit der Verbundfestigkeit f_{bd} im Beton beiderseits der Fuge verankert ist. Die Kräftebedingung zwischen dem Verbundstahl und dem umhüllenden Beton liefert

$$Z^* = \int_0^{h_{\text{bd}}} T_{\text{bd}} \, dx \quad (10)$$

In Gl. (10) bezeichnet T_{bd} die wirksame Verbundkraft über die Verbundlänge h_{bd} und Z^* die durch die Verschiebung nach Gl. (9) aktivierte halbe Zugkraft (siehe Bild 2b: Ausziehkraft für eine Verbundstahlhälfte). Das Kräftegleichgewicht ergibt sich aus der Summe der Beton-Verankerungskräfte T_{bd} und der halben Stahlzugkraft Z^* im Verbundstahl, geweckt durch die Dehnung infolge des halben Auszugswegs v^* , zu

$$\frac{v E_s \pi d_s^2}{4 h_{\text{bd}}} = Z^* = \int_0^{h_{\text{bd}}} T_{\text{bd}} \, dx = f_{\text{bd}} d_s \pi h_{\text{bd}} \quad (11)$$

Unter Voraussetzung einer über die Verankerungslänge h_{bd} konstanten mittleren Verbundfestigkeit f_{bd} zwischen Beton und Verbundstahl läßt sich die Verankerungslänge ableiten:

$$h_{\text{bd}} = \sqrt{0,25 \cdot v \cdot E_s \cdot d_s \cdot f_{\text{bd}}^{-1}} \quad (12)$$

Durch Umformen von Gl. (11) ermittelt sich die halbe Stahlzugkraft bzw. Ausziehkraft zu

$$Z^* = \Sigma T_{\text{bd}} = v E_s \pi d_s^2 / 4 h_{\text{bd}} \quad (13)$$

Über die Berechnung der Stahlzugkraft und Einsetzen von Gl. (12) in diese ergibt sich die Normalkraft

$$N_{\text{po}} = \frac{\pi}{2} \sqrt{v \cdot E_s \cdot d_s^5 \cdot f_{\text{bd}}} \leq \lim N_{\text{po}} = \frac{\pi}{4} f_{\text{yd}} \cdot d_s^2 \quad (14)$$

für einen Stahlquerschnitt, aktiviert durch den pullout-Effekt, wobei der Grenzwert $\lim N_{\text{po}}$ einzuhalten ist. Die jetzt analog einer direkten Vorspannkraft wirkende Zugkraft preßt beide Grenzflächen aufeinander (Auszieheffekt mit reaktiver Vorspannwirkung). In Abhängigkeit von der normativen Rauigkeitskategorie, die über den Reibungskoeffizienten μ berücksichtigt ist, wird hierdurch die resultierende parallel zur Verbundfläche gerichtete Reibungskraft

$$N_{\text{sdj}}^{\text{po}} = \mu \cdot \frac{\pi}{2} \sqrt{v \cdot E_s \cdot d_s^5 \cdot f_{\text{bd}}} \quad (15)$$

eines Verbundstahls aktiviert. Unter der Voraussetzung, daß die normal zur Fuge gerichtete Relativverschiebung v dem Bemessungswert der Rißbreite w_k entspricht, berechnet sich im Format des EC 2 der Bewehrungswiderstand

$$\tau_{\text{sdj}}^{\text{po}} = 2 \cdot \mu \cdot \rho_j \sqrt{w_k \cdot E_s \cdot d_s^{-1} \cdot f_{\text{bd}}} \quad (16)$$

der sich explizit aus dem pullout-Effekt ergibt. Wie bereits im vorstehenden Abschn. erwähnt, besteht auch hier mit der variablen Größe w_k über $\tau_{\text{sdj}}^{\text{po}}$ (w_k) die Möglichkeit, direkt auf die Gebrauchstauglichkeit Einfluß zu nehmen. Es ist zu beachten, daß dieser Bewehrungsanteil nur in kritischen Bereichen, in denen sich eine Zuggliedwirkung der Verbundbewehrung einstellt, anzusetzen ist, wobei alle übrigen Übertragungsmechanismen kumulativ wirksam sein können.

2.3 Traganteil aus Reibungsverbund

2.3.1 Beton-Reibung aus Lasteinwirkung

Auf die Verbundtragfähigkeit besitzt die Lasteinwirkung mit der hieraus resultierenden Querpressung und dem damit aktivierbaren Beton-Beton Reibungswiderstand den größten Einfluß. Der günstige Einfluß der Reibung aus Querpressung, der für den normativen Vorschlag in Abschn. 2.4 als „Beton-Beton Reibung“ bezeichnet wird (vergleiche Tabelle 2), ist nach Gl. (1) additiv und differenziert zu berücksichtigen. Wird vereinfacht eine gleichmäßig verteilte Belastung der Verbundkonstruktion postuliert (Bild 3c), ist die Ermittlung der in der Verbundfuge durch Querpressung aktivierten Normalspannung σ_N und des resultierenden Schubreibungswiderstands $\tau_{\text{cdj}}^{\text{fri}}$ eindeutig über die Fugenbreite b_j möglich. Bei gleichförmiger Belastung ist das Verbundsystem der Fuge i. d. R. im quasistar-

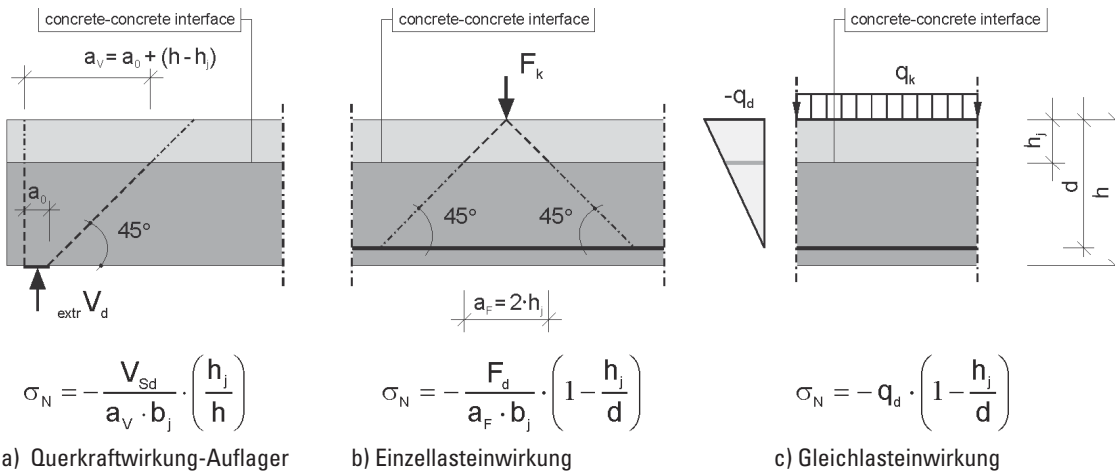


Bild 3. Ansätze für den Reibungswiderstand infolge einer Querpressung aus Lastwirkung
 Fig. 3. Formulations of frictional resistance because of a load-acted transverse compression

ren Zustand und gering ausgelastet. Gewöhnlich ist das Verbundtragwerk durch eine oder mehrere Einzellasten beansprucht, die das Fugentragverhalten und die Verbundfestigkeit je nach Lastniveau mehr oder weniger bedeutend beeinflussen (Bild 3b).

Der Reibungsverbund ist lokal nur an Stellen wirksam, an denen durch Querkraftabtrag oder aus Umlenkkraften eine Querpressung vorhanden und der Haftverbund zerstört ist.

Zur Erfassung des rauigkeitsabhängigen Beton-Beton Reibungsanteils τ_{cdj}^{fri} im Bemessungsansatz der Gl. (1) wird in Bild 3 für drei Standardfälle die näherungsweise Berechnung der Normalspannung σ_N aus Querpressung normal zur Verbundfläche angegeben. Darin kennzeichnet h_j die Dicke des Neubetons.

2.3.2 Beton-Reibung aus Längsvorspannung

Neben dem Beton-Beton Reibungswiderstand aus äußerer Lastwirkung können die Umlenkkraften aus Längsvorspannung des Verbundtragelements bzw. der -konstruktion das Tragverhalten so günstig beeinflussen, daß sich sowohl ein neutrales Fugentragverhalten als auch ein Gesamttragverhalten einstellt, das dem eines monolithischen Spannbetontragwerks entspricht. Durch eine gezielte Spannliedführung können bei kritischen Spannungs-Verformungszuständen in der Konstruktion zweckmäßige Schnittkraftzustände zur optimalen Beeinflussung des Verbundtragverhaltens erzeugt werden, so daß der Einfluß einer Verbundfuge auf das Strukturverhalten rechnerisch unter bestimmten Voraussetzungen vernachlässigbar ist. Auf Grundlage der Untersuchungen [4] wird vorgeschlagen, diese, infolge Vorspannung der Konstruktion, auf die Verbundfuge wirkende Querpressung für den normativen Vorschlag in Abschn. 2.4 als „indirekte Vorspannung“ zu bezeichnen (Tabelle 2) und explizit als Schubreibungswiderstand τ_{cdj}^{pre} für den Bereich der Wirkungslänge a_{pre} zu integrieren (siehe Gl. (1)).

Der Ansatz entspricht formal dem der Beton-Reibungskomponente, mit dem Unterschied, daß sich die

Normalspannung σ_N jetzt aus den Umlenkkraften, die exemplarisch dem Bild 4 zu entnehmen sind, in bezug zur Verbundfläche ermittelt.

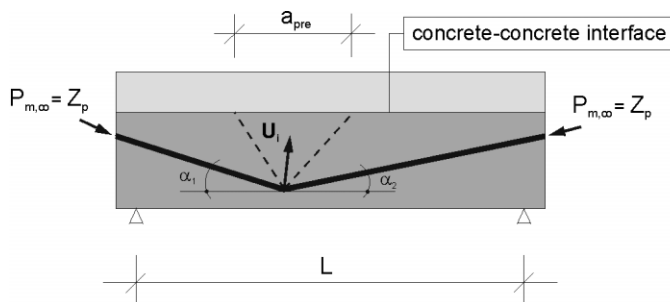
Die Anordnung der Spannglieder orientiert sich im Regelfall an der Verteilung der Schnittgrößen bzw. Spannungen und Verformungen aus äußeren Einwirkungen und ist allg. dem Momentenverlauf aus äußerer Einwirkung affin. Durch Umlenkung der Spannglieder wird eine Anpassung des Momentenverlaufes aus Vorspannung an den aus äußerer Belastung möglich. Infolge der Umlenkung treten außerdem Umlenkkraften auf, die Querkraften hervorrufen. Bei gekrümmten Spannliedern wirken die Umlenkkraften wie Streckenlasten, bei geknickten wie Einzellasten (Bild 4). Je nach Lage des Angriffspunktes der Vorspannkraft im Querschnitt treten gezielt steuerbare Spannungszustände auf.

Bei kritischen Beanspruchungssituationen ist es daher möglich, gezielt den Querkraft- und Momentenverlauf in der Verbundkonstruktion zu bestimmen, so daß durch eine entsprechende Spannliedgeometrie die Betonspannungen im hoch beanspruchten Bereich der Verbundfuge (Bild 5) vorwiegend parallel zur Verbundfläche verlaufen und diese nur geringe Normal- und Scherbeanspruchungen erfährt. Idealerweise ist das bei reiner Biegung der Fall.

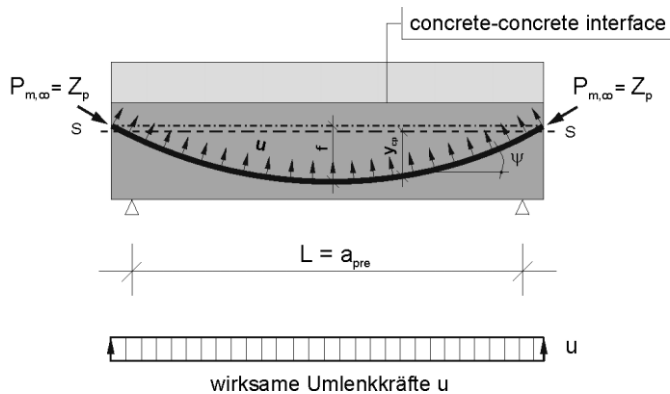
Für den exemplarischen Verbundträger in Bild 4 besitzen die Kräfte des inneren Tragsystems keine geradlinigen Wirkungslinien. Die Umlenkung des Spannliedes ruft neben den bei konstanter Vorspannkraft Z_p im Gleichgewicht stehenden beiden Verankerungskraften $P_{m,\infty}$, am Knickpunkt des um die Winkel α_1 und α_2 in Bild 4a gegen die Horizontale geneigten Spannliedes, eine Resultierende U_i hervor. Die Vertikalkomponente U_n der resultierenden Umlenkkraft U_i steht wiederum mit den Vertikalkomponenten der Verankerungskraften im Gleichgewicht und läßt sich mit der zum Zeitpunkt $t = \infty$ wirksamen Verankerungskraft $P_{m,\infty}$ bestimmen:

$$U_n = P_{m,\infty} (\sin \alpha_1 + \sin \alpha_2) \quad (17)$$

Aus Gründen der Äquivalenz baut sich in der Verbundfläche im Wirkungsbereich der Umlenkkraft U_n über die Länge a_{pre} infolge konträrer Lastwirkung eine Querpressung σ_N auf, die je nach Lastsituation, Oberflächenstruk-



a) Umlenkkräfte bei geknicktem Spanngliedverlauf.



b) Umlenkkräfte bei gekrümmtem Spanngliedverlauf.

Bild 4. Statische Wirkung der Umlenkkräfte aus Vorspannung auf den Verbundquerschnitt

Fig. 4. Static effect of the redirected forces caused by prestressing on the composite cross section

tur und Vorspanngrad die Reibungskomponente Beton-Beton und damit die Verbundfestigkeit der Verbundfuge günstig beeinflusst.

Die Horizontalkomponenten der in Bild 4 skizzierten Kräfte, aus Verankerung und Umlenkung des Spanngliedes, aktivieren in der Verbundfuge eine den Schubspannungen aus äußerer Lastwirkung entgegengesetzte Schubspannung. Dieser für das Verbundsystem positive Effekt wird im Konzept, auf der sicheren Seite liegend, vernachlässigt.

Bei gekrümmtem Spanngliedverlauf werden die Umlenkkräfte nach Bild 4b als Linienlast u auf die horizontal in Trägerlängsachse verlaufende Verbundfläche projiziert, wobei für den Regelfall schlanker Verbundträger ($f < L/12$) angenommen wird, daß diese näherungsweise der Vertikalkomponente u_n entspricht. Bei konstantem Spannglied-Krümmungsradius r entwickeln sich normal zum Spannglied infolge der Stahlzugkraft Z_p konstante Umlenkkräfte u , die sich aus den aus Bild 4b ableitbaren Äquivalenzbedingungen und der Annahme ($\sin 0,5\psi \approx 0,5\psi$) mit

$$u = \frac{P_{m,\infty}}{r} \quad (18)$$

berechnen. Bei parabolischem Spanngliedverlauf ergeben sich die in Richtung Verbundfläche entstehenden Umlenkkräfte u durch Einsetzen von $1/r \approx -y''_{cp}$ in Gl. (18) mit der zweiten Ableitung der Spanngliedordinate $y''_{cp} = 8 \cdot f/L^2$ aus

$$u = 8 \frac{f \cdot P_{m,\infty}}{L^2} \quad (19)$$

Hierin kennzeichnet f den Stich der quadratischen Parabel im Scheitelpunkt und L die Bauteillänge, die hier vereinfacht der Stützweite entsprechen soll. Bei schwach gekrümmtem Spanngliedverlauf berechnet sich die Umlenkpressung ebenso aus der näherungsweise Bestimmung des Krümmungsradius $1/r \approx -y''_{cp}$ mittels der zweiten Ableitung der Spanngliedordinate zu

$$u \approx P_{m,\infty} \cdot y''_{cp} \quad (20)$$

Ist der Krümmungsverlauf und damit der Krümmungsradius über das Verbundbauteil veränderlich, ergeben sich entsprechend veränderliche Umlenkpressungen u . Diese sind analog der bisherigen Vorgehensweise abschnittsweise herzuleiten und wirken folglich partiell. Bei geradem Spanngliedverlauf sind, unabhängig von der Neigung oder Krümmung der Systemachse, die sowohl normal als auch tangential bei vernachlässigter Reibung wirksamen Umlenkkräfte nicht existent und es wirken nur die Verankerungskräfte.

2.4 Normativer Vorschlag

Eine Konzeption für die Grenzzustände der Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit, die sich von der herkömmlichen elastizitäts- und querschnittsbezogenen unterscheidet, sollte am Gesamtsystem und damit tragwerksbezogen orientiert sein. Die statische Untersuchung, insbesondere die Bemessung und Nachweise der Verbundfuge für alle Zustände, sollte an einem einheitlichen und kontinuierlichen Ersatzmodell erfolgen, das als Berechnungsmodell des gerissenen Zustands fungiert und den Kraftfluß des Tragwerks wirklichkeitsnah und physikalisch eindeutig abbildet. Der folgende Vorschlag resultiert direkt aus den durchgeführten Untersuchungen. Dieser ist als Ansatz und theoretische Grundlage für ein konsistentes Bemessungs- und Nachweisverfahren für die Gesamtkonstruktion aufzufassen, daß auf folgenden Kriterien basiert:

- schmale Fuge ($b_j \leq b_w$): Relativverschiebung $w > 0,05$ mm (verschieblicher Verbund – differenzierter Ansatz)
- breite Fuge ($b_j > b_w$): Relativverschiebung $w \leq 0,02$ mm (starrer Verbund – Schub-Reibungstheorie)
- inneres Tragsystem zur Quantifizierung der Fuge in hoch, mäßig und gering beanspruchte Teilbereiche
- effektive Fugenbewehrung $\rho_{j,\text{eff}}$: Bemessung nur im kritischen Bereich „Fachwerk“
- Mindestbewehrung $\rho_{j,\text{min}}$ auf der Basis einer plastischen Modellformulierung
- Grenzzustände der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit

Anhand der durchgeführten Untersuchungen zeigte sich, daß der innere Beanspruchungszustand einer nachgiebigen Verbundfuge nicht ohne weiteres aus den Schnittgrößen am Querschnitt nach den Standardverfahren ableitbar ist. Klassische Tragwerksmodelle und Stabwerks-

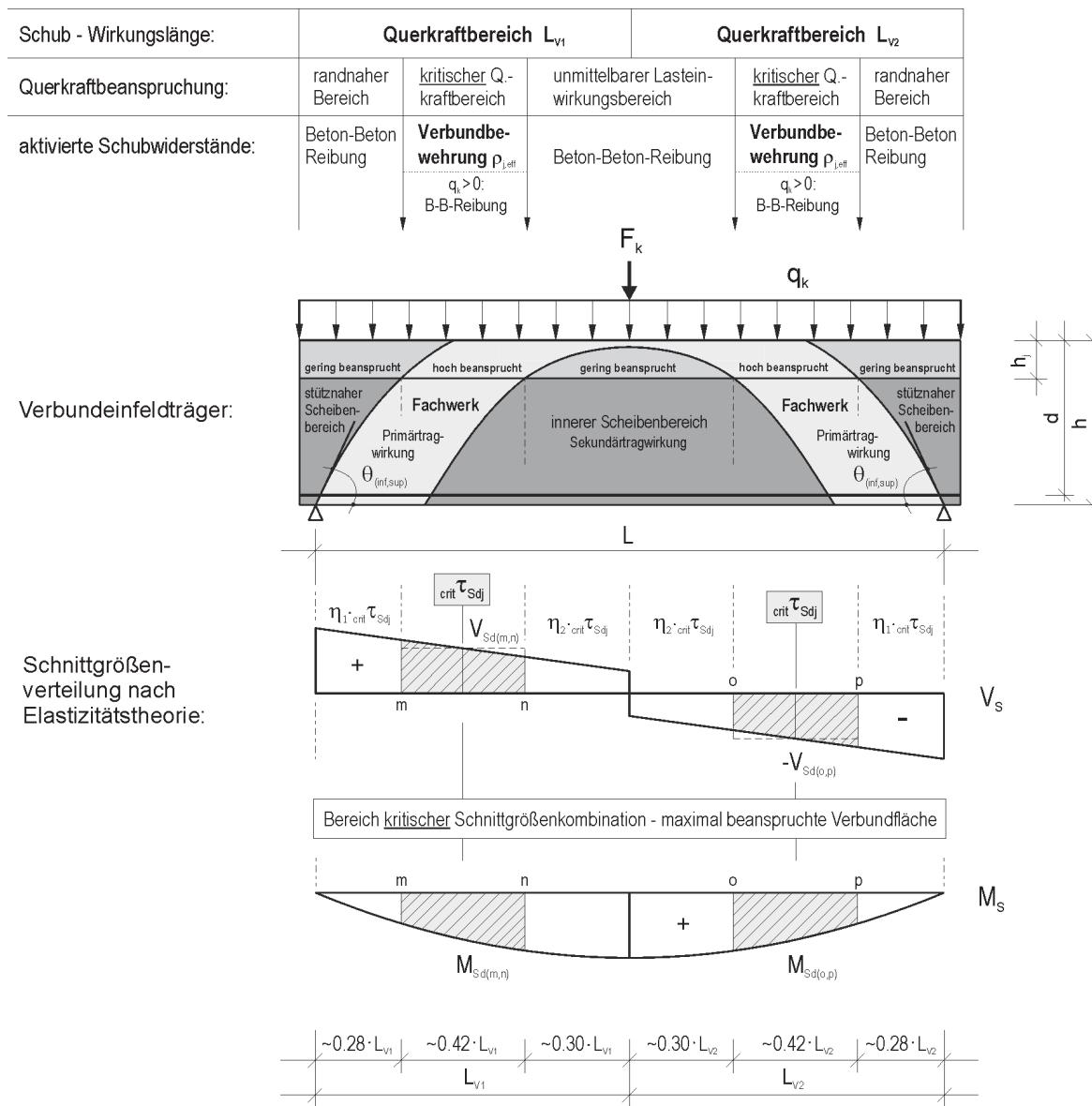


Bild 5. Normativer Vorschlag: Kontinuierliches Tragmodell für balkenartige Einfeldkonstruktionen mit schmaler Verbundfläche zur Differenzierung in Fugenabschnitte

Fig. 5. Normative suggestion: Continuous load-bearing model for single-span beam constructions with a narrow bond surface for the differentiation in joint sections

verfahren besitzen durch die Reduktion des Kontinuums auf diskrete uniaxiale Stäbe einen engen Gültigkeitsbereich. Für die Konzeption ist ein kontinuierliches inneres Tragmodell erforderlich, bei dem das Zusammenwirken von Zug- und Druckkräften (Hauptspannungen) zugrunde gelegt wird, wobei der Beton auch allein in der Lage sein muß, die Zugkräfte von der Krafteinleitung über die Fuge hinweg in die Bewehrung des Altbetons zu leiten.

Nur für hoch beanspruchte bzw.
kritische Fugenbereiche erfolgt die Bemessung
einer effektiven Verbundbewehrung.

Im Stahlbetontragwerk bilden sich im gerissenen Zustand kontinuierliche innere Tragsysteme aus, die gegenüber den diskreten Fach- und Stabwerkmodellen deutliche Tragreserven aufweisen. Die Erfassung des Querkrafttragverhaltens durch eine Überlagerung von unter-

schiedlichen inneren Tragmodellen, wurde bereits in [11] sowie später in [12] beschrieben. Gegenüber einer ausschließlichen Zuordnung von uniaxialen Spannungs-Verzerrungsbeziehungen beim diskreten Fachwerk-Modell, können räumlichen kontinuierlichen Ersatzsystemen auch mehraxiale Stoffgesetze zugeordnet werden.

Aus diesen Überlegungen heraus wurden die aus den numerischen Simulationen resultierenden Verläufe der Hauptlastpfade und Spannungsfelder systematisch analysiert. Anhand dieser Kenntnis wurde für das Konzept einer effizienten Bemessung und rationellen Bewehrungsführung, zunächst für das Einfeldsystem, das vereinfachte innere Tragsystem in Bild 5 zur Differenzierung der Fuge in hoch, mäßig und gering beanspruchte Teilbereiche entwickelt.

Dieses Fachwerk-Stützbogen-Modell basiert auf der Überlagerung eines symmetrischen Bogen-Zugband-Modells für den statisch bestimmten Querkraftanteil mit dem Fachwerkmodell für den statisch unbestimmten Anteil.

Dabei wird eine Stützlinie in den Querschnitt gelegt, deren Anfangswinkel θ_{inf} sich am Rißneigungswinkel orientiert. Dieser Winkel kann, auf der sicheren Seite liegend, mit 45° angesetzt werden, sollte sich aber im zulässigen Wertebereich der Druckstrebenneigung des EC 2 zwischen $\theta_{inf} \approx 22^\circ$ und $\theta_{sup} \approx 68^\circ$ oder der DIN 1045-1 bewegen.

Außerhalb von hoch beanspruchten bzw. kritischen Fugenbereichen wird eine spezifische Mindestbewehrung vorgeschlagen.

Bei geringer Querkraftbeanspruchung verlaufen die Druckstreben immer flacher als 45° . Die virtuell außer-

halb des Bauteils liegende Stützlinie wird jetzt, je nach konstruktiver Fugendurchbildung und Schlankheit, praktisch lotrecht in die Verbundkonstruktion verschoben. Damit entsteht ein stütznahe und ein innerer Stützbogen, in dessen Bereich primär der Beton in der Lage ist, die Hauptdruckspannungen zu übernehmen.

Zwischen den Stützlinien wird für den Kräftefluß nur der in Bild 5 als „Fachwerk“ bezeichnete Bereich (kritischer Querkraftbereich) dem Fachwerkmodell zugeordnet, welches die Stützbögen koppelt. Die Auflagerkräfte des inneren Stützbogens werden daher über das Fachwerk in die Druckzone geleitet. Für das in Bild 5 dargestellte Tragmodell wird demzufolge die Haupttragwirkung dem einbeschriebenen Fachwerk zwischen den äußeren und inneren Stützlinien zugeordnet. Die volle Wirksamkeit

Tabelle 2. Normativer Vorschlag: Differenziertes Bemessungs- und Nachweiskonzept im Format des EC 2 für die Grenzzustände der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit

Table 2. Normative suggestion: Differentiated design- and detection concept according to EC 2 for the limit state analysis of load and serviceability

Querschnittsform	normativ wirksame Schubwiderstände am Gesamtschubtragvermögen $\tau_{Rdj}^{sm/la}$		
schmale Verbundfuge	Schubanteile: teils wechselwirkend + sukzessiv wirksam → Bild 5 [N/mm²]		
- nachträglich mit Ortbeton ergänzte Plattenbalkenquerschnitte; ($b_j \leq b_w$) - aus Fertigteilbalken und -platten zusammengesetzte Plattenbalken mit eingeschnürter Ortbetonfuge; ($b_j \leq b_w$) - Hoch- bzw. Industriebau - Brückenbau i.a. <u>hohe Schubspannungen</u>	Haftverbund	Reibungsverbund	Verbundbewehrung ¹⁾
	$\tau_{Rdj}^{sm} = \tau_{cdj}^{adh} = 0$	$\tau_{Rdj}^{sm} = \tau_{cdj}^{(fri+pre)} \geq \eta_{1/2} \cdot \tau_{Sdj}$ $\rightarrow \tau_{Rdj}^{sm} \leq \beta \cdot v \cdot f_{cd}$ ²⁾	$\tau_{Rdj}^{sm} = \tau_{sdj}^{(da+po)} \geq \tau_{crit} \tau_{Sdj}$ $\rightarrow \rho_{j,eff} \geq \rho_{j,min}$ ³⁾
	Beton-Beton Reibung: $\tau_{cdj}^{fri} = \mu \cdot \sigma_N \leq 0.6 \cdot f_{cd}$ indirekte Vorspannung: $\tau_{cdj}^{pre} = \mu \cdot \frac{U_n}{a_{pre} \cdot b_j} = \mu \cdot \frac{u_n}{b_j}$ $\leq 0.6 \cdot f_{cd}$	Dübeleffekt (dowel action): $\tau_{sdj}^{da} = \rho_{j,eff} \cdot \left[\lambda_{s,da} \cdot \sqrt[4]{\pi \frac{E_s}{E_{cm}}} \cdot f_{cd} + \lambda_{c,da} \cdot \frac{f_{yd}}{\sqrt[4]{\pi \frac{E_s}{E_{cm}}}} \right]$ reaktiver Vorspanneffekt (pullout): $\tau_{sdj}^{po} = 2 \cdot \mu \cdot \rho_{j,eff} \cdot \sqrt{w_k \cdot E_s \cdot d_s^{-1} \cdot f_{bd}}$	
breite Verbundfuge	Schubanteile: wechselwirkend + additiv wirksam (Schub-Reibungstheorie) [N/mm²]		
- nachträglich mit Ortbeton ergänzte Plattenquerschnitte (dünne Elementdecken); ($b_j > b_w$) - Hohlplatten; Plattenspiegel von TT-Platten - Plattenbalken i.a. <u>geringe Schubspannungen</u>	Haftverbund	Reibungsverbund	Verbundbewehrung
	$\tau_{Rdj}^{la} = \tau_{cdj}^{adh} + \tau_{cdj}^{fri} + \tau_{sdj} \geq \tau_{crit} \tau_{Sdj} \rightarrow \tau_{Rdj}^{la} \leq \beta \cdot v \cdot f_{cd}$ ²⁾		
	$\left[\tau_{cdj}^{adh} = k_T \cdot \tau_{Rd} \right] + \left[\tau_{cdj}^{fri} = \mu \cdot \sigma_N \leq 0.6 \cdot f_{cd} \right] + \left[\tau_{sdj} = \kappa_j \cdot \rho_j \cdot f_{yd} \cdot (\mu \cdot \sin \alpha + \cos \alpha) \right]$ $\rightarrow \kappa_j = 0.2 \dots 0.7$		

¹⁾ lotrechte Verbundbewehrung. ($\alpha = 90^\circ$) ²⁾ $\tau_{Rdj}^{sm/la} \leq \beta \cdot v \cdot f_{cd}$; EC2: $\beta = 0.5$ bzw. $\beta = \beta_2$ ³⁾ $\rho_{j,min}$: Mindestbewehrung [4]

U_n ; u_n : Umlenkkräfte; a_{pre} : Wirkungslänge; κ_j : Reduktionskoeffizient zur Begrenzung der Stahl-Fließlast
 b_j : Fugenbreite; b_w : minimale Steg- bzw. Querschnittsbreite; σ_N : lotrechte Spannung infolge Querpressung
 w_k : Bemessungswert der Rißbreite bei Gebrauchslast nach Umweltklasse und Lastkombination

$\lambda_{s,da}$; $\lambda_{c,da}$: Koeffizienten zur Berücksichtigung der Oberflächenstruktur der Verbundfuge → Tab. 1

der globalen Fachwerktragwirkung bildet sich nach diesem Modell nur in den Bereichen zwischen den beiden konträren Stützlinien aus – durch die Verbundrißbildung wird die Ausbildung eines lokalen Fachwerks in dem als „kritischer Querkraftbereich“ gekennzeichneten Fugenabschnitt postuliert. Nur im Bereich Fachwerk ist die Fuge bei allen Lastniveaus hoch und kritisch beansprucht – außerhalb dagegen nur gering. Bei anwachsender Bauteilhöhe rücken die äußeren und inneren Scheibenbereiche näher zusammen und verkleinern die für die Fugenbemessung maßgebenden Querkraftbereiche. Diese kennzeichnen genau die kritischen Fugenabschnitte, in denen Querkraft und Moment, nach elastischer Verteilung, im gleichen Maß auf das Tragwerk wirken.

Nur für diese hoch beanspruchte Biege-Schub-Zone erfolgt nach Gl. (1) die Bemessung einer effektiven Verbundbewehrung $\rho_{j,\text{eff}}$ gemäß den in Tabelle 2 zusammengefaßten Bemessungsansätzen. Dabei ist zu beachten, daß in den jeweiligen Gln. stets die Kenngrößen bezüglich der geringeren Betonfestigkeitsklasse einzusetzen sind. Verglichen mit dem Ansatz der Verbundbewehrung nach EC 2 und DIN 1045-1, liefert dieser Ansatz mit einer differenzierten Überlagerung von dowel action- und pullout-Effekt einen rechnerisch bis zu 32% effizienteren Ausnutzungsgrad und läßt zugleich die Begrenzung der Verbundrißbreite unter Gebrauchslasten zu. Auf die Gebrauchstauglichkeit hinsichtlich einer ausreichenden Begrenzung der Schubrißbreiten bei Verbundfugen wird in EC 2 und DIN 1045-1 nicht unmittelbar eingegangen. Einer ausreichenden Begrenzung der Schubrißbreiten bei vorhandener Querkraftbewehrung, entsprechend der eines monolithischen Bauteils, wird hier durch die Regelungen zur Mindestquerkraftbewehrung und zur baulichen Durchbildung entsprochen.

Rechnerische Nachweise der Querkraft- bzw. Verbundbewehrung auf Gebrauchslastniveau sind generell in den Regelwerken nicht vorgesehen. Im Nachweisformat in Tabelle 2 ist eine Einflußnahme auf die Gebrauchstauglichkeit direkt durch Begrenzung der Verbundrißbreite mit dem Bemessungswert w_k im Ansatz $\tau_{\text{sdj}}^{\text{po}}$ sowie indirekt über die Begrenzung der Fließlast des Stahls gegeben. Mit hin ist der Gebrauchszustand je nach Anforderung kontrollierbar und der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit abgedeckt.

In dem vorgestellten normativen Vorschlag wird außerhalb der hoch beanspruchten kritischen Teilbereiche die Anordnung einer konstruktiven Mindestverbundbewehrung $\rho_{j,\text{min}}$ empfohlen, um ein plötzliches Abscheren oder ein Öffnen der Grenzflächen unter Gebrauchslast zu vermeiden. Gesonderte Regelungen zur Mindestbewehrung von Fugen werden jedoch in EC 2 nicht angegeben. Infolgedessen wurde zur Bestimmung der Mindestbewehrungsrate für den Grenzzustand der Tragfähigkeit ein analytisches Berechnungsmodell aufgestellt, das in einem Folgebeitrag vorgestellt werden soll. Mit diesem plastischen Modell wird die empfohlene Mindestbewehrungsrate für Verbundfugen in Abhängigkeit von der Fugegeometrie (Rauhigkeit) und den Baustoffkennwerten ermittelt und tabellarisch für in der Baupraxis häufig vorkommende Stahlsorten, Betonfestigkeitsklassen und Rauhigkeiten zusammengefaßt. Entsprechend den mit wachsender Betonfestigkeitsklasse und zunehmender

Rauhigkeit bei der Rißbildung in der Verbundfläche freiwerdenden Interfacekräften (primär: Zug / sekundär: Schub) steigt auch der Mindestwert $\rho_{j,\text{min}}$ an. Bei einer Beschränkung auf häufig in der Praxis eingesetzte Stahlsorten (S400/500) und Betonfestigkeitsklassen (C25/30 ... C35/45) berechnen sich Mindestbewehrungsraten zwischen 0,103% ... 0,321% .

Unter Voraussetzung einer vernachlässigten Adhäsionsfestigkeit (Haftverbund) bei schmalen Fugen ist klar, daß die zeitabhängigen Einflüsse (Eigenspannungen) im Bemessungsansatz keine Rolle spielen. Der Beton-Reibungsverbund tritt bei schmalen Verbundfugen nur lokal an den Stellen auf, an denen entweder durch den Querkraftabtrag oder aus Umlenkkraften eine Querverpressung vorhanden und der Haftverbund zerstört ist. Der Schubwiderstand aus Beton-Reibung infolge äußerer Lastwirkung ist über den Anteil aus Querkraftabtrag mit $\tau_{\text{cdj}}^{\text{fri}}$ und bei gekrümmtem Spannglied bei indirekter Vorspannung über den Anteil $\tau_{\text{cdj}}^{\text{pre}}$ explizit und differenziert anzusetzen. Es wird empfohlen, zum einen bei Einzellasten im maßgebenden Teilbereich Fachwerk (kritischer Querkraftbereich) und zum anderen bei Unsicherheiten in der Entscheidungsfindung, auf der sicheren Seite liegend, nur die Komponenten der Verbundbewehrung $\tau_{\text{sdj}}^{(\text{da+po})}$ nach Tabelle 2 additiv anzusetzen.

Die genaue Kenntnis über hoch und gering beanspruchte Teilbereiche in Fugen ist besonders für revitalisierende Maßnahmen wichtig.

Im Ergebnis folgt die schon in [1] Bild 13b qualitativ aufgezeigte rationelle Bewehrungsführung mit einer Verbundbewehrung in kritischen Fugenabschnitten, gemäß der lokal tatsächlichen Beanspruchung. Dies führt zu einer insgesamt gleichmäßigeren Ausnutzung der Werkstoffe in den verschiedenen Tragwerksbereichen. Große Bewehrungskonzentrationen im nur gering beanspruchten Trägerend- bzw. stütz nahen Bereich können vermieden und eine Verbesserung der konstruktiven Durchbildung erreicht werden.

Für den Schubspannungsvergleich im Nachweisformat in Tabelle 2 wird für τ_{critSdj} (siehe [1] Gl. (2)), für den gering beanspruchten stütz nahen Scheibenbereich und für den unmittelbaren Lasteinleitungsbereich, eine Reduktion mittels empirischer Anpassungsfaktoren $\eta_{1/2}$ vorgeschlagen. Die in Bild 5 angegebenen Koeffizienten zur Differenzierung der Teilbereiche in Abhängigkeit von den Querkraftbereichen L_{V1} und L_{V2} resultieren aus empirischen Ableitungen der analysierten Konstruktionen und werden von der Schub- und Biegeschlankheit, dem inneren Hebelarm z und weiteren Einflüssen bestimmt und sind daher nur in festgelegten Grenzen allgemeingültig. Die Gültigkeit des Tragwerksmodells, mit dem sich differenzierte Beanspruchungszustände der Fuge in Haupttragrichtung quantifizieren lassen, schließt die Fälle mit und ohne vorhandener fugendurchdringender Verbundbewehrung ein.

Bei vorherrschender Wirkung von Einzellasten ändert sich das globale Tragverhalten dahingehend, daß sich an Stelle des inneren Stützbogens ein Sprengwerk ausbildet. Zwischen Einzellasten ist, wie die experimentellen

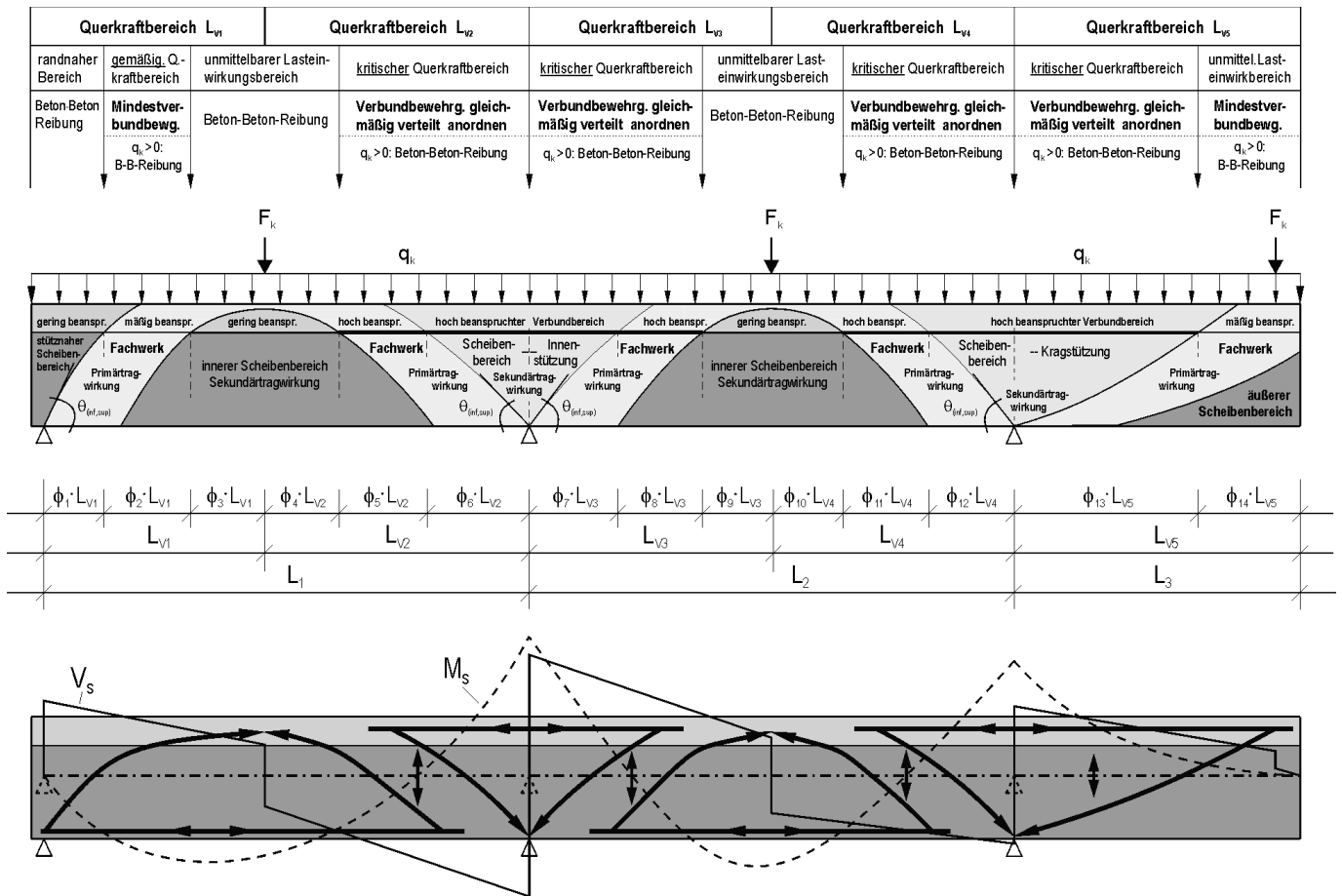


Bild 6. Tragmodell für balkenartige Mehrfeldkonstruktionen mit Kragarm zur Differenzierung in Fugenabschnitte sowie Hauptlastpfade und elastische Schnittgrößenverteilung
 Fig. 6. Load-bearing model for multi-span beams with cantilever for the differentiation in joint sections as well as the main load paths and the elastic distribution of internal forces

und numerischen Untersuchungen belegen, die Verbundfuge sehr gering beansprucht und bedarf nach ersten Einschätzungen rechnerisch keiner konstruktiven Maßnahmen – eine Mindestbewehrung ist vorzusehen.

Für den Fall der breiten Verbundfuge gelten für das Nachweisformat die in [1] Abschn. 3.4 und Kap. 4 getroffenen Aussagen, die zu dem Bemessungsansatz in Tabelle 2 führen. Unter Voraussetzung sehr kleiner Relativverschiebungen $w \leq 0.02$ mm, bei denen das globale additive Konzept nach der Schub-Reibungstheorie noch physikalische Gültigkeit besitzt, ist der Schubreibungswiderstand aus dem Verbundstahl nur begrenzt anzusetzen. Eine Dübeltragwirkung kommt nicht bzw. erst bei großflächig aufgerissenen Fugen zustande. Der rechnerische Reibungswiderstand, den die Verbundbewehrung mit $\mu \cdot F_{sj}$ liefert, wird folgerichtig mit dem Koeffizienten $\kappa_j = 0,2 \dots 0,7$ abgemindert, um die Fließlast realitätsnah zu begrenzen. Dieser beruht auf empirischen Ableitungen nach Auswertung von Versuchsergebnissen.

Die Analyse der Hauptlastpfade und Spannungsfelder weiterer Systeme führte zu dem Schluß, daß die für das Einfeldsystem entwickelte Methode zur Abgrenzung der für das Bemessungskonzept erforderlichen Fugenteilebereiche grundsätzlich für die unterschiedlichsten Tragsysteme angewandt werden kann. Folglich wurden weitere Verbundkonstruktionen mit schmaler Verbundfuge, wie Rahmentragwerke und balkenartige Mehrfeldtragwerke, nach

diesem Prinzip ausgewertet. In Bild 6 wird das qualitative Ergebnis für eine Zweifeldkonstruktion mit Kragarm vorgestellt.

2.5 Normativer Vorschlag – Sonderfall: unten angehängte Lasten

Für den Fall „unten angehängter Lasten“ ändert sich das Trag- und Umlagerungsverhalten sowie das Rißbild der Verbundfuge grundlegend. Daher ist es notwendig, den Vorschlag für das Nachweisformat in Abschn. 2.4 um diesen Sonderfall, entsprechend den in Bild 7 zusammengefaßten Modellgrundlagen, zu erweitern. Die exemplarisch am Verbundträger in Bild 7 angehängte Einzellast und angehängte gleichförmige Last werden in der Haupttragwirkung, über die fugendurchdringende Bügelbewehrung von der Zugzone in die Druckzone des Bauteils, über die Fuge hinweg geleitet. Der Hauptteil dieser in die Druckzone eingetragenen Zugkräfte wird jetzt identisch der zum Bild 5 erörterten Modellvorstellung, über die sich zwischen den äußeren und inneren Stützlinien in der Haupttragwirkung ausbildenden Fachwerkbereiche, zu den Auflagern hin abgetragen. Danach ist, je nach Querkraftbewehrung im Altbeton und in Abhängigkeit einer vorhandenen fugendurchdringenden Bewehrung, das Gesamttragverhalten bei unten angehängten Lasten dem in Bild 5 affin.

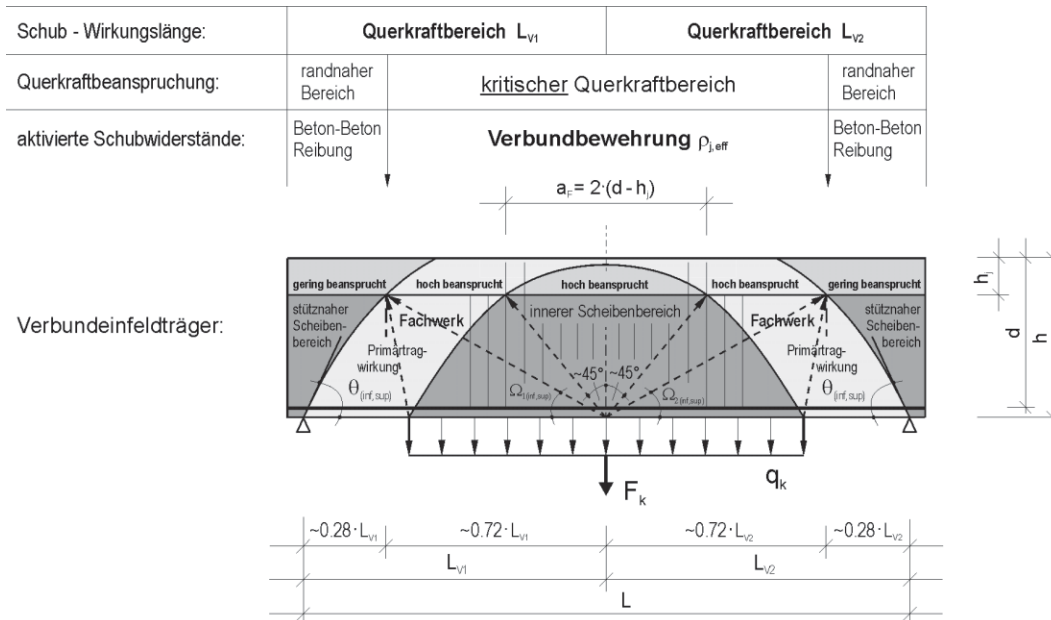


Bild 7. Kontinuierliches Tragmodell für den Sonderfall „unten angehängter Lasten“
 Fig. 7. Continuous load-bearing model for the special case of suspended loads

Mithin ist die Verbundfuge in Bild 7 hauptsächlich auf Querkzug beansprucht. Es ist unter diesen Voraussetzungen erforderlich, über die gesamte Verbundfläche eine fugendurchdringende Bügelbewehrung anzuordnen. Zwischen den End- bzw. randnahen Bereichen ist die Verbundfuge als kritischer Querkraftbereich zu klassifizieren und der Verbundstahl bei Annahme einer vollständig gerissenen Fuge in der Haupttragwirkung auf Zug nachzuweisen. Für bestimmte Anforderungen an die Konstruktion, wie z. B. bei Brücken, ist die Gebrauchstauglichkeit entscheidend und daher in das Nachweisformat einzubeziehen. Es wird vorgeschlagen, die Verbundbewehrung nur für den in Bild 7 mit a_F gekennzeichneten, maßgebenden (hoch beanspruchten) Teilbereich über die Gln. (21) und (22) nachzuweisen bzw. durch Umformen über $\rho_{j,eff}$ zu bemessen:

$$\sigma_{Rdj}^t \geq \sigma_{Sdj}^t = \left(\frac{F_d}{a_F \cdot b_j} + q_d \right) \left(\frac{h_j}{d} \right) \quad (21)$$

Mit:

$$\sigma_{Rdj}^t = 2 \cdot \rho_{j,eff} \sqrt{w_k \cdot E_s \cdot d_s^{-1} \cdot f_{bd}} \leq f_{yd}, \quad \rho_{j,eff} \geq \rho_{j,min} \quad (22)$$

In den Gln. (21) und (22) ist der Bemessungswert der aufnehmbaren lotrechten Zugspannung infolge Querkzug durch den Stahl in der Fuge mit σ_{Rdj}^t gekennzeichnet; σ_{Sdj}^t beschreibt den Bemessungswert der einwirkenden Normalzugspannung. Die Modellannahme zu Gl. (22) basiert auf Abschn. 2.2.2, Gln. (13), (15) und (16). Um den Forderungen hinsichtlich des Grenzzustandes der Tragfähigkeit bei „unten angehängten Lasten“ zu entsprechen, wäre ein einfacher Zugspannungsnachweis des Bewehrungsstahls im Fugenbereich ausreichend. Für die Kriterien der Gebrauchstauglichkeit und Dauerhaftigkeit ist jedoch die lotrechte Verbundrißbreite v ($v \equiv w_k$) je nach Nutzungsgege-

benheiten zu beschränken. Diesbezüglich ist in Gl. (22) über die Größe des Bemessungswertes der Rißbreite w_k die Gebrauchstauglichkeit kontrollierbar.

Bei vorhandener Einzellastwirkung F_k ist die Verbundfläche im Teilbereich a_F maximal beansprucht und daher maßgebend. Es wird empfohlen, die hier erforderliche Verbundbewehrungsrate $\rho_{j,eff}$, auf der sicheren Seite liegend, gleichartig in den als Fachwerk in Bild 7 gekennzeichneten Fugenteilbereichen anzuordnen. Demnach ist die vollständig als Verbundbügel vorzusehende Bewehrungsrate $\rho_{j,eff}$ gleichmäßig im kritischen Querkraftbereich zu verteilen. Liegt jedoch ausschließlich eine gleichförmig verteilte Lasteinwirkung q_k vor, so ist die komplette Verbundfläche im gekennzeichneten kritischen Querkraftbereich zur Bestimmung des erforderlichen Verbundbewehrungsgrades als maßgebend anzusetzen.

Im Vergleich zur Lastsituation in Bild 5 ist die Verbundbewehrung in Bild 7 gleichfalls als Folge der Bauteilverformung und dem entsprechenden Kraftfluß, aber mit geringerer Intensität, auf Schub beansprucht (primär: Zug / sekundär: Schub). Überdies muß auch hier die Verbundbewehrung Mindestquerschnittsraten aufweisen, um die rechnerisch nach den Gln. (21) und (22) nicht berücksichtigte Schubwirkung in der Verbundfläche abzuschern. Bei Unsicherheiten in der Entscheidungsfindung, z. B. bei extremer Lastsituation, sollte, für den in Bild 7 aufgezeigten kritischen Querkraftbereich, grundsätzlich zum erweiterten Nachweis der Gln. (21) und (22) der explizite Schubwiderstand τ_{Sdj}^{da} aus dem Dübeleffekt (siehe Tabelle 2) nachgewiesen werden. In Übereinstimmung mit den Erläuterungen zu Bild 5 erfahren auch unter dieser Einwirkung die Fugenendbereiche in Bild 7 nur eine geringe Beanspruchung. Die hier lokal zwischen den Verbundflächen aktivierten Kräfte können über den Beton-Beton Reibungswiderstand aufgenommen werden. Eine Mindestverbundbewehrung $\rho_{j,min}$ wird auch für diese Teilbereiche empfohlen.

3 Zusammenfassung

Durch die Erfassung der räumlichen Tragstruktur mit einem sehr hohen geometrischen und physikalischen Realitätsgrad war es möglich, das komplexe Spannungs-Verformungsverhalten, insbesondere den Einfluß des Fugentragverhaltens auf das Tragverhalten der Gesamtkonstruktion, theoretisch zu erklären sowie bedeutende und bisher nicht berücksichtigte Tragkapazitäten aufzuzeigen. Es wird nachgewiesen, daß z. B. die in der bisherigen Konstruktionspraxis übliche Verteilung der Verbundbewehrung über die Trägerlänge nicht optimal ist. Die hohen Bewehrungskonzentrationen beispielsweise in den Endbereichen der Träger sind nahezu wirkungslos.

Hier genügen in der Regel die Mindestbewehrungsraten. Die Analysen führten zu einer Erweiterung der Kenntnisse für eine effiziente Tragwerksauslegung. Im Ergebnis wird herausgestellt, daß die derzeitigen nationalen und internationalen Vorschriften das realistische Tragverhalten von aus Einzelteilen und in Fugen zu einem Gesamttragwerk zusammengesetzten Verbundkonstruktionen nicht in allen Punkten zutreffend erfassen. Insbesondere die wechselseitige Beeinflussung der einzelnen Traganteile im Zusammenhang mit nichtlinearen Effekten sowie die Erfassung der Rauigkeit bedürfen eine Weiterentwicklung der Nachweisformate. Aber auch die Anordnung der Verbundbewehrung und die zutreffende Berücksichtigung der Art der Einwirkung sollte im Nachweisformat erfaßt werden.

Hierzu wurde ein Weg aufgezeigt, der für die Praxis von großer Bedeutung ist. Für die praktische Anwendung wurde auf Grundlage des Wissensstands in Korrelation mit Versuchsergebnissen ein neuartiges Bemessungs- und Nachweisverfahren für kraftschlüssige Fugen im Format des Eurocode 2 entwickelt. Es unterscheidet erstmals zwischen schmaler und breiter Fuge und bezieht den nachgiebigen Verbund sowie charakteristische Einflußparameter und Effekte differenziert und realitätsnah ein. Mit diesem Vorschlag wird den globalen querschnittsbezogenen Ansätzen in den gültigen Regelwerken ein effizientes und tragwerksbezogenes Konzept gegenübergestellt. Das Konzept ist auch für revitalisierende Maßnahmen am Tragwerk, wie Querschnittsergänzungen mittels Ortbeton, anwendbar. Die Kenntnis über die Bereiche einer Verbundfläche, die vor der Ortbetonverstärkung keiner Behandlung bedürfen und diejenigen, die lokal hoch beansprucht sind und deshalb z. B. aufgeraut sowie bewehrt werden müssen, ist hier entscheidend.

Literatur

- [1] *Lindig, V.*: Stahlbeton-Verbundkonstruktionen – Ein Bemessungskonzept für schubbeanspruchte Fugen. Teil 1: Korrelation zwischen Simulation und Bemessung, Beton- und Stahlbetonbau 101 (2006), Heft 11.
- [2] *Mishima, T., Suzuki, A., Shinoda, Y. and Maekawa, K.*: Nonelastic Behaviour of Axial Reinforcement Subjected to Axial and Slip Deformation at the Crack Surface. Journal of American Concrete Institute, ACI, Vol. 92, No. 3, 1995, S. 380–385.
- [3] *Randl, N. und Wicke, M.*: Schubübertragung zwischen Alt- und Neubeton. Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), Heft 8, S. 461–473.
- [4] *Lindig, V.*: Numerische Simulation, Strukturanalyse und Bemessung von Stahlbeton-Verbundkonstruktionen unter Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes von Grenzflächen in Fugen. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, www.shaker.de, Shaker-Verlag Aachen 2005.
- [5] Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings, CEN/TC 250/SC 2 – N314, Dezember 1999, 225 S.
- [6] ACI 318-99/318R-99: Building Code Requirements for Structural Concrete & Commentary, 1999, 369 S.
- [7] DIN 1045-1: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton. Teil 1: Bemessung und Konstruktion, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2001, 148 S.
- [8] *Mehlhorn, G., Fehling, E., Jahn, T. und Kleinhenz, A.*: Bemessung von Betonbauten im Hoch- und Industriebau. Berlin: Ernst & Sohn, 2002, S. 322–323.
- [9] *Tassios, T. P. and Vintzeleou, E.*: Concrete-to-concrete-friction. Journ. Struc. Eng., New York, Vol. 113, No. 4, 1987, S. 832–849.
- [10] *Ackermann, G. und Gatzsch, R.*: Schubversuche zur Bestimmung charakteristischer Kennwertfunktionen an bewehrten Verbundfugen bei Fertigteilen und Ortbeton. Wissenschaftliche Hochschulzeitung der Bauhaus-Universität Weimar, 39–3, 1993, S. 191–204.
- [11] *Kani, G.*: A rational theory for the function of web reinforcement. ACI-Journal, März 1969, S. 185–197.
- [12] *Specht, M. und Scholz, H.*: Ein durchgängiges Ingenieurmodell zur Bestimmung der Querkrafttragfähigkeit im Bruchzustand von Bauteilen aus Stahlbeton mit und ohne Vorspannung der Festigkeitsklassen C 12 bis C115. DAfStb, Heft 453, 1995.



Dr.-Ing. Volker Lindig
Bonhoefferstraße 43
99427 Weimar
volker.lindig@web.de