

**Ermittlung der charakteristischen  
Verbundbruchkraft für auf Beton-  
bauteile aufgeklebte Stahllaschen**

**T 2900**

**T 2900**

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2000, ISBN 3-8167-5710-3

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

**Fraunhofer IRB Verlag**

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69

70504 Stuttgart

Nobelstraße 12

70569 Stuttgart

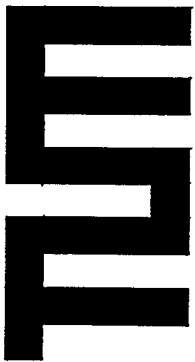
Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

e-mail [irb@irb.fhg.de](mailto:irb@irb.fhg.de)

URL <http://www.irb.fhg.de>

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN  
INSTITUT FÜR TRAGWERKSBAU  
LEHRSTUHL FÜR MASSIVBAU



## **Ermittlung der charakteristischen Verbundbruchkraft für auf Betonbauteile aufgeklebte Stahllaschen**

Konrad Zilch  
Roland Niedermeier

Forschungsbericht  
November 1999

gefördert durch das  
Deutsche Institut für Bautechnik

Technische Universität München  
Lehrstuhl für Massivbau  
Institut für Tragwerksbau  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Zilch

Briefanschrift:  
80290 München

Hausanschrift:  
Gebäude N6, Theresienstraße 90, 80333 München

Tel.: 089 / 289 - 23038 / 39

Fax: 089 / 289 - 23046

e-mail: [massivbau@massivbau.bauwesen.tu-muenchen.de](mailto:massivbau@massivbau.bauwesen.tu-muenchen.de)

## **Ermittlung der charakteristischen Verbundbruchkraft für auf Betonbauteile aufgeklebte Stahllaschen**

### **Zusammenfassung**

Im vorliegenden Bericht wird die Durchführung und Auswertung von Verbundversuchen mit aufgeklebten Stahllaschen beschrieben. Erstmals wurde der gesamte Bereich baupraktisch relevanter Laschenabmessungen experimentell erfaßt. Nach umfangreichen Studien mußte festgestellt werden, daß die aus der Literatur bekannten Verbundansätze nicht experimentell bestätigt werden können, so daß neue Modelle entwickelt werden mußten. Durch aufwendige Auswertungen konnte das Verbundverhalten aufgeklebter Stahllaschen in der klassischen Form eines Verbundgesetzes allgemein gültig in Abhängigkeit von einfach am Betonbauteil zu ermittelnden Einflußgrößen beschrieben werden. Auf der Grundlage des Verbundgesetzes wurde ein Nachweiskonzept für den Endverankerungsbereich der Stahllaschen am äußersten Biegeriß ausgearbeitet.

## **Determination of the Characteristic Ultimate Bond Force of Steel Plates Externally Bonded to Concrete Members**

### **Abstract**

This report deals with the performance and subsequent analysis of bond tests with externally bonded steel plates. For the first time all allowed thicknesses of steel plates used in practice were subjected to experimental evaluation. As a result of extensive analysis the models for bond behaviour of externally bonded reinforcement being so far in use could not be confirmed by the test results. So a new model in the classical form of a bond law describing the bond behaviour of externally bonded steel plates is elaborated. The dependence of the parameters of this bond law on the properties of concrete members are shown. Basing upon the assumptions of this bond law a new design concept for the end zone of steel plates at the outermost bending crack is introduced.

## **Détermination de la charge de rupture d'adhérence caractéristique pour des plats métalliques collés des poutres en béton**

### **Résumé**

Dans ce rapport le déroulement et l'évaluation des essais d'adhérence avec des plats métalliques collés sont décrits. Pour la première fois, toutes les dimensions importantes des plats utilisés dans la pratique de construction ont été étudié de manière expérimentale. Après un comparaison avec des bases de calcul pour l'adhérence connues, on a constaté qu'on ne peut pas confirmer les résultats d'essais avec des modèles existantes. Ainsi, il a fallu développer de nouveau modèle. Au raison d'évaluations intensives, on a réussi de développer une loi d'adhérence valable en général avec laquelle on peut décrire le comportement d'adhérence des plats métalliques collés en considérant des paramètres facile à déterminer au poutre en béton. Sur la base de cette loi d'adhérence, on a met au point un concept de vérification pour l'ancrage extrême des plats métalliques collés à la fissure de flexion extérieure.

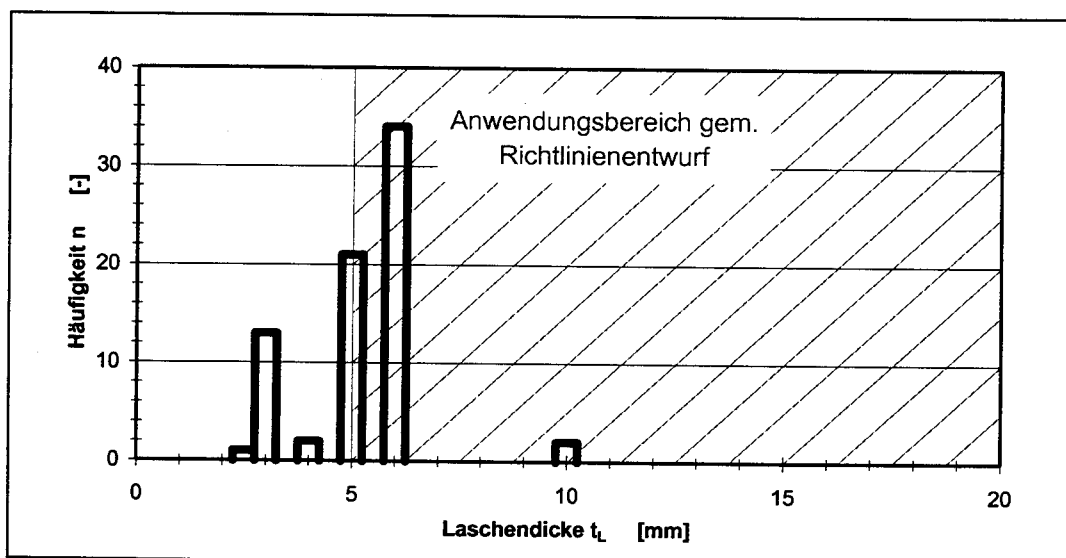
<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Verbundansätze</b>	<b>4</b>
2.1	Der Ansatz von Ranisch	4
2.2	Der Ansatz von Kaiser	7
2.3	Der Ansatz von Pichler	7
2.4	Der Ansatz von Holzenkämpfer	9
<b>3</b>	<b>Diskussion des Richtlinienansatzes</b>	<b>15</b>
3.1	Anmerkungen zum Faktor $k_b$	15
3.2	Anmerkungen zum Faktor $k_c$	18
3.3	Anmerkungen zum Faktor $k_\mu$	20
3.4	Anmerkungen zum Faktor $k_{b\ddot{u}}$	23
3.5	Anmerkungen zur Kalibrierung des zugrundeliegenden Modelles	25
<b>4</b>	<b>Durchgeführte Versuche</b>	<b>31</b>
4.1	Versuchsprogramm	31
4.2	Versuchskörper	33
4.3	Versuchsmaterial	35
4.3.1	Beton	35
4.3.2	Stahllaschen	45
4.3.3	Epoxidharzkleber	46
4.4	Meßtechnische Ausrüstung der Versuchskörper	48
4.5	Versuchsdurchführung	49
4.6	Ergebnisse der Verbundversuche	52
<b>5</b>	<b>Auswertung der Verbundversuche</b>	<b>57</b>
5.1	Vorgehen bei der Bestimmung der Parameter des Verbundgesetzes	57
5.2	Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes	60
5.3	Bestimmung der Parameter $\tau_{LI}$ , $s_{LI}$ und $s_{L0}$	65
<b>6</b>	<b>Ableitung eines allgemeinen Verbundgesetzes</b>	<b>71</b>
6.1	Einflußgrößen	71
6.2	Untersuchung des Einflusses der Betonfestigkeiten $\beta_w$ und $\beta_{OZ}$	73
6.3	Untersuchung des Einflusses der Laschenbreite $b_L$ , der Betonkörperbreite $b$ und der Prüfkörperart	80
6.4	Bestimmungsgleichungen für die charakteristischen Werte der vom Klebeverbund aufnehmbaren Energien $G_e$ und $G_F$ sowie der maximalen Verbundspannung $\tau_{LI}$	88
6.5	Endverankerungsnachweis	91
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>100</b>
<b>8</b>	<b>Literatur</b>	<b>103</b>

---

## 1 Einleitung

Vor etwa 20 Jahren wurde in Deutschland die erste bauaufsichtliche Zulassung für das Verstärken von biegebeanspruchten Stahl- und Spannbetonbauteilen durch das Ankleben von Stahllaschen erteilt. Anfang der Achtziger Jahre legte Ranisch in seiner Dissertation „Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - Geklebte Bewehrung“ [25] die Grundlagen für den Verankerungsnachweis der zweiten Generation der Zulassungsbescheide, der in nahezu unveränderter Form noch in den derzeit gültigen Zulassungsbescheiden für die Biegeverstärkung mit aufgeklebten Stahllaschen enthalten ist. Bereits 1992 wiesen Ivanyi und Buschmeyer [13] allerdings darauf hin, daß das Modell von Ranisch für große Verbundlängen mechanisch nicht begründet werden kann.

Im November 1997 wurde vom Deutschen Institut für Bautechnik die erste bauaufsichtliche Zulassung für das Verstärken von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen durch schubfest aufgeklebte Kohlefaserlamellen (CFK-Lamellen) erteilt. Der Verankerungsnachweis nach Ranisch wurde durch ein neues Endverankerungskonzept ersetzt, das im wesentlichen auf der Arbeit von Holzenkämpfer beruht. Dieser hatte auf der Grundlage der Überlegungen von Ivanyi und Buschmeyer zur Begrenzung des entfestigten Verbundbereiches ein bruchmechanisch Modell zur Bestimmung der Verbundbruchkraft aufgeklebter Stahllaschen am äußersten Biegeriß formuliert. Für die Kalibrierung seines Modelles konnte er aber nur auf wenige eigene Verbundversuche mit aufgeklebten Stahllaschen zurückgreifen. Er war deshalb gezwungen, auch die Ergebnisse von zahlreichen Verbundversuchen mit Stahllaschen in seine Auswertungen zu berücksichtigen, die in der Literatur nur sehr unzureichend dokumentiert waren.



**Bild 1.1:** Dicken der Stahllaschen in den von Holzenkämpfer zur Modellkalibrierung herangezogenen Verbundversuchen

Insgesamt liegen der Modellkalibrierung von Holzenkämpfer 73 Verbundversuche zugrunde. Die Dicken der verwendeten Stahllaschen bewegten sich fast ausschließlich im Bereich von 3 bis 6 mm. Bild 1.1 zeigt eine Zusammenstellung der Stahllaschendicken in den verwendeten Versuchen. Nach den derzeit gültigen Zulassungsbescheiden kann die Dicke der Stahllaschen zwischen

5 und 15 mm betragen. Der Entwurf der „Richtlinie für das Verstärken von Betonbauteilen durch Ankleben von Stahllaschen“ vom Juni 1997 [8] läßt Laschendicken von 5 bis 20 mm zu. Die zur Kalibrierung herangezogenen Verbundversuche liegen somit beinahe ausschließlich an der unteren Grenze des Anwendungsbereiches für das Stahllaschenverfahren. Die Aussagekraft des kalibrierten Ansatzes für den gesamten zulässigen Anwendungsbereich hängt deshalb in starkem Maße von der Leistungsfähigkeit des zugrundeliegenden mechanischen Modelles ab. Liegt kein Einfluß der Dicke der Klebarmierung auf die Verbundbruchkraft vor, bzw. wird ein vorhandener Einfluß durch das Modell richtig erfaßt, so wird die durchgeführte Kalibrierung durch die vorliegende Auswahl der Versuche nicht beeinträchtigt und der Ansatz besitzt Gültigkeit im gesamten Anwendungsbereich der Zulassung. Wird ein eventuell vorhandener Einfluß der Dicke der Klebarmierung durch das Modell nicht erfaßt, so ist für die Kalibrierung zu fordern, daß die ausgewählten Versuche den gesamten Anwendungsbereich abdecken.

Der auf der Grundlage der vorliegenden Versuche kalibrierte Ansatz zur Bestimmung des charakteristischen Wertes der Verbundbruchkraft  $T_{k,max}$  aufgeklebter Stahllaschen lautet:

$$T_{k,max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_{F,k} \cdot E_L \cdot t_L} = 0.33 \cdot b_L \cdot k_b \cdot k_c \cdot \sqrt{f_{ctm} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (1.1)$$

mit:  $b_L$  Laschenbreite [mm]  
 $G_{F,k}$  charakteristische Verbundbruchenergie

$$k_b = 1.06 \cdot \sqrt{\frac{2 - \frac{b_L}{b}}{1 + \frac{b_L}{400}}} \quad (1.2)$$

$b$  Balkenbreite bzw. Laschenabstand  
 $k_c = 1$  bei Klebung auf Schalseite  
 $k_c = \sqrt{0.75} = 0.866$  bei Klebung auf Betonierseite  
 $f_{ctm}$  Oberflächenzugfestigkeit des Betons [N/mm<sup>2</sup>]  
 $E_L$  Elastizitätsmodul des Laschenstahls [N/mm<sup>2</sup>]  
 $t_L$  Laschendicke [mm]

Prinzipiell besitzt das Modell Gültigkeit für alle Arten von aufgeklebter Bewehrung, so daß bei bekannten Abmessungen und Elastizitätsmodul der Klebarmierung auch die Verbundbruchkraft von aufgeklebten GFK-Laschen sowie CFK-Lamellen und -Folien ermittelt werden kann. Rostasy und Neubauer legten deshalb ihrem Ansatz zur Bestimmung der Verbundbruchkraft aufgeklebter, 1.2 mm dicker CFK-Lamellen ebenfalls dieses Modell zugrunde. Die Kalibrierung erfolgte für dieses Verstärkungsverfahren unter Verwendung der Ergebnisse von 51 Verbundversuchen an Zug-Druck-Doppellaschenkörpern. Durch zusätzliche Verbundversuche mit CFK-Lamellen eines anderen Herstellers konnte das kalibrierte Modell bestätigt werden. Der charakteristische Wert der Verbundbruchkraft aufgeklebter CFK-Lamellen kann nach Rostasy und Neubauer wie folgt bestimmt werden:

$$T_{k,max} = 0.50 \cdot b_L \cdot k_b \cdot \sqrt{f_{ctm} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (1.3)$$

Die für die 51 Verbundversuche verwendeten CFK-Lamellen wiesen bezogen auf den Lamellenquerschnitt einen Elastizitätsmodul von etwa 180 000 N/mm<sup>2</sup> auf. In den später durchgeführten



13 Verbundversuchen lag ein Elastizitätsmodul von 150 000 bzw. 205 000 N/mm<sup>2</sup> vor. Der Elastizitätsmodul der Stahllaschen in den von Holzenkämpfer betrachteten Versuchen betrug zwischen 190 000 und 210 000 N/mm<sup>2</sup>. Bei übereinstimmenden Laschen- bzw. Lamellenbreiten im Bereich von 50 bis 100 mm sind die Stahllaschen- und CFK-Lamellenversuche somit gut vergleichbar. Ferner erfolgte die Applikation der CFK-Lamellen mit den für das Stahllaschenverfahren zugelassenen Epoxidharzklebern. Bei ausreichender Leistungsfähigkeit des zugrundeliegenden mechanischen Modelles wäre folglich zu erwarten, daß für die beiden Verfahren identische Bestimmungsgleichungen für die Verbundbruchkräfte ermittelt werden. Die Gleichungen (1.1) und (1.3) unterscheiden sich aber um den Faktor 1.5.

Die Situation vor Beginn des hier beschriebenen Forschungsvorhabens stellte sich also wie folgt dar. Das von Holzenkämpfer vorgestellte Modell zur Ermittlung der Verbundbruchkraft aufgeklebter Bewehrung konnte für Stahllaschen im Anwendungsbereich der Zulassungsbescheide nicht kalibriert werden, da keine geeigneten Verbundversuche vorlagen. Die Auswertung von Holzenkämpfer für Stahllaschen mit geringen Dicken zeigte deutliche Abweichungen von der Bestimmungsgleichung, die Rostasy und Neubauer für CFK-Lamellen mit stahläquivalentem E-Modul ermittelten. Diese Abweichungen konnten auf der Grundlage der von Holzenkämpfer getroffenen Annahmen und dem als gesichert geltenden Wissen über das Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung nicht erklärt werden, so daß von einer indirekten Proportionalität zwischen der vom Klebeverbund aufnehmbaren Bruchenergie und der Laschendicke auszugehen war. In der Konsequenz war mit einer deutlichen Überschätzung der am Laschenende aufnehmbaren Verbundbruchkraft für größere Laschendicken durch das vorliegende Modell zu rechnen.

Da in der künftige Richtlinie für das Verstärken von Betonbauteilen durch Ankleben von Stahllaschen ein Endverankerungsnachweis am Laschenende unter Verwendung dieses Modelles (1.1) gefordert wird, sollte die Eignung des vorgeschlagenen Ansatzes im gesamten zulässigen Anwendungsbereich anhand von entsprechenden Verbundversuchen überprüft werden. Dazu wurden im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens, das vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) gefördert wurde, 24 Verbundversuche an Zug-Druck-Doppellaschenkörpern durchgeführt. Es wurden Stahllaschen mit Dicken von 5, 10 bzw. 20 mm und einer Breite von 200 mm verwendet. Diese Abmessungen sind nach dem Richtlinienentwurf [8] zulässig. In die folgenden Auswertungen gehen ferner die Ergebnisse von 14 weiteren Verbundversuchen ein, die im Rahmen eines weiteren vom DIBt geförderten Forschungsvorhabens, eines Vorhabens für die Deutsche Forschungsgemeinschaft sowie in Eigeninitiative am Lehrstuhl für Massivbau der Technischen Universität München durchgeführt wurden.

Anhand der Versuchsergebnisse sollte überprüft werden, ob die Verbundbruchkraft einer aufgeklebten Bewehrung in der von Holzenkämpfer angenommenen Weise von der Oberflächenzugfestigkeit, den Bauteilabmessungen und dem Elastizitätsmodul sowie der Geometrie der Lasche anhängt. Bei größeren Abweichungen sollte der Ansatz entsprechend erweitert und die Bestimmungsgleichungen für die Verbundbruchkraft im gesamten Anwendungsbereich neu festgelegt werden.

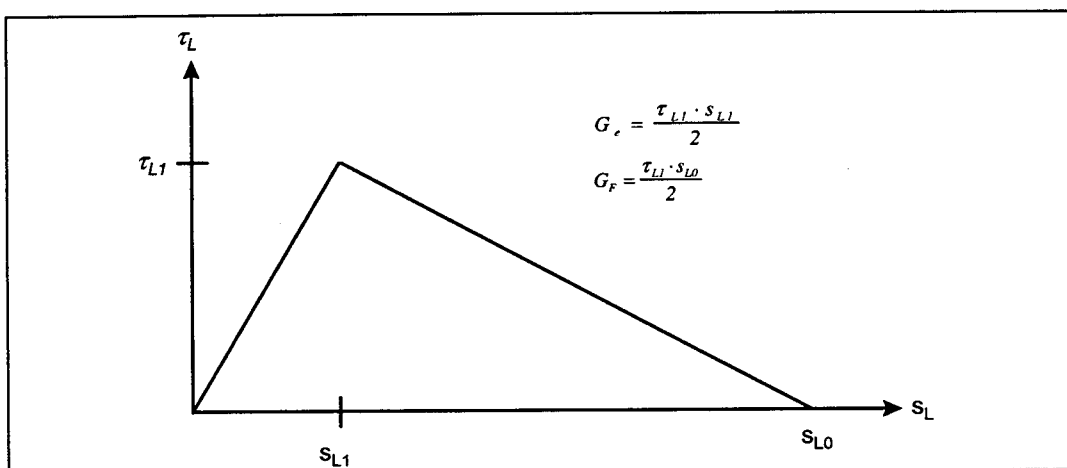
## 2 Verbundansätze

### 2.1 Der Ansatz von Ranisch

Der in den derzeit gültigen Zulassungsbescheiden (z.B. [5]) geforderte Endverankerungs- und Zugkraftdeckungsnachweis basiert auf dem Modell von Ranisch [25]. In der Schweiz wird auch die Verankerung von CFK - Lamellen bzw. die Zugkraftdeckung analog diesem Ansatz nachgewiesen [4]. Nach Ranisch kann das Verbundverhalten von geklebten Stahllaschen durch einen bilinearen Verbundansatz nach Bild 2.1 beschrieben werden. Die rechnerisch aufnehmbare Verbundbruchkraft kann mit diesem Ansatz nach Gleichung (2.1) bestimmt werden. Mit diesem Ansatz wird unterstellt, daß mit steigender Verbundlänge der Grenzwert der Relativverschiebung zunimmt, ab welchem der Verbund vollkommen zerstört ist und keine Verbundspannungen mehr übertragen werden können. Diese mechanisch falsche Annahme führt bei größeren Verbundlängen zu einer deutlichen Überschätzung der Verbundbruchkraft.

$$Z_L = b_L \cdot \sqrt{K \cdot t_L \cdot \tau_K \cdot l_V} \quad (2.1)$$

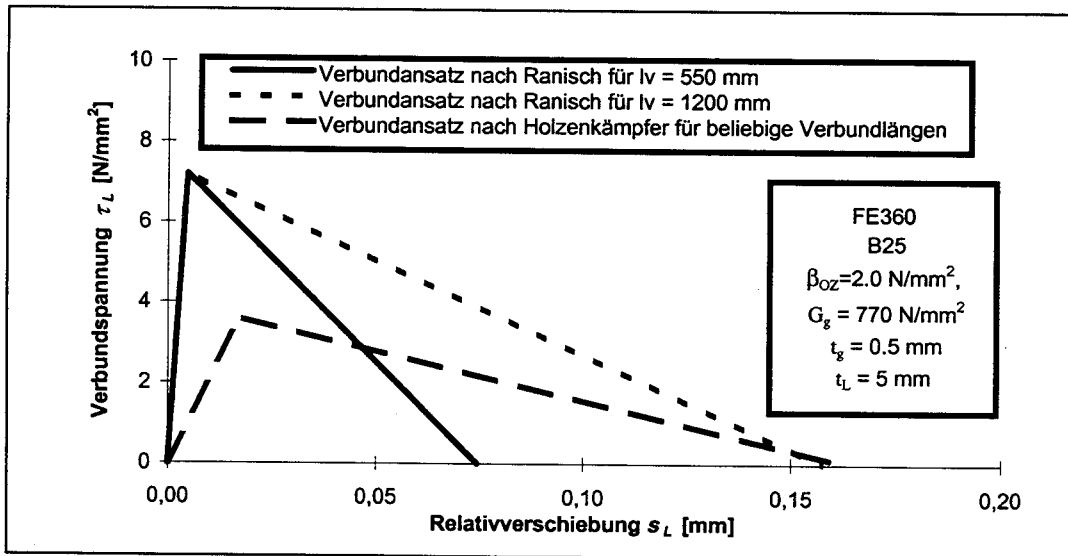
mit:	$K$	konstanter Faktor, berücksichtigt die Laschensteifigkeit und den Grenzwert der Relativverschiebung $s_{L0}$ (vgl. Bild 2.1)	[N/mm <sup>2</sup> ]
	$K = E_L \cdot 0.000127 \approx 30$		
	$E_L$	E-Modul der Lasche	[N/mm <sup>2</sup> ]
	$b_L$	Laschenbreite	[mm]
	$t_L$	Laschendicke	[mm]
	$\tau_K$	Rechenwert der Verbundspannung: $\tau_K = f(\beta_{OZ})$	[mm]
	$\beta_{OZ}$	Oberflächenzugfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]
	$l_V$	Verbundlänge ( $500 \text{ mm} \leq l_V \leq 2000 \text{ mm}$ )	[mm]



**Bild 2.1:** Bilinearer Verbundansatz

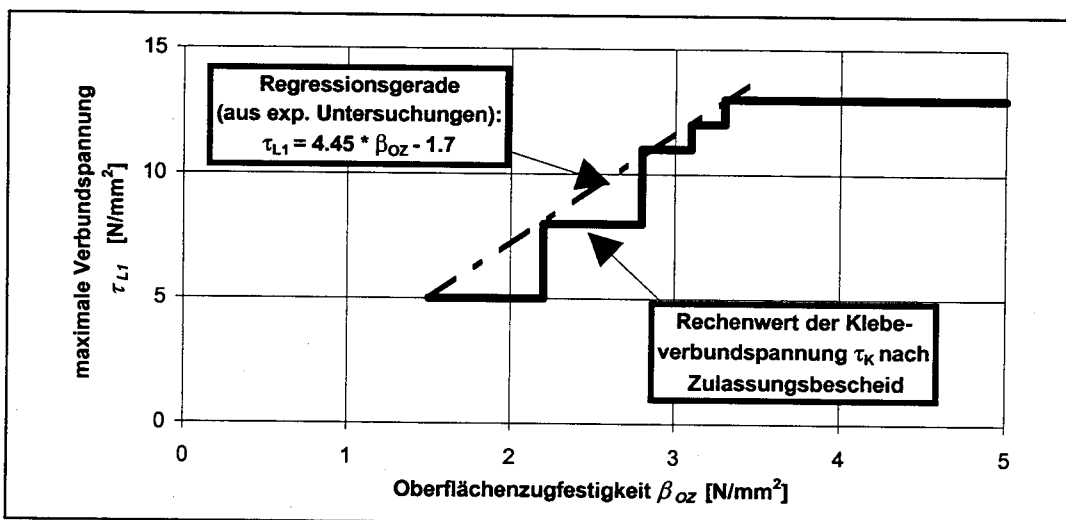
Die rechnerische Verbundbruchkraft hängt nach Ranisch somit von der Laschengeometrie und -steifigkeit, der Oberflächenzugfestigkeit des Bauteilbetons sowie der Verbundlänge ab. Ranisch

nimmt aufgrund der von ihm durchgeführten Versuche an, daß die Grenzverschiebung  $s_{L0}$ , bis zu welcher Verbundspannungen übertragen werden können, am belasteten Laschenende erreicht wird. Abgelöste Bereiche (Verbundentkoppelung), in welchen keine Verbundspannungen übertragen werden können, treten nach der Ansicht von Ranisch nicht auf. Dies bedeutet, daß mit größerer Verbundlänge auch die erreichbare Verbundbruchkraft anwächst, da, wie aus Bild 2.2 ersehen werden kann, die aufnehmbare Bruchenergie, die der Fläche unter der Relativverschiebungs-Verbundspannungskurve entspricht, ansteigt. Ivanyi und Buschmeyer weisen in [13] darauf hin, daß diese Annahme mechanisch nicht begründet werden kann.



**Bild 2.2:** Bilineare Verbundansätze nach Ranisch und Holzensämpfer

In seiner Dissertation hatte Ranisch keinen Zusammenhang zwischen der Betonfestigkeit und dem Maximalwert der Verbundspannung herleiten können. Nach weiteren Auswertungen an der TU Braunschweig (vgl. [34]) wurde der in die Gleichung (2.1) eingehende Rechenwert der Verbundspannung als unstetige Funktion der am Bauteil durch Haftzugprüfungen ermittelten Oberflächenzugfestigkeit eingeführt.



**Bild 2.3:** Rechenwert der Verbundspannung  $\tau_K$  für den Ansatz nach Ranisch

Die Abminderung der am Bauwerk gem. DIN 1048 als Mittelwert der Grundgesamtheit bestimmten Oberflächenzugfestigkeit auf sogenannte Rechenwerte führt, da Zwischenwerte nicht eingeschaltet werden dürfen, zu einer unrealistischen Einschätzung der Verbundbruchkraft und zu einem ungleichmäßigen Sicherheitsniveau. Für nahezu identische Oberflächenzugfestigkeiten weichen die nach Gleichung (2.1) bestimmten rechnerischen Verbundbruchkräfte um bis zu 20% voneinander ab.

Eine Abminderung des Mittelwertes der am Bauteil ermittelten Oberflächenzugfestigkeit ist unter Umständen durchaus sinnvoll. Bei breiten Lamellen mit großer Dicke wird eine große Verbundfläche aktiviert. Der Ansatz des Mittelwertes der Oberflächenzugfestigkeit erscheint bei einer derartigen Lamellengeometrie eher gerechtfertigt, als bei schmalen, dünnen Lamellen, bei welchen eine geringere Verbundfläche aktiviert wird und die zu erwartenden Streuungen von größerer Bedeutung sind. Ein Abminderungsfaktor sollte aber im Gegensatz zu der oben aufgezeigten Festlegung des Rechenwertes der Verbundspannung kontinuierlich wirksam sein und sich an der Streuung der Oberflächenzugfestigkeit und der Laschengeometrie orientieren.

In seiner Dissertation [25] geht Ranisch weiter davon aus, daß die Dicke der Klebschicht keinen Einfluß auf die Höhe der Verbundbruchkraft hat. Diese Annahme stützt sich auf einen von Rostasy, Ranisch und Alda [30] durchgeführten Verbundversuch an einem Doppellaschenkörper, bei welchem gezielt eine Klebschichtdicke von 5 mm hergestellt worden war. Er vergleicht diesen Versuche mit einem „normalen“ Verbundversuch, der eine Klebschichtdicke von etwa 0.5 mm aufweist. Verbundlänge ( $l_v = 300$  mm), Betoneigenschaften (B 25) und Laschengeometrie ( $6 \times 30$  mm<sup>2</sup>) sind laut Ranisch in beiden Versuchen identisch. Er kommt zu dem Schluß, daß die Dicke der Klebschicht keinen nennenswerten Einfluß auf die Verbundbruchlast hat, die Relativverschiebungen zwischen Beton und Lasche aber mit zunehmender Klebschichtdicke ansteigen. Zu diesen Ausführungen von Ranisch ist folgendes anzumerken:

- Die Versuche bzw. die Versuchparameter sind falsch zitiert, so daß eine Überprüfung nicht stattfinden kann.
- Der in [30] beschriebene Versuch wurde mit einer Verbundlänge von 300 mm bei einer Laschendicke von 5 mm durchgeführt. Nach den späteren Auswertungen von Holzenkämpfer kann die Verankerungslänge  $l_i$ , ab welcher die maximale Verbundbruchkraft erreicht wird, wie folgt bestimmt werden:

$$l_i = \sqrt{0.25 \cdot \frac{E_L \cdot t_L}{\beta_{Oz}}} \quad (2.2)$$

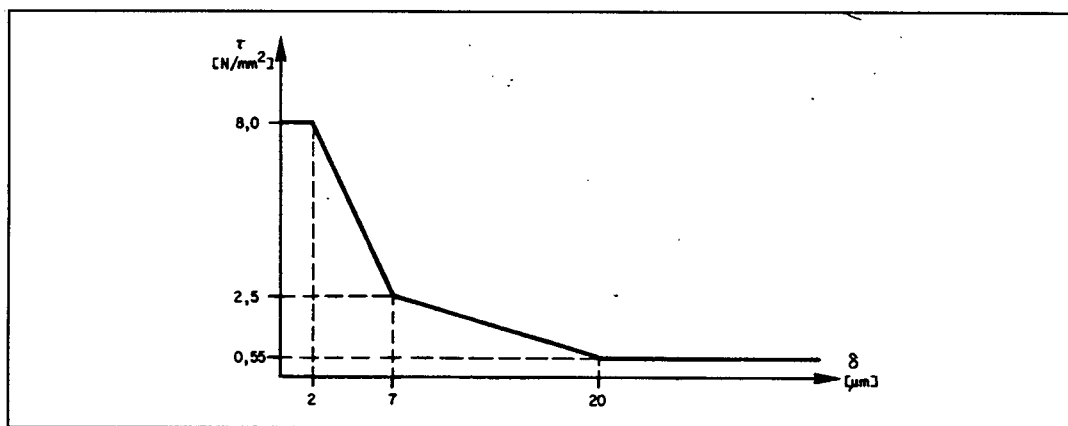
Mit einer für den vorliegenden Beton angenommenen Oberflächenzugfestigkeit  $\beta_{Oz}$  von  $2.4 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich ein  $l_i$  von 330 mm. Der von Ranisch zitierte Versuch weist also bereits für eine „normale“ Klebschichtdicke eine zu kurze Verbundlänge auf. Bei größeren Klebschichtdicken sind größere Verbundlängen erforderlich, da durch das weichere Verbundverhalten die Relativverschiebungen bzw. das Integral über die Dehnungen zunehmen. Der zitierte Versuch besitzt folglich wegen seiner zu kurzen Verbundlänge keine Aussagekraft hinsichtlich der Problemstellung.

- Die ohnehin nicht ausreichende Verbundlänge wird während des Versuches durch die Ausbildung von Betonbruchkeilen am Beginn des Verbundbereiches zusätzlich verkürzt. Diese Betonbruchkeile bilden sich infolge der fehlenden verbundfreien Vorlänge unter einem Winkel von  $45^\circ$  oder flacher aus, so daß bei den vorliegenden Betonkörperabmessungen von  $150 \times 150$  mm<sup>2</sup> mit einer effizienten Verbundlänge von nur etwa 200 mm gerechnet werden muß.

Zusammenfassend kann also festgestellt werden, daß die Annahme von Ranisch, die Klebschichtdicke hätte keine Auswirkung auf die erreichbare Verbundbruchkraft, durch die bislang vorliegenden Versuchsergebnisse nicht bestätigt werden kann.

### 2.2 Der Ansatz von Kaiser

Der Ansatz von Kaiser für das Verbundverhalten von CFK - Lamellen, setzt sich aus zwei Bereichen zusammen. Für geringe Beanspruchungen geht Kaiser von einem linear elastischen Verhalten des Klebeverbundes aus. Nach Erreichen der Grenzverbundspannung kommt es, wie auch von Ranisch angenommen, zu einer plastischen Verbundentfestigung. Im Gegensatz zu Ranisch geht Kaiser aber von einem nichtlinearen Verlauf des Verbundgesetzes in diesem Bereich aus, der iterativ zu ermitteln ist.



**Bild 2.4:** Verbundgesetz für den plastisch entfestigten Teil der Verbundlänge geklebter CFK-Lamellen nach Kaiser [14]

Wegen des hohen rechnerischen Aufwandes ist dieser Ansatz von Kaiser nur im Rahmen elektronischer Datenverarbeitung nutzbar. Da er somit für eine baupraktische Bemessung in Form einfacher Bestimmungsgleichungen nicht geeignet ist, wird auf diesen Ansatz nicht weiter eingegangen. Festgestellt werden soll hier nur, daß Kaiser bei seinen Verbundversuchen mit CFK-Lamellen ein Reibungsplateau erkennt. Das bedeutet, daß auch hier, allerdings nur für sehr große Verbundlängen, eine Verankerung der Zugbruchkraft der Lamelle an einem Einzelriß möglich ist.

### 2.3 Der Ansatz von Pichler

Mit dem von Pichler in seiner Dissertation [24] vorgestellten Ansatz wird erstmals berücksichtigt, daß die durch den Klebeverbund Lasche-Beton aufnehmbare Bruchenergie unabhängig von der Verbundlänge ist. Im Gegensatz zu den Ansätzen von Ranisch und Kaiser schlägt Pichler allerdings vor, nur den ansteigenden Ast des Verbundgrundgesetzes anzusetzen und mögliche Traglastreserven im plastisch entfestigten Bereich als „stille Reserven“ rechnerisch nicht zu berücksichtigen. Seine Untersuchungen beschränken sich folglich nur auf den elastischen Teil des Verbundgrundgesetzes. In diesem Bereich kann nach Pichler das Verbundverhalten gut durch

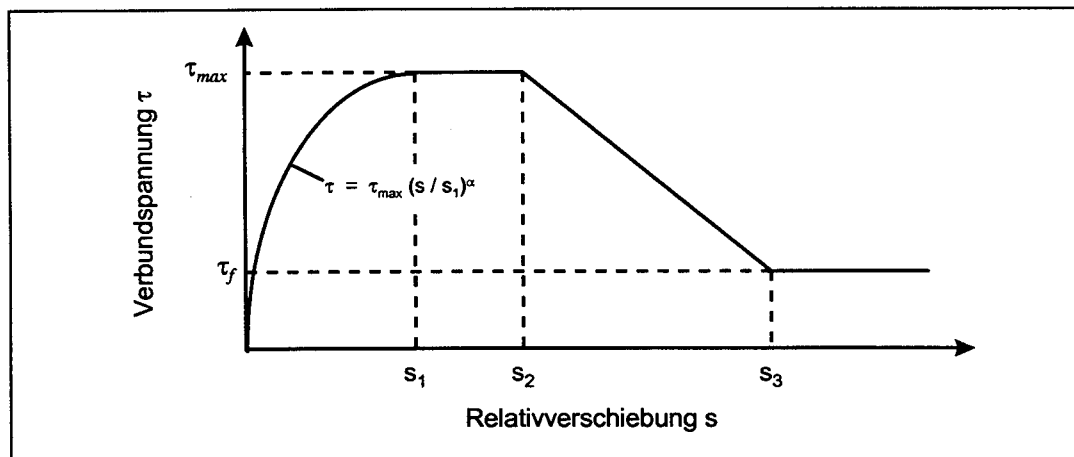
den ersten Ast des Verbund-Schlupf-Gesetzes beschrieben werden, das im Model Code 90 [3] für gerippte Betonstähle vorgeschlagen wird (vgl. Bild 2.5).

$$\frac{\tau(x)}{\tau_{max}} = \left( \frac{s(x)}{s_1} \right)^\alpha \quad (2.3)$$

Nach einer Regressionsanalyse, in die die Ergebnisse aus zehn Verbundversuchen eingehen, legt Pichler die Form dieses Verbund-Schlupf-Gesetzes wie folgt fest:

$$\frac{\tau_{max}}{s_1^\alpha} = 60 \quad (2.4)$$

mit:  $\alpha = 0.6$



**Bild 2.5:** Verbundgrundgesetz für gerippte Betonstähle nach Model Code 90

In seiner Dissertation gibt Pichler im Jahr 1993 die größte aufnehmbare Verbundspannung  $\tau_{max}$  für die Betonfestigkeitsklasse C 16/20 und höherfeste Betone unabhängig von der Betondruckfestigkeit mit dem Wert  $9.6 \text{ N/mm}^2$  an. Lediglich für die Betonfestigkeitsklasse C 12/15 ist mit  $8.2 \text{ N/mm}^2$  ein geringerer Wert für  $\tau_{max}$  zu wählen. Bereits im September 1994 wird davon abweichend in einem Entwurf für einen Zulassungsbescheid (vgl. [34]) eine neue Gleichung für die Bestimmung von  $\tau_{max}$  angegeben, die die Abhängigkeit dieser maximalen Verbundspannung von der Oberflächenzugfestigkeit beschreibt.

$$\tau_{max} = 5.7 + 1.77 \cdot \beta_{OZ} \quad (2.5)$$

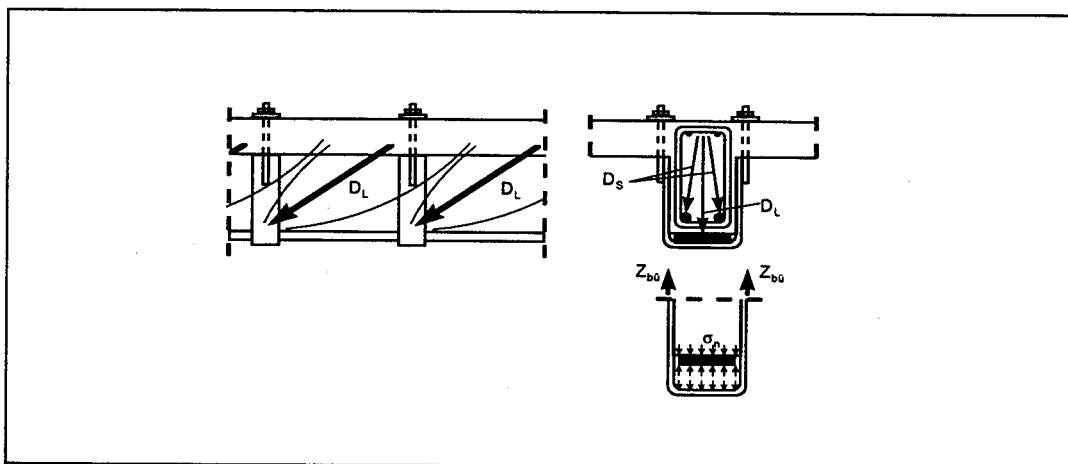
Durch Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für den Ansatz (2.3) kann die Bestimmungsgleichung für die maximale Verbundkraft  $Z_{max}$  bei Erreichen der maximalen Verbundspannung  $\tau_{max}$  festgelegt werden. Für einen Elastizitätsmodul des Laschenstahls von  $200\,000 \text{ N/mm}^2$  kann  $Z_{max}$  mit (2.6) bestimmt werden.

$$Z_{max} = 16.5 \cdot b_L \cdot \sqrt{t_L} \cdot \sqrt[3]{\tau_{max}} \quad (2.6)$$

Da ein Endverankerungsnachweis für den Grenzzustand der Tragfähigkeit formuliert werden soll, ist der Ansatz von Pichler aufgrund der Vernachlässigung des plastisch entfestigten Teils des Verbundgesetzes nicht geeignet. In diesem Verbundbereich können nach dem Überschreiten der maximalen Verbundspannung beachtliche Verbundenergien aktiviert werden, die für den Nachweis einer ausreichenden Tragfähigkeit des Endverankerungsbereiches angesetzt werden dürfen. Da der Grenzzustand der Tragfähigkeit ein einmaliges, außergewöhnliches Ereignis darstellt, können die im plastischen Verbundbereich auftretenden Entfestigungen in Form von irreversiblen Schädigungen der Klebefuge hingenommen werden. Aufgrund des steifen Verbundverhaltens ist in vielen Fällen für einen Zugkraftaufbau in der einbetonierten Bewehrung infolge von Verträglichkeitsbedingungen ohnehin eine vollständige Entkoppelung der Klebearmierung an den Ufern der Biegerisse notwendig.

#### 2.4 Der Ansatz von Holzenkämpfer

Der von Holzenkämpfer in seiner Dissertation [12] formulierte Ansatz (Gleichung (1.1)) wurde im Richtlinienentwurf vom März 1996 [7] um den Faktor  $k_{bü}$  erweitert, der einen günstig wirkenden, selbstinduzierten Anpreßdruck berücksichtigen soll, wie er bei klebarmierten Stahlbetonbalken auftritt, deren Schubtragfähigkeit durch geklebte Schubbügel erhöht wurde. Dieser Faktor wurde allerdings aus der Entwurfsfassung der Richtlinie vom Juni 1997 [8] wieder herausgenommen. Durch die Vertikalkomponente der schrägen Betondruckstreben wird in den Bügelquerschnitten ein Anpreßdruck auf die Stahllaschen ausgeübt, der nach Pichler [24] zu einer Erhöhung der Verbundtragfähigkeit führt. Außerdem wurde der konstante Faktor in der Bestimmungsgleichung gegenüber der Gleichung (1.1) von 0.33 auf 0.35 erhöht, wodurch etwa 6 % höhere Verbundbruchkräfte ermittelt werden.



**Bild 2.6:** Selbstinduzierter Anpreßdruck bei schubverstärkten, klebarmierten Stahlbetonbalken

Der modifizierte Ansatz lautet:

$$T_{k,max} = 0.35 \cdot b_L \cdot k_b \cdot k_c \cdot k_{bü} \cdot \sqrt{f_{cm} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (2.7)$$

mit:  $k_{bü} = 1$  bei Vollplatten (2.8)

$k_{bü} = 1 + \frac{175 \cdot \tau_{OV}}{f_{cm}} \cdot \frac{\eta_B - 1}{\eta_B}$  bei Balken

$\tau_{OV} = \frac{Q_V}{\eta_B \cdot b \cdot z_m} + \frac{Q_V}{b_L \cdot z_m} \cdot \frac{\eta_B - 1}{\eta_B}$  (2.9)

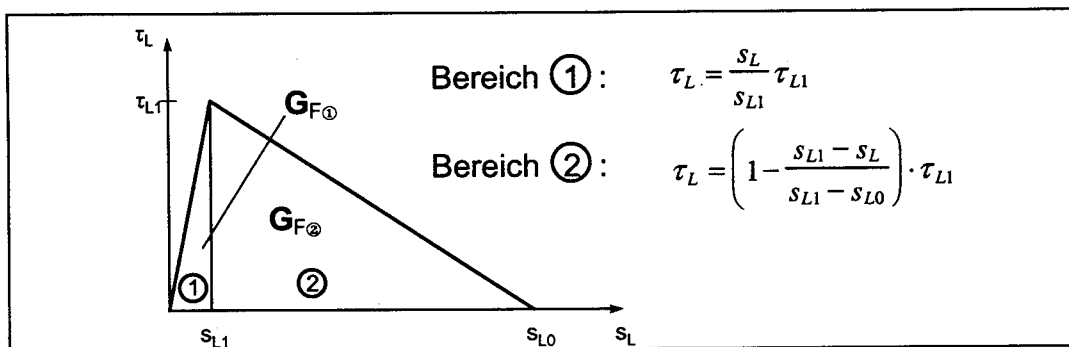
$Q_V$  gesamte Querkraft die im Gebrauchszustand auf das verstärkte Bauteil wirkt  
 $z_m$  mittlerer Hebelarm der inneren Kräfte,  $z_m \approx 0.85 \cdot d_m$

$\eta_B$  Biegeverstärkungsgrad,  $\eta_B = \frac{M_{uV}}{M_{u0}}$

$M_{uV}$  rechnerisches Biegebruchmoment des verstärkten Bauteils

$M_{u0}$  rechnerisches Biegebruchmoment des unverstärkten Bauteils

Holzenkämpfer geht bei der Herleitung der Bestimmungsgleichung für die Verbundbruchkraft von einem bilinearen Verbundansatz gemäß Bild 2.7 aus. Kuntz [17] hatte in einer Diplomarbeit gezeigt, daß das Verbundverhalten aufgeklebter Stahllaschen durch einen derartigen Ansatz hervorragend beschrieben werden kann. Auch die beobachteten Bruchmechanismen sind mit dieser Form des Verbundgesetzes gut erklärbar.



**Bild 2.7:** Bilinearer Verbundansatz

Für den bilinearen Ansatz kann die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes nur bereichsweise gelöst werden. Für den linear elastischen Teil ergibt sich ein Ansatz mit hyperbolischen Funktionen, für den plastisch entfestigten Bereich wird eine Lösung mit trigonometrischen Funktionen gefunden. Für die Bestimmung der Verbundbruchkraft in Abhängigkeit von der Verbundlänge  $l_v$  muß die Länge des elastischen Verbundbereiches  $a_1$  ermittelt werden. Dazu müssen die Lösungen für den elastischen und den plastischen Bereich des Verbundgesetzes gleichgesetzt werden. Wegen des gemeinsamen Auftretens der trigonometrischen und hyperbolischen Funktionen in dieser Bestimmungsgleichung kann  $a_1$  allerdings nicht explizit, sondern nur iterativ bestimmt werden (vgl. Abs. 5.2). Holzenkämpfer ersetzte deshalb für sein Rechenmodell den bilinearen Ansatz durch ein lineares Verbundgesetz. Er begründet dieses Vorgehen mit den geringen Abweichungen die sich bei gleich großer, vom Klebeverbund aufnehmbarer Verbundbruchenergie  $G_F$  zwischen den beiden Ansätzen ergeben. In einem konkreten Beispiel weichen die für eine bestimmte Verbundlänge jeweils ermittelten Verbundbruchkräfte um maximal 6 % voneinander ab.



Die Verbundbruchkraft  $F_{max}$  kann für einen linearen Verbundansatz mit dem Rechenmodell in Abhängigkeit von der Verbundbruchenergie  $G_F$ , der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  und der Verbundlänge  $l_V$  mit der folgenden Gleichung bestimmt werden.

$$F_{max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L \cdot k_\mu} \cdot \tanh \sqrt{\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_V^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L \cdot k_\mu}} \quad (2.10)$$

Mit dem Faktor  $k_\mu$  soll der Einfluß der Versuchsart auf die Verbundbruchkraft erfaßt werden. Bei Verbundversuchen an Zug-Zug-Doppellaschenkörpern wirken Zugspannungen auf den Betonquerschnitt. Bei Zug-Druck-Doppellaschenkörpern ist der Betonquerschnitt durch Druckschichten beansprucht. Der Faktor  $k_\mu$  nimmt nach Holzenkämpfer folgende Werte an:

$$\text{für Zug-Zug-Doppellaschenkörper:} \quad k_\mu = 1 + n_L \cdot \mu_L \quad (2.11)$$

$$\text{für Zug-Druck-Doppellaschenkörper:} \quad k_\mu = \frac{1}{1 + n_L \cdot \mu_L} \quad (2.12)$$

$$\text{mit:} \quad n_L = \frac{E_L}{E_C} \quad (2.13)$$

$$\mu_L = \frac{A_L}{A_C} \quad (2.14)$$

Die Verbundbruchenergie  $G_F$  und die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$  in Gleichung (2.10) sind nicht bekannt und können am Bauteil bzw. am Versuchskörper nicht ermittelt werden. Es muß also eine Beziehung zwischen diesen Größen und den am Bauteil bzw. Versuchskörper ermittelbaren Kennwerten hergeleitet werden. Holzenkämpfer nimmt an, daß die Verbundbruchenergie  $G_F$  nicht identisch mit der Bruchenergie für zentrisch beanspruchten Beton ist, wie sie beispielsweise nach MC 90 [3] mit (2.15) bestimmt werden kann.

$$G_F = G_{Fo} \cdot \frac{\beta_C}{\beta_{Co}} \quad (2.15)$$

$$\text{mit:} \quad G_{Fo} = 0.025 \text{ N/mm} \quad \text{für } d_{max} = 8 \text{ mm}$$

$$G_{Fo} = 0.030 \text{ N/mm} \quad \text{für } d_{max} = 16 \text{ mm}$$

$$G_{Fo} = 0.058 \text{ N/mm} \quad \text{für } d_{max} = 32 \text{ mm}$$

$d_{max}$  Größtkorndurchmesser

$\beta_C$  mittlere Zylinderdruckfestigkeit

$$\beta_{Co} = 10 \text{ N/mm}^2$$

Für die vom Klebeverbund aufnehmbare Bruchenergie unterstellt Holzenkämpfer, daß ein linearer Zusammenhang zwischen  $G_F$  und  $\beta_{OZ}$ , der Oberflächenzugfestigkeit nach DIN 1048 besteht.

$$G_F = c_F \cdot \beta_{OZ} \quad (2.16)$$

mit:  $c_F = const.$

Auch die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$  hängt nach Holzenkämpfer näherungsweise linear von der Betonzugfestigkeit  $f_{ct}$  ab, die er mit der Oberflächenzugfestigkeit  $\beta_{OZ}$  gleichsetzt.

$$\tau_{LI} \approx 1.8 \cdot f_{ct} = 1.8 \cdot \beta_{OZ} \quad (2.17)$$

In seinen eigenen neun Verbundversuchen hatte Holzenkämpfer einen deutlichen Einfluß der Lage der Klebefläche in bezug auf die Betonierichtung auf die Verbundtragfähigkeit festgestellt. Trotz annähernd gleicher Oberflächenzugfestigkeit wiesen die Schalseiten eine etwa 15 bis 20 % höhere Verbundtragfähigkeit auf, als die Seiten, die während des Betonierens oben lagen. Aus dieser Beobachtung heraus wird deshalb in die Bestimmungsgleichungen ein Faktor  $k_c$  eingeführt, wobei „willkürlich“ angenommen wird, daß die maximale Verbundbruchkraft  $F_{max}$  und die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$  linear von dieser Einflußgröße bzw. ihrem Quadrat abhängen. Außerdem wird in die Bestimmungsgleichungen der Faktor  $k_b$  aufgenommen, durch den einerseits dem Umstand Rechnung getragen werden soll, daß mit steigender Probengröße die Festigkeit von Werkstoffen abnimmt. Zum anderen wird berücksichtigt, daß durch die Kraftausstrahlung auch an die Klebefläche seitlich angrenzende Bauteilbereiche mitwirken. Auch für diesen Faktor wird ohne weitere Untersuchungen eine lineare Abhängigkeit der maximalen Verbundbruchkraft  $F_{max}$  und der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  angenommen. Bei Berücksichtigung dieser zusätzlichen Einflußgrößen können Verbundbruchenergie und maximale Verbundspannung wie folgt ermittelt werden:

$$G_F = k_b^2 \cdot k_c^2 \cdot c_F \cdot \beta_{OZ} \quad (2.18)$$

$$\tau_{LI} = 1.8 \cdot k_b \cdot k_c \cdot \beta_{OZ} \quad (2.19)$$

Der Geometriefaktor  $k_b$  ist nach Gleichung (1.2) zu bestimmen. Nach Richtlinienentwurf ist der Faktor  $k_c$  zur Erfassung der Lage der zu beklebenden Oberfläche beim Betonieren im Gegensatz zu Abs. 1 wie folgt festzulegen.

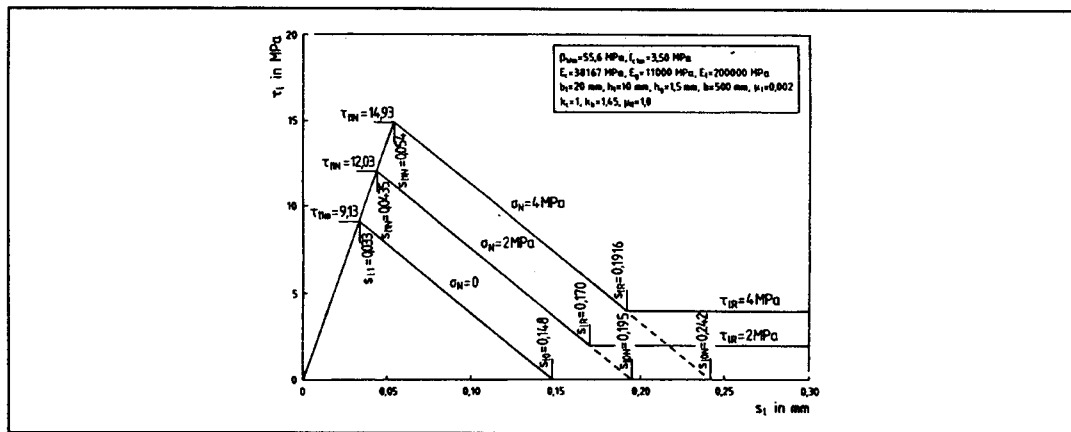
$$\begin{array}{ll} k_c = 1 & \text{bei Klebung auf Schalseite} \\ k_c = 0.85 & \text{bei Klebung auf Betonierseite} \end{array}$$

Die Herleitung der Bestimmungsgleichungen bzw. zugrunde liegende Regressionsrechnungen für die Werte  $k_b$  und  $k_c$  werden in [12] nicht dargestellt.

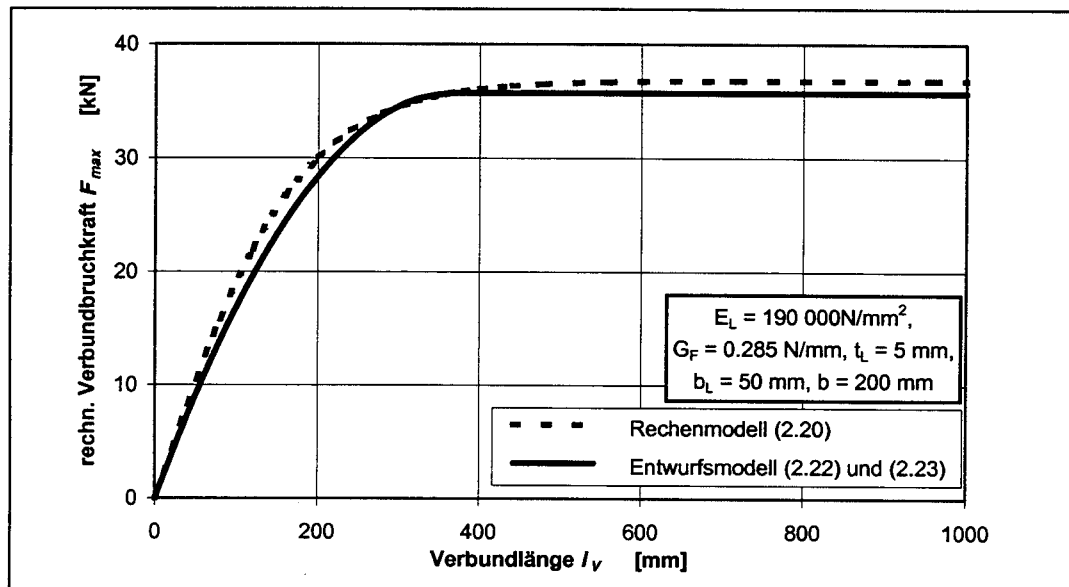
Die Kalibrierung des Rechenmodells erfolgte anhand von 73 Verbundversuchen an Doppellschenkörpern, die überwiegend der Literatur entnommen wurden. Dabei fand die folgende Bestimmungsgleichung für die rechnerische Verbundbruchkraft Verwendung:

$$F_{max} = b_L \cdot k_b \cdot k_c \cdot \sqrt{2 \cdot c_F \cdot \beta_{OZ} \cdot E_L \cdot t_L \cdot k_\mu} \cdot \tanh \sqrt{\frac{1.62 \cdot \beta_{OZ} \cdot l_V^2}{c_F \cdot E_L \cdot t_L \cdot k_\mu}} \quad (2.20)$$

Der oben erwähnte Faktor  $k_{bi}$  spielt bei der Auswertung der betrachteten Verbundversuche keine Rolle, da kein zusätzlicher Anpreßdruck aufgebracht wurde. Die Anpassung des Modelles an die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen erfolgte durch eine Regressionsrechnung, in welcher der Faktor  $c_F$  ermittelt wurde. Mit dem Modell, dem ein linearer Verbundansatz zugrundeliegt, kann mit bekanntem  $c_F$  die Verbundbruchenergie und somit die Verbundbruchkraft in Abhängigkeit von der Laschen- und Bauteilgeometrie, der Betonierlage, der Oberflächenzugfestigkeit und der Verbundlänge bestimmt werden. Das so kalibrierte Modell weitet Holzenkämfer anschließend unter Verwendung der Ergebnisse von Pichler auf den Fall einer zusätzlich wirkenden Normalspannung aus. Dabei wirkt sich nach seinen Annahmen die zusätzlich wirkende Normalspannung  $\sigma_N$  wie in Bild 2.8 dargestellt auf das Verbundverhalten der aufgeklebten Stahllaschen aus.



**Bild 2.8:** Auswirkung eines zusätzlich wirkenden Querdruckes normal zur Klebefuge auf das Verbundverhalten nach Holzenkämfer (entnommen aus [12])



**Bild 2.9:** Rechnerische Verbundbruchkraft nach Rechen- bzw. Entwurfsmodell

Bei dem von Holzenkämpfer gewählten linearen Verbundansatz wird die maximale Verbundbruchkraft jedoch erst für eine unendlich große Verbundlänge erreicht. Der Zuwachs an aufnehmbarer Zugkraft nimmt jedoch mit zunehmender Verbundlänge kontinuierlich ab. Holzenkämpfer schlägt deshalb vor, die Verbundbruchkraft für die Bemessung auf 97 % des theoretischen Maximalwertes bei unendlich großer Verbundlänge zu begrenzen. Dieser Verbundbruchkraft kann eine bestimmte Verbundlänge  $l_i$  zugeordnet werden (2.21). Abschließend ersetzt Holzenkämpfer für sein Entwurfsmodell Gleichung (2.20) im Bereich  $0 \leq l_v \leq l_i$  durch eine quadratische Parabel (2.22) und im Bereich  $l_i < l_v$  durch eine Gerade (2.23). Für die Anwendung des kalibrierten Modelles schlägt Holzenkämpfer vor, den in (2.20) enthaltenen Faktor  $k_\mu$  zu vernachlässigen, da  $1 + n_L \cdot \mu_L \approx 1$ .

$$l_i = \operatorname{artanh} 0.97 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}{\tau_{LI}^2}} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}{\tau_{LI}^2}} \quad (2.21)$$

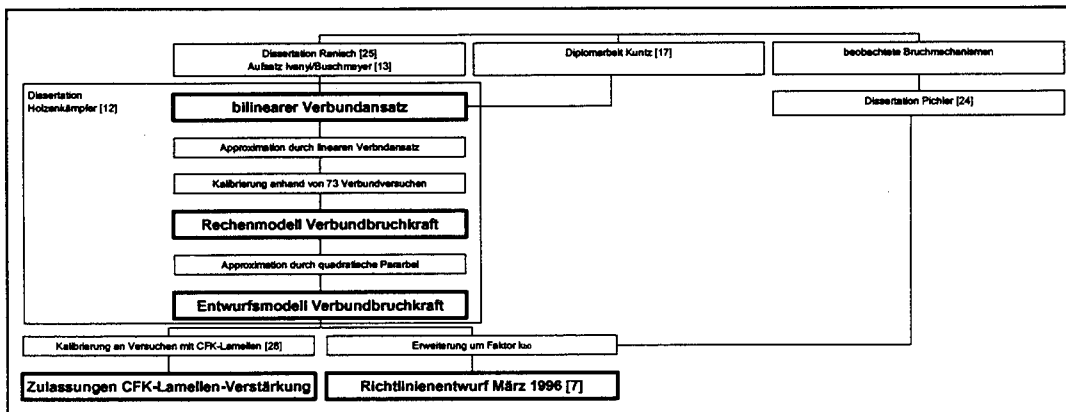
für  $0 \leq l_v \leq l_i$ :

$$F_{max} = 0.97 \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \cdot \left( 2 \cdot \frac{l_v}{l_i} - \frac{l_v^2}{l_i^2} \right) \quad (2.22)$$

für  $l_i < l_v$ :

$$F_{max} = 0.97 \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (2.23)$$

Der Weg ausgehend von den Grundlagen, die von Ranisch [25], Ivanyi und Buschmeyer [13], Kuntz [17] sowie Pichler [24] gelegt wurden, bis zum Entwurfsmodell Holzenkämpfers ist in Bild 2.10 übersichtlich dargestellt. Das Entwurfsmodell wurde in modifizierter Form als Bestimmungsgleichung für die Verbundbruchkraft aufgeklebter Stahlflaschen in den Richtlinienentwurf [7] aufgenommen. Im Richtlinienentwurf vom Juni 1997 [8] wurde der in die Bestimmungsgleichung für die Verbundbruchkraft aufgenommene Faktor  $k_{bu}$  wieder gestrichen.



**Bild 2.10:** Vorgehen Holzenkämpfers bei der Herleitung des Entwurfsmodells zur Ermittlung der Verbundbruchkraft

Im nächsten Abschnitt sollen die in den Richtlinienentwurf für den Endverankerungsnachweis eingegangenen Gleichungen des Richtlinienansatzes kritisch untersucht werden.

### 3 Diskussion des Richtlinienansatzes

#### 3.1 Anmerkungen zum Faktor $k_b$

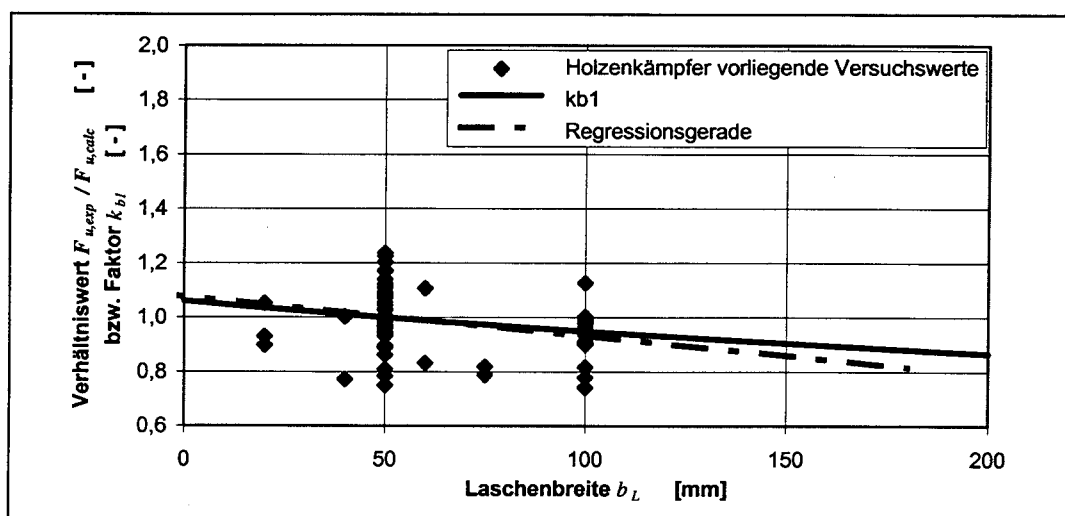
Durch den eingeführten Faktor  $k_b$ , soll einerseits berücksichtigt werden, daß mit steigender Probenlänge die Festigkeit von Werkstoffen abnimmt. Zum anderen soll erfaßt werden, daß es zu einer Erhöhung der Verbundtrahfähigkeit, durch die Mitwirkung von seitlich an die Klebefläche angrenzenden Bauteilbereichen kommt. Der Faktor  $k_b$  setzt sich multiplikativ aus den Beiwerten  $k_{b1}$  und  $k_{b2}$  zusammen, die diese Effekte berücksichtigen.

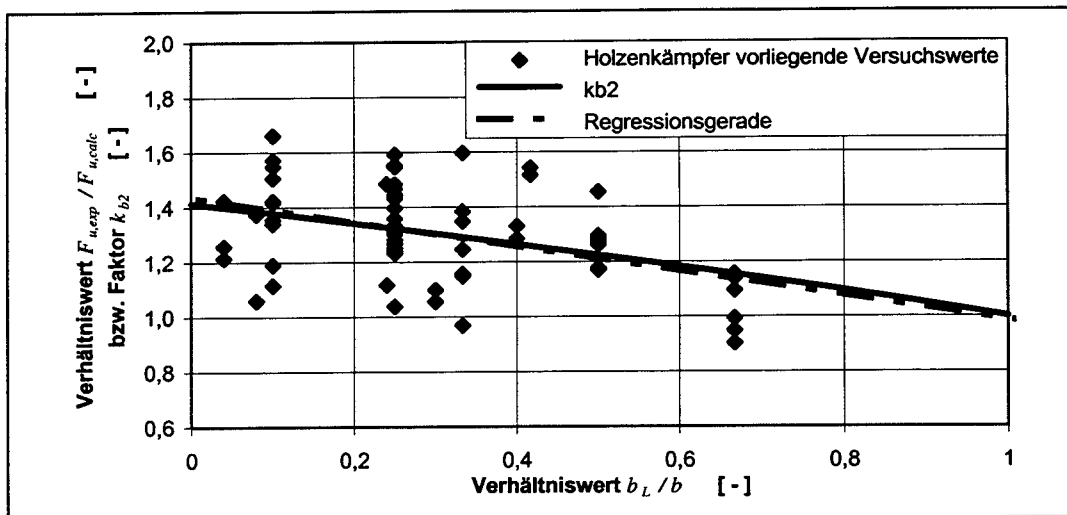
$$k_{b1} = \sqrt{\frac{1.125}{1 + \frac{b_L}{400}}} \quad (3.1)$$

$$k_{b2} = \sqrt{2 - \frac{b_L}{b}} \quad (3.2)$$

Im Richtlinienentwurf wurde die Ergänzung vorgenommen, daß für die Ermittlung der charakteristischen Verbundbruchkraft der Faktor  $k_b$  mit mindestens 1.0 angesetzt werden darf, so daß die Einflüsse der Laschen- und Bauteilgeometrie nur berücksichtigt werden, wenn sie zu einer Erhöhung der Verbundtragfähigkeit führen.

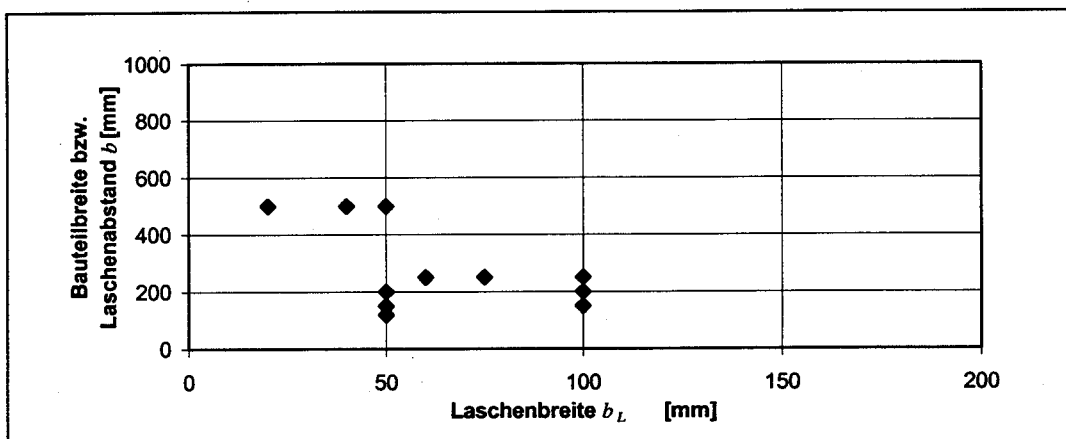
Eingangsgrößen für die Ermittlung des Faktors  $k_b$  sind also die Laschenbreite  $b_L$  sowie das Verhältnis von Laschenbreite zu Bauteilbreite bzw. Laschenabstand  $b_L/b$ . Wie bereits im Abs. 2.4 ausgeführt, ist die Herleitung der Bestimmungsgleichung (1.2) für  $k_b$  nicht näher beschrieben. Holzenkämpfer deutet nur eine durchgeführte Regressionrechnung hinsichtlich des Einflusses des Größeneffektes (3.1) an. Es soll deshalb zunächst überprüft werden, ob durch die Gleichungen (3.1) und (3.2) die bei der Modellkalibrierung betrachteten Versuche erfaßt werden können.





**Bild 3.2:** Untersuchung der Eignung des Beiwertes  $k_{b2}$  zur Beschreibung des Einflusses des Verhältnisses  $b_L/b$  auf die Verbundbruchkraft anhand der Holzenkämpfer vorliegenden Stahlaschenversuche

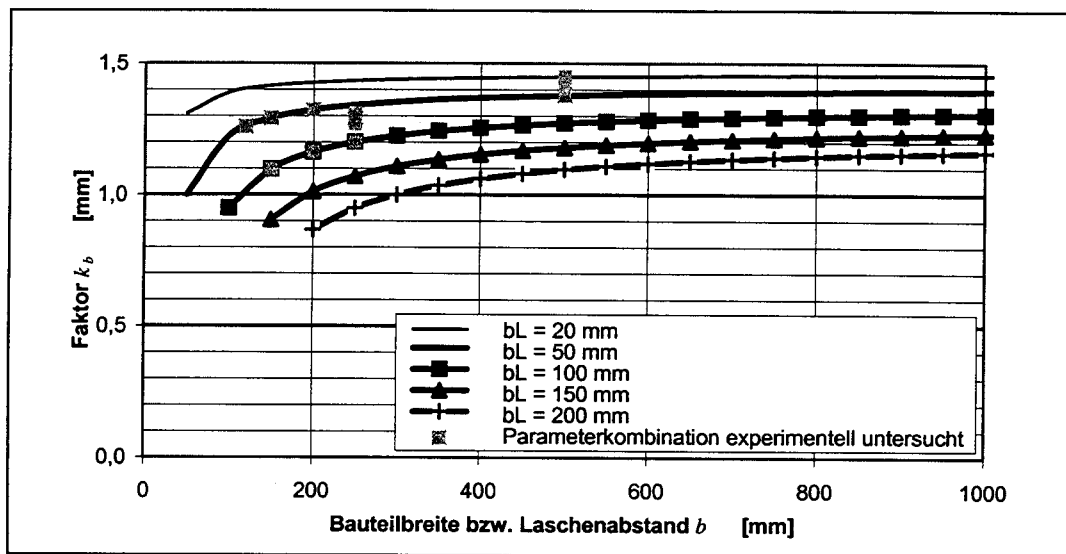
In den Bildern 3.1 und 3.2 ist das Verhältnis von rechnerischer zu experimenteller Verbundbruchkraft  $F_{u,exp}/F_{u,calc}$  über die Eingangsparameter für die Bestimmung von  $k_{b1}$  bzw.  $k_{b2}$  aufgetragen. Die Bestimmung der rechnerischen Verbundbruchkraft erfolgte dabei unter Verwendung von Gleichung (2.20). Der jeweils betrachtete Beiwert wurde gleich 1.0 gesetzt. Im Anwendungsbereich der Klebarmierung laut Richtlinienentwurf [8] verlaufen die Funktionen  $k_{b1}$  und  $k_{b2}$  näherungsweise linear. Die Faktoren müssen deshalb bei korrekter Erfassung des jeweiligen Einflusses mit der Regressionsgeraden durch alle Verhältnisse  $F_{u,exp}/F_{u,calc}$  zusammenfallen. Die Bilder 3.1 und 3.2 zeigen, daß die jeweiligen Einflüsse gut erfaßt werden.



**Bild 3.3:** Lage der Holzenkämpfer vorliegenden Verbundversuche im Anwendungsbereich für das Stahlaschenverfahren

Die Holzenkämpfer vorliegenden Verbundversuche decken nur einen sehr geringen Teil des im Richtlinienentwurf [8] zulässigen Anwendungsbereiches für Stahlaschenverstärkungen ab, wie Bild 3.3 zeigt. Der Maximalwert der jeweiligen Achsenskalierung gibt die Grenzwerte der Abmessungsbereiche an, in welchen die Klebebewehrung angewendet werden darf. Aus Bild 3.4 wird ersichtlich, daß auch im Falle einer korrekten Erfassung der Effekte aus Laschen- und Bauteilbreite durch die angegebenen Beiwerte nur ein geringer Teil des Verlaufes der Funktionen  $k_{b1}$

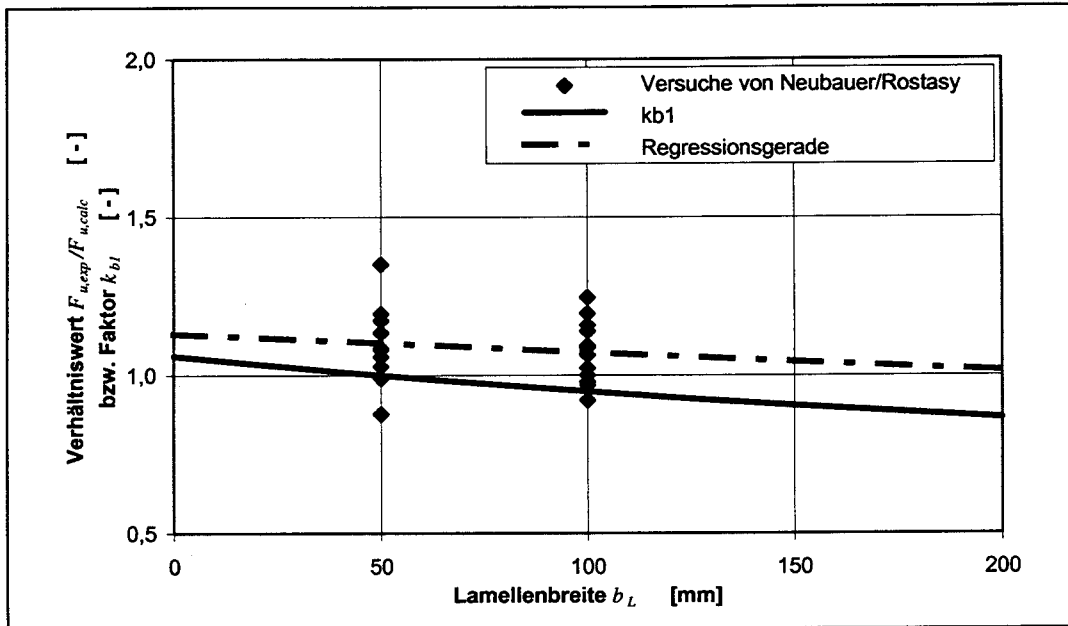
und  $k_{b2}$  experimentell abgesichert wäre. Um eine realistische Einschätzung des Einflusses der Querschnittsverhältnisse für den gesamten zulässigen Anwendungsbereich geben zu können, sind die betrachteten 73 Verbundversuche somit nur bedingt geeignet.



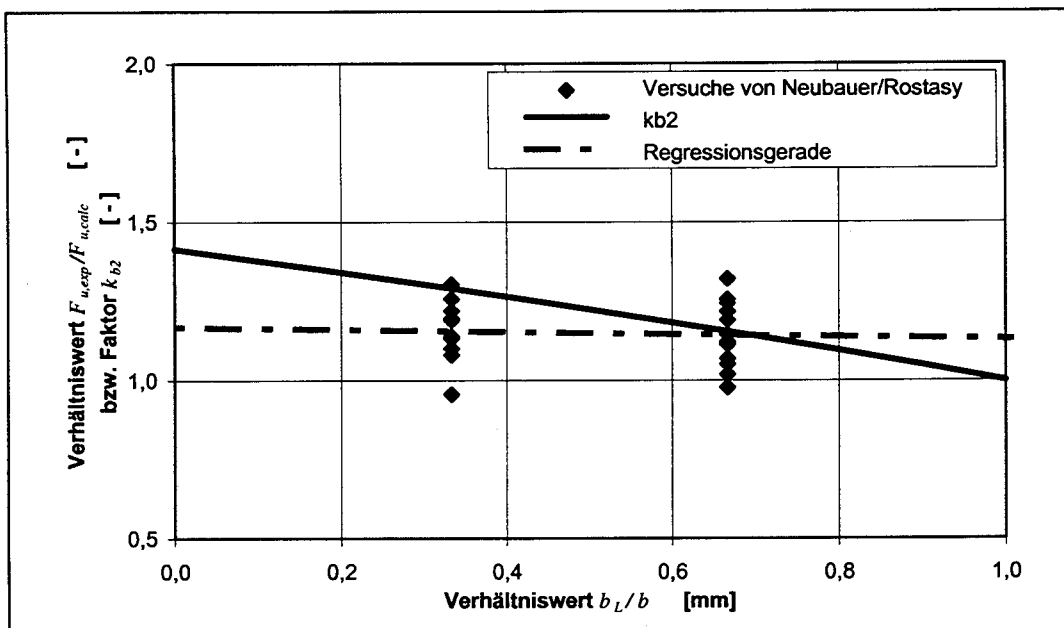
**Bild 3.4:** Experimentelle Bestätigung des Faktors  $k_b$

Wie in den folgenden Abschnitten gezeigt wird, muß bei einer Wertung ferner berücksichtigt werden, daß für wesentliche Einflußgrößen Annahmen getroffen wurden. Sind diese Annahmen nicht zutreffend, so können die Transformationsfunktionen  $k_{b1}$  und  $k_{b2}$  nicht korrekt festgelegt werden, da sie auch andere, durch das Modell nicht korrekt erfaßte Einflüsse enthalten. So muß beispielsweise bedacht werden, daß eine wesentliche Eingangsgröße für die Modellkalibrierung, nämlich die Oberflächenzugfestigkeit, bei vielen Versuchen nicht am Bauteil ermittelt, sondern rechnerisch aus der an Vergleichskörpern bestimmten Würfeldruckfestigkeit abgeleitet wurde.

Es sollen deshalb die Faktoren  $k_{b1}$  und  $k_{b2}$  auch anhand der von Neubauer und Rostasy durchgeführten Verbundversuche mit aufgeklebten CFK-Lamellen des Typs SIKACARBODUR überprüft werden, bei welchen alle Einflußgrößen durch Messungen am Bauteil erfaßt wurden, so daß keine Verfälschungen durch unkorrekte Annahmen befürchtet werden müssen. Es werden nur Versuche einer Betongüte und einer Lamellendicke berücksichtigt, um Verzerrungen im Falle einer unkorrekten Erfassung dieser Einflußgrößen durch das Modell auszuschließen. Auch für diese Versuche wurde der Verhältniswert von experimenteller zu rechnerischer Verbundbruchkraft für  $k_{b1} = 1$  bzw.  $k_{b2} = 1$  ermittelt und über der Laschenbreite  $b_L$  bzw. dem Wert  $b_L / b$  aufgetragen. Die folgenden Bilder zeigen deutlich, daß die Faktoren  $k_{b1}$  und  $k_{b2}$  durch Verbundversuche mit CFK-Lamellen nicht bestätigt werden können. Werden nur die in Bild 3.6 dargestellten Versuche betrachtet, so ist im Bereich baupraktischer Abmessungen von einer Überschätzung der aufnehmbaren Verbundbruchkraft um bis zu 20 % auszugehen.



**Bild 3.5:** Untersuchung der Eignung des Beiwertes  $k_{b1}$  zur Beschreibung des Einflusses der Lamellenbreite  $b_L$  auf die Verbundbruchkraft anhand der Verbundversuche mit CFK-Lamellen von Neubauer/Rostasy [20]



**Bild 3.6:** Untersuchung der Eignung des Beiwertes  $k_{b2}$  zur Beschreibung des Einflusses des Verhältniswertes  $b_L/b$  auf die Verbundbruchkraft anhand der Verbundversuche mit CFK-Lamellen von Neubauer/Rostasy [20]



#### 3.2 Anmerkungen zum Faktor $k_c$

Da Holzenkämpfer für die Kalibrierung seines Modelles in [12] von der mittleren, rechnerischen, zentrischen Betonzugfestigkeit ausgeht, ist für die Berücksichtigung der Lage der Klebelasche hinsichtlich der Betonierrichtung ein Faktor erforderlich, der die schlechteren Verbundwirkung der Betonieroberseite berücksichtigt. Dieser Abminderungsfaktor  $k_c$  wurde von Holzenkämpfer mit 0.866 angesetzt.

Die in [12] festgestellte höhere Verbundtragfähigkeit der Schalseite bei nicht signifikantem Unterschied der tatsächlich vorliegenden Oberflächenzugfestigkeit kann allerdings nicht nachvollzogen werden. Die zitierten Versuche wurden von Kuntz durchgeführt und sind in [17] dokumentiert. Je Verbundversuch wurde nur ein Wert für die Oberflächenzugfestigkeit pro Verbundfläche ermittelt. Aufgrund der großen Streuungen, die bei der Oberflächenzugfestigkeit auftreten, sind diese Werte deshalb nicht repräsentativ hinsichtlich der mittleren Oberflächenzugfestigkeit einer Verbundfläche. Die Aussage, daß Betonier- und Schalseite die gleiche mittlere Oberflächenzugfestigkeit aufweisen, kann mit dem vorliegenden, geringen Stichprobenumfang also nicht bestätigt werden.

Wie aus der Zusammenstellung der Verbundversuche in [17] ferner ersehen werden kann, bewegen sich die Abweichungen der Verbundbruchkräfte, die an ein und demselben Versuchskörper bei gleicher Anordnung der Klebelaschen in Bezug auf die Betonierrichtung und identischen Werten für die Oberflächenzugfestigkeit gemessen wurden, in der Größenordnung der Abweichung der Mittelwerte der Verbundbruchkräfte für die Betonier- und Schalseite. Bei gleich großen Oberflächenzugfestigkeiten an Schal- und Betonierseite könnte mit den wenigen, vorliegenden Versuchsergebnissen keine allgemeine Aussage getroffen werden, da die Größe der auftretenden Streuungen nicht quantifiziert werden kann.

Bei dem hier vorgestellten Forschungsvorhaben wurde festgestellt (vgl. Abs. 4.3.1), daß deutliche Unterschiede der Betonfestigkeiten an den einzelnen Seitenflächen eines Betonkörpers in Abhängigkeit von der Lage beim Betonieren auftreten. Es kann deshalb auch für die in [17] dokumentierten Versuche angenommen werden, daß sich, bei einem genügend großen Stichprobenumfang, die Höhe der Verbundbruchenergie auch in den jeweils an Schal- und Betonierseite festgestellten Mittelwerten der Oberflächenzugfestigkeit widerspiegeln würden. Die von Holzenkämpfer für seine Versuchsauswertung vorgenommene Abminderung der Oberflächenzugfestigkeit an der Betonierseite ist deshalb tendenziell richtig. Für die Bestimmungsgleichung der Verbundbruchkraft im Richtlinienentwurf [8] ist eine zusätzliche Abminderung der an der Betonierseite ermittelten Oberflächenzugfestigkeit bei korrekter Bestimmung nach DIN 1048 nicht notwendig. Ein Faktor  $k_c$ , gleich welcher Größe wäre nur erforderlich, wenn auf eine Seitenfläche geklebt werden soll, die Oberflächenzugfestigkeit aber einer anderen Seitenfläche in bezug auf die Betonierrichtung ermittelt wurde.

Da Holzenkämpfer von der rechnerischen, zentrischen Zugfestigkeit ausgeht, die er nach Heilmann [11] aus der Würfeldruckfestigkeit bestimmt, muß er diesen Mittelwert bei seiner Kalibrierung für die beim Betonieren oben liegende Seite abmindern, wohingegen für die beim Betonieren unten liegende Schalseite ein erhöhender Faktor größer 1 einzuführen wäre. Die Größe des Abminderungsfaktors für die beim Betonieren oben liegende Seitenfläche wird in [12] mit 0.75 abgegeben. Die Grundlagen dieser Abschätzung sind nicht bekannt und können nicht überprüft werden, da keine näheren Erläuterungen gegeben werden. Auch der einschlägigen Literatur z.B. [2], [16], [31] können keine Angaben über die Abweichungen der Mittelwerte der Oberflächenzugfestigkeiten in Bezug auf die Betonierlage entnommen werden. Im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens wurde deshalb erstmals ein vergleichsweise großer Aufwand hinsichtlich der Ermittlung der Oberflächenzugfestigkeiten an den Prüfkörpern betrieben.

3.3 Anmerkungen zum Faktor  $k_\mu$

Durch den Faktor  $k_\mu$  soll der Einfluß der Versuchskörperform erfaßt werden. Holzenkämpfer geht bei seinen Überlegungen davon aus, daß bei Zug-Zug- bzw. Zug-Druck-Doppelaschenkörpern unterschiedliche Verformungen des Betonquerschnittes auftreten, die bei der Ermittlung der Relativverschiebung zwischen Lasche und Beton berücksichtigt werden müssen. Unter Einbeziehung des Faktors  $k_\mu$  kann die rechnerische Verbundbruchkraft nach [12] mit den Gleichungen (2.10) bis (2.14) bestimmt werden. Holzenkämpfers mathematische Umformungen enthalten eine Vereinfachung für den Zug-Zug-Doppelaschenkörper. Bei exakter Herleitung müssen die Bestimmungsgleichungen wie folgt lauten:

für den Zug-Zug-Doppelaschenkörper:

$$F_{max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L \cdot (1 + n_L \mu_L)} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_V^2 \cdot (1 + n_L \mu_L)}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}\right)}{\cosh\left(\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_V^2 \cdot (1 + n_L \mu_L)}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}\right) + n_L \mu_L} \quad (3.3)$$

für den Zug-Druck-Doppelaschenkörper:

$$F_{max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L \cdot \frac{1}{1 + n_L \mu_L}} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_V^2 \cdot (1 + n_L \mu_L)}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}\right)}{\cosh\left(\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_V^2 \cdot (1 + n_L \mu_L)}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}\right)} \quad (3.4)$$

Für die Kalibrierung des Modelles wurden 73 Verbundversuche berücksichtigt, die zum Teil an Zug-Zug-, zum Teil an Zug-Druck-Doppelaschenkörpern durchgeführt wurden. Er ermittelt unter Verwendung der nicht veriefachten Gleichungen (2.10) bis (2.14) einen Faktor  $c_F$  in Höhe von 0.092. Unter Verwendung des exakten Ansatzes für den Zug-Zug-Doppelaschenkörper wird bei ansonsten gleicher Auswertung der Faktor  $c_F = 0.0895$  ermittelt. Die von Holzenkämpfer getroffene Vereinfachung für den Zug-Zug-Doppelaschenkörper zeigt also nur geringfügige Auswirkungen und kann somit als zulässig betrachtet werden.

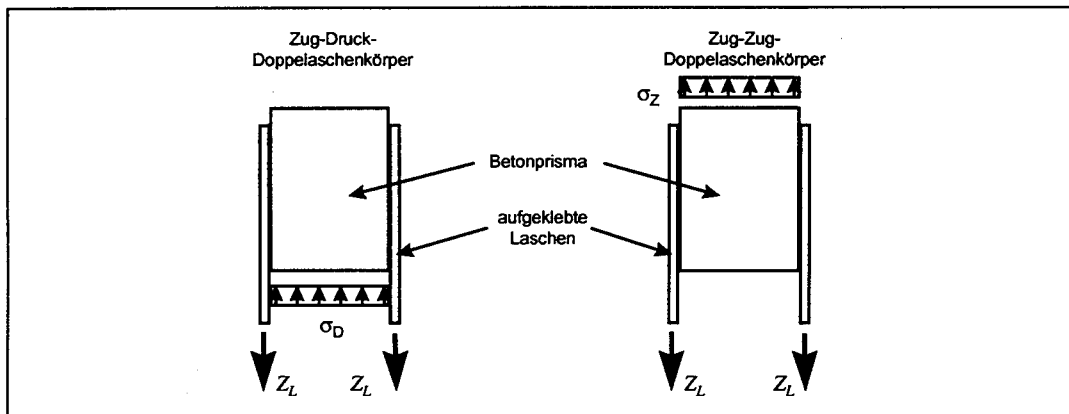
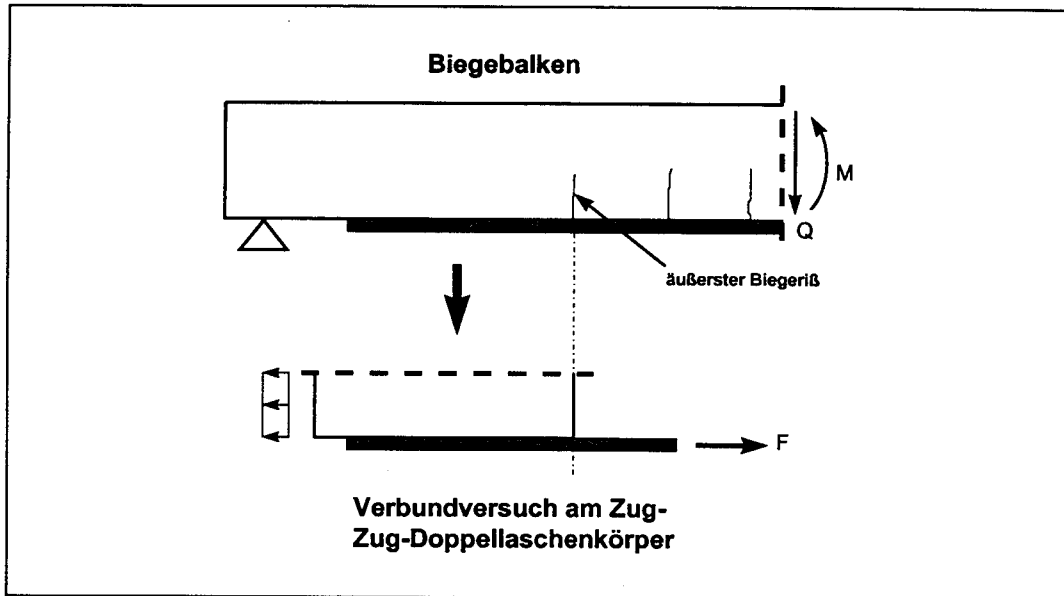


Bild 3.7: Verbundversuchskörper für aufgeklebte Bewehrungselemente

Aufgrund seiner Untersuchungen empfiehlt Holzenkämpfer für die Bemessung näherungsweise anzunehmen, daß kein Unterschied zwischen Zug-Zug- und Zug-Druck-Körpern besteht. Pichler stellte in seiner Dissertation [24] keinen Einfluß der Versuchskörperform auf die maximale Verbundspannung fest. Bei dieser Aussage muß aber berücksichtigt werden, daß die von Pichler betrachteten Versuchskörper unterschiedliche Betongüten aufwiesen, und die angegebenen maximalen Verbundspannungen aus Versuchen mit geringerer bzw. höherer Betondruckfestigkeit linear extrapoliert wurden.



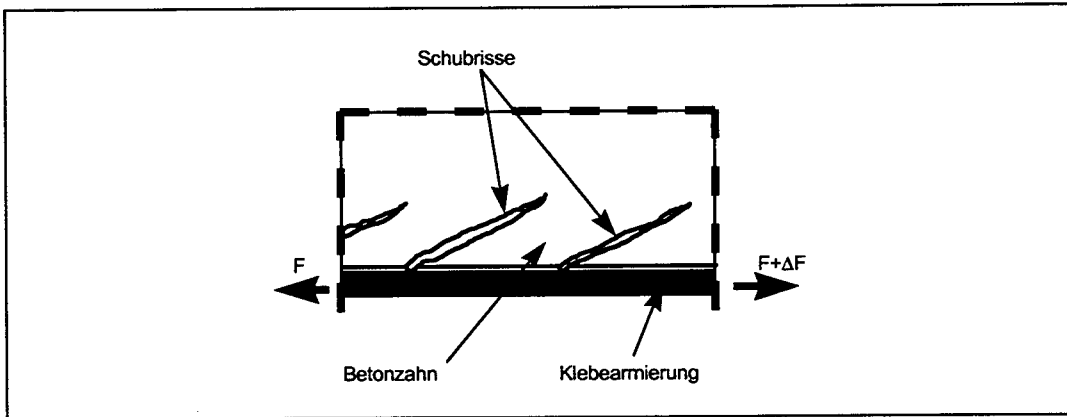
**Bild 3.8:** Übertragbarkeit der Verbundversuche auf den Endverankerungsbe-  
reich am Biegeträger

Neben den unterschiedlichen Verformungen treten bei den verschiedenen Versuchskörperarten jedoch auch unterschiedliche Beanspruchungen des Betonquerschnittes auf, die durch den oben angeführten Faktor  $k_{\mu}$  nicht berücksichtigt werden. Beim Zug-Zug-Körper wirken auch wie in der Betonzugzone eines Biegeträgers Zugspannungen auf den Betonquerschnitt, die die aufnehmbare Verbundenergie gegenüber dem Zug-Druck-Körper unter Umständen vermindern.

Die Frage, inwieweit sich die aufnehmbaren Verbundenergien bei Zug-Zug-Körpern infolge der auf den Betonquerschnitt wirkenden Spannungen von den Ergebnissen bei Zug-Druck-Körpern unterscheiden, wurde bislang nicht gezielt untersucht, so daß eine fundierte Aussage zur Übertragbarkeit dieser Versuche auf die Verankerungs- und Zugkraftdeckungsproblematik bei Biegeträgern derzeit nicht möglich ist. Aufgrund der starken Abhängigkeit der aufnehmbaren Verbundbruchenergie von der geringen einachsialen Betonzugfestigkeit ist aber von einem wesentlichen Einfluß des Versuchskörpertyps, vor allem auf die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$ , auszugehen.

In Bild 3.9 ist das Tragverhalten der oberflächennahen Betonschichten nach der Ausbildung von Schubrisen, die beim Erreichen der maximalen Verbundspannung auftreten, dargestellt. Die zwischen benachbarten Schubrisen gelegenen Betonzähne werden auf Biegung und Schub beansprucht. Ob die Ausbildung der oberflächenparallelen Bruchfläche in erster Linie auf die Biege- oder Schubbeanspruchung zurückzuführen ist, wurde bislang nicht gezielt untersucht. Es kann jedoch festgestellt werden, daß eine zusätzliche Zugspannung tragfähigkeitsmindernd sowohl hinsichtlich der von den Betonzähnen aufnehmbaren Biege- als auch Schubbeanspruchung wirkt. Geringere aufnehmbare Beanspruchungen bewirken geringere dem Verbundbruch zugeordnete

Relativverschiebungen. Insgesamt ist also aufgrund der Spannungsverhältnisse mit einem Rückgang der aufnehmbaren Verbundbruchenergie und somit einer geringeren Verbundbruchkraft als bei Zug-Druck-Doppellaschenkörpern zu rechnen.



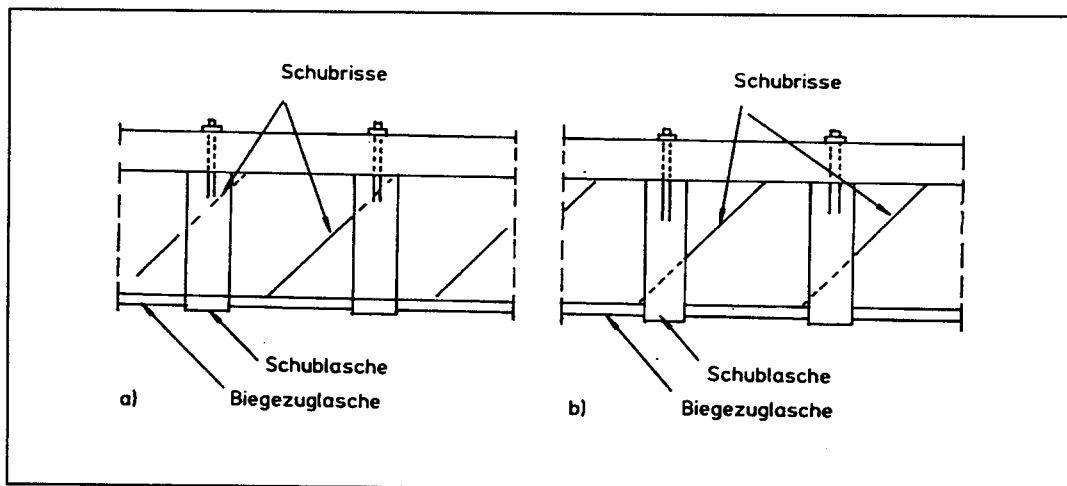
**Bild 3.9:** Tragverhalten nach der Ausbildung von Schubrisse

In Regressionsrechnungen wurde für die in [17], [27] und [29] dargestellten Versuche jeweils der Faktor  $c_F$  (vgl. Gleichung (2.18)) getrennt für Zug-Druck- bzw. Zug-Zug-Verbundversuche bestimmt, wobei aus den oben genannten Gründen die Faktoren  $k_b$  und  $k_c$  jeweils gleich 1.0 gesetzt wurden. Diese Versuche sind die einzig verwertbaren experimentellen Untersuchungen mit aufgeklebten Stahllaschen, bei welchen alle notwendigen Angaben zu den Versuchsparametern, insbesondere zu der am Bauteil ermittelten Oberflächenzugfestigkeit vorliegen. Allerdings werden bei den Verbundversuchen, die in [27] und [29] dokumentiert sind, ungewöhnlich hohe Oberflächenzugfestigkeiten angegeben. Für die in [17] beschriebenen sieben Verbundversuche an Zug-Druck-Doppellaschenkörpern wird ein Faktor  $c_F$  in Höhe von 0.128 ermittelt. Die Auswertung der 29 in [27] und [29] dargestellten Zug-Zug-Verbundversuche ergibt ein  $c_F$  von 0.094. Diese Ergebnisse weisen darauf hin, daß die Versuchskörperart einen deutlichen Einfluß auf die Verbundbruchkraft ausübt. Da aber der Einfluß verschiedener Parameter, in welchen sich die vorliegenden Versuche unterscheiden, durch den vorliegenden Richtlinieneansatz nicht korrekt erfaßt werden kann, ist eine endgültige, fundierte Aussage zum Einfluß der Versuchskörperart derzeit nicht möglich.

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus Verbundversuchen auf die Endverankerungsproblematik am Biegeträger wird durch Zug-Zug-Doppellaschenkörper besser gewährleistet. Allerdings muß einschränkend angemerkt werden, daß vermutlich auch bei diesem Versuchskörpertyp die Ergebnisse, vor allem die maximale Verbundspannung, von der Betonquerschnittsfläche abhängen. Hinsichtlich der Problematiken Biegerißbildung und Zugkraftdeckung können folglich auch diese Versuche nur näherungsweise herangezogen werden. Eine gesicherte Aussage zur aufnehmbaren Verbundbruchkraft ist aber insbesondere dann möglich, wenn während des Versuches die Zugfestigkeit des Betons infolge der Zugkraftbeanspruchung beinahe erreicht wird.

### 3.4 Anmerkungen zum Faktor $k_{b\ddot{u}}$

Zunächst ist grundsätzlich festzustellen, daß für die Schubbewehrung wie für alle anderen Arten von Bewehrung gilt, daß sich zu deren Aktivierung über die Größe der Betonverformungen hinaus mindestens ein Riß einzustellen hat. In dem in [8] vorgestellten Modell wird die Mitwirkung des Betons vernachlässigt. Die Lage des Schubrisses sowie alle Parameter, die das Zusammenwirken der gemischten Schubbewehrung beeinflussen (Zug- und -Druckfestigkeit des Betons, Geometrie von Schublaschen und Betonstahlbügeln, Zeitpunkt des Auftretens des Schubrisses) bestimmen den selbstinduzierten Anpreßdruck. Eine Betrachtung von Bild 3.10 zeigt, daß in Abhängigkeit von der Lage des Schubrisses ein unterschiedlich großer Anteil der Bügelzugkraft über Verbundspannungen am unteren Ufer des Schubrisses in den Beton eingetragen wird, sofern der Abstand des Schubrisses vom unteren Trägerrand im Bügelbereich nicht in beiden Fällen größer ist, als die der Verbundbruchkraft zugeordnete Verankerungslänge  $l_t$ . Entsprechend unterschiedlich sind auch die Anteile der Bügelzugkraft, die über Kontaktpressung abgebaut werden. Im Fall a) ist mit einer deutlich geringeren Anpreßwirkung zu rechnen als im Fall b). Insbesondere für den Schubbereich 1 ist auch vorstellbar, daß keine Schubrisse auftreten oder nicht alle Bügelachsen von Schubrissen geschnitten werden, so daß sich keine Anpreßwirkung einstellt.



**Bild 3.10:** Abhängigkeit des Anpreßdruckes von der Lage der Schubrisse

Bei einem klebarmierten, schubverstärkten Bauteil liegt eine gemischte Schubbewehrung vor. Die Aufteilung der Zugkräfte in den Querschnitten der Schubrisse beeinflusst eine Anpreßwirkung durch die geklebten Schublaschen wesentlich. Parameter, die diese Aufteilung beeinflussen, sind unter anderem Verbundverhalten, Verbundentkoppelung, Steifigkeit, Gradienten der Querkraftlinie. Der Einfluß dieser Größen ist allerdings sehr schwierig quantifizierbar.

Der unter Vernachlässigung der Betonmitwirkung und weiterer Parameter bestimmte Anpreßdruck wird im vorgeschlagenen Modell über die Länge des Verankerungsbereiches verschmiert. Unberücksichtigt bleibt damit, daß der Anpreßdruck nur konzentriert durch die Schublaschen eingetragen wird. Der maximal zulässige Schublaschenabstand entspricht der statischen Nutzhöhe  $h$ . Die nach den Festlegungen im Richtlinienentwurf [8] maximal erreichbare Verankerungslänge kann für die größte zulässige Laschendicke und die kleinste zulässige Oberflächenzugfestigkeit wie folgt bestimmt werden:

$$l_{t,max} = \sqrt{\frac{E_L \cdot t_L}{4 \cdot \beta_{Oz}}} = \sqrt{\frac{210000 \cdot 20}{4 \cdot 1.5}} = 837 \text{ mm} \quad (3.5)$$

Bei Biegebalken mit großer statischer Nutzhöhe ist somit, auch in Übereinstimmung mit den im Richtlinienentwurf angegebenen Konstruktionsregeln, möglich, daß nur zwei Schublaschen im Verankerungsbereich liegen. Berücksichtigt werden muß ferner, daß die Bügel meist geringe Querschnittsdicken aufweisen, so daß aufgrund ihrer geringen Steifigkeit die Anpreßwirkung konzentriert im Bereich der Bügelecken auftritt. Dieser Effekt kann durch geringe Dicken der Biegezuglaschen und große Klebschichtdicken verstärkt werden. Der Ansatz einer gleichmäßigen Flächenpressung über die Verankerungslänge und die Breite der Biegezuglaschen hinweg ist deshalb eine sehr grobe Näherung.

Ein großer Schublaschenabstand bewirkt bei einer Lage des Schubrisses wie in Bild 3.10 b) dargestellt zudem hohe Anpreßdrücke. Die von Pichler [24] und Holzenkämpfer [12] dargestellten Zusammenhänge wurden aus Versuchen abgeleitet, bei welchen die Laschen mit Anpreßdrücken von 2, 4 und 6 N/mm<sup>2</sup> unter Verwendung nahezu kontinuierlicher Anpreßplatten gleichmäßig angedrückt wurden. Werden die oben dargestellten Effekte hinsichtlich der Aufteilung der Bügelzugkräfte auf die einbetonierte und geklebte Schubbewehrung nicht berücksichtigt, so ergibt sich bei einem um 100 % verstärkten, 80 cm hohen Biegebalken in B55 im rechnerischen Bruchzustand bei einer 10 cm breiten Schublasche am Beginn der Endverankerungslänge ein maximaler Anpreßdruck von:

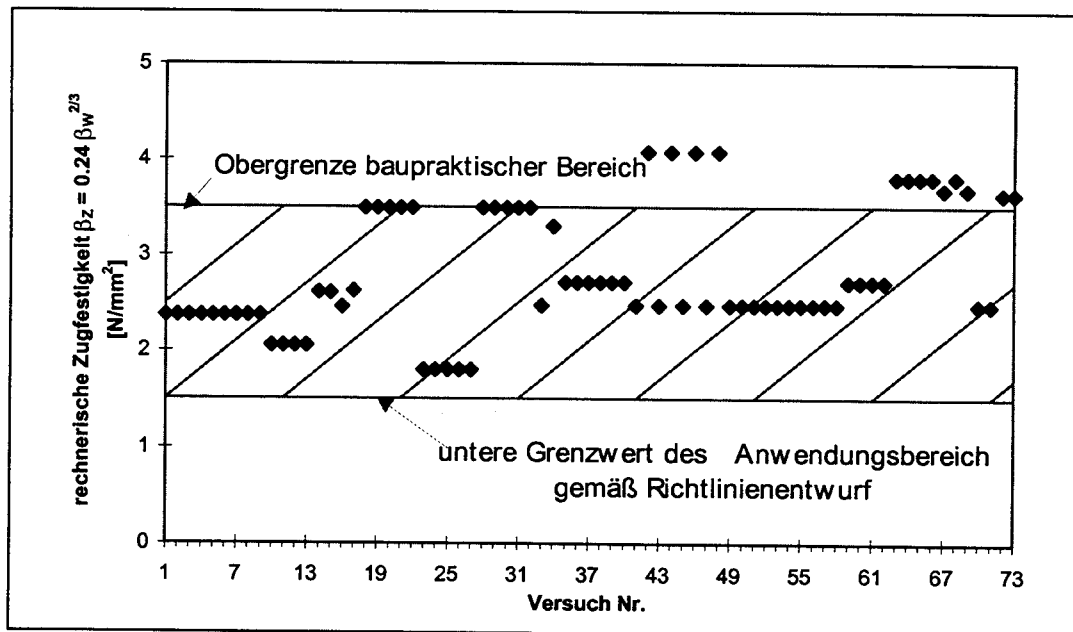
$$\sigma_n = \frac{h}{b_{ib}} \cdot 175 \cdot \tau_{Oz} \cdot \frac{\eta_B - 1}{\eta_B} = \frac{75}{10} \cdot 175 \cdot 3.0 \cdot \frac{2-1}{2} \approx 20 \text{ N/mm}^2 \quad (3.6)$$

Die Schublasche am weitgehend spannungslosen Ende der Biegezuglasche dagegen ist für eine Erhöhung der Verbundtragfähigkeit unter Umständen ohne Bedeutung. Die hier vorliegende Problematik unterscheidet sich also erheblich von den Versuchsparametern, die den Ansätzen von Pichler zugrunde liegen. Eine Übertragung dieser Ansätze ist deshalb nicht ohne weitere experimentelle Untersuchungen möglich. Grundsätzlich ist aber anzunehmen, daß ein Anpreßdruck die verankerbare Zugkraft erhöht. Der zutreffende Betrag der Erhöhung ist jedoch nur mit komplexen Modellen zu erfassen.

Neben dem Anpreßdruck haben geklebte Schublaschen auch andere positive Auswirkungen auf die verankerbare Verbundbruchkraft, die durch den in [8] eingeführten Faktor  $k_{bü}$  nicht berücksichtigt werden. Durch die hohe Steifigkeit insbesondere breiter Schublaschen und gute Verbundeigenschaften (Stahl - Stahl) wird ein Teil der Laschenzugkraft durch die Klebefuge Schublasche - Biegezuglasche eingeleitet. Außerdem kommt es durch das steife Verbundverhalten geklebter Schublaschen in Abhängigkeit von der Lage des Schubrisses zu geringeren Vertikalversätzen der Schubrißufer, die zum Ablösen der Lamelle führen können, als bei reiner Betonstahlschubbewehrung (vgl. [14], [15]). Der Faktor  $k_{bü}$  ist aufgrund der oben angeführten Überlegungen im vorliegenden Entwurf der Richtlinie vom Juni 1997 nicht mehr enthalten.

## 3.5 Anmerkungen zur Kalibrierung des Modelles

In dem semi-empirischen Modell, das dem Richtlinienansatz zugrundeliegt, wird das Verbundverhalten, das sich insbesondere nach dem Überschreiten des Verbundspannungsmaximums aus vielen komplexen Mechanismen zusammensetzt, in einem einfachen Pseudostoffgesetz zusammengefaßt. Da die Mechanismen nicht beschrieben werden konnten, kommt der Kalibrierung des Rechenmodelles eine außerordentliche Bedeutung zu. Um mit einem empirischen Modell eine gesicherte Aussage für die Anwendung des Verfahrens treffen zu können, müssen die der Kalibrierung zugrunde liegenden Versuche auch den gesamten Anwendungsbereich abdecken. Die experimentelle Absicherung des nach Richtlinienentwurf [8] zulässigen Anwendungsbereiches hinsichtlich der Abmessungen von Lasche und Bauteil wurde bereits in Bild 1.1 und Bild 3.3 dargestellt. Bild 3.11 zeigt die Lage der Verbundversuche hinsichtlich der rechnerischen Zugfestigkeit. Der baupraktische Anwendungsbereich gemäß Richtlinienentwurf wird durch die von Holzenkämpfer berücksichtigten 73 Versuche gut repräsentiert.

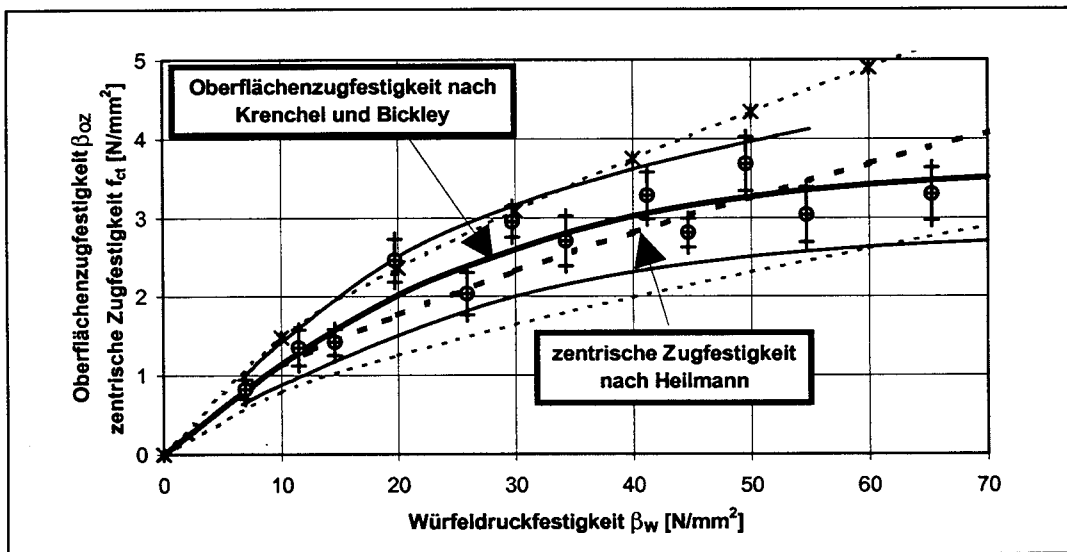


**Bild 3.11:** Verteilung der rechnerischen, zentralen Zugfestigkeit bei den von Holzenkämpfer ausgewerteten Verbundversuchen

Bei vielen der von Holzenkämpfer überwiegend aus der Literatur entnommenen Verbundversuche mit aufgeklebten Stahllaschen war die tatsächlich vorliegende Oberflächenzugfestigkeit an den Probekörpern aber nicht ermittelt oder hinreichend dokumentiert worden. Für seine Regressionsrechnung bestimmt Holzenkämpfer den Faktor  $c_F$  deshalb nicht in Abhängigkeit von der am Bauteil nach DIN 1048 ermittelten Oberflächenzugfestigkeit, sondern unter Ansatz der rechnerischen zentralen Zugfestigkeit  $f_{cm}$ , die er aus der Würfeldruckfestigkeit von Vergleichskörpern unter Verwendung von Gleichung (3.7) nach Heilmann [11] ableitet.

$$\beta_z = 0.24 \cdot \beta_{wm}^{2/3} \quad (3.7)$$

Holzenkämpfer geht davon aus, daß die an den Prüfkörpern vorliegende Oberflächenzugfestigkeit näherungsweise diesem Rechenwert entspricht. In einschlägigen Arbeiten wird die Relation zwischen mittlerer Oberflächenzugfestigkeit und Druckfestigkeit des Betons davon abweichend dargestellt. Bild 3.12 zeigt eine Gegenüberstellung der Gleichung (3.7) und den von Krenchel/Bickley [16] dargestellten Zusammenhängen zwischen Betonwürfeldruckfestigkeit und Oberflächenzugfestigkeit, die auch durch Budnik/Dornauer [2] bestätigt werden. Bei Ansatz des Mittelwertes der Oberflächenzugfestigkeit nach Krenchel/Bickley wird bei sonst analoger Auswertung der Faktor  $c_F = 0.083$  ermittelt. Die mit diesem Faktor ermittelten Verbundbruchkräfte weichen aber nur etwa 5 % vom Richtlinienansatz ( $c_F = 0.092$ ) ab, so daß die zentrische Zugfestigkeit im baupraktisch relevanten Bereich unter gewissen Voraussetzungen eine gute Approximation der Oberflächenzugfestigkeit darstellt.



**Bild 3.12:** Vergleich der rechnerischen zentrischen Zugfestigkeit mit der Oberflächenzugfestigkeit

Die Oberflächenzugfestigkeit ist der einzige Materialkennwert, der für die Bemessung einer Stahllaschenverstärkung gemäß Richtlinienentwurf am Bauteil ermittelt werden muß. Dieser Eingangsgröße ist deshalb von herausragender Bedeutung. Bei einer Approximation der Oberflächenzugfestigkeit durch die zentrische Zugfestigkeit, wie von Holzenkämpfer durchgeführt, hätte diese am Versuchskörper oder an Vergleichskörpern bestimmt werden müssen. Die Mittelwerte der Zugfestigkeiten weisen infolge der Abhängigkeit von Parametern wie Größtkorndurchmesser, Kornorientierung, Kornform, Verdichtung und Nachbehandlung bei Betonen gleicher Druckfestigkeit starke Streuungen und somit große Abweichungen vom rechnerischen Mittelwert auf.

Da bei der überwiegenden Zahl der betrachteten 73 Versuchskörper weder die Oberflächenzugfestigkeit noch die zentrische Zugfestigkeit ermittelt wurde, müßte, um auf der sicheren Seite zu liegen, ein Fraktilwert für die aus der Betonwürfeldruckfestigkeit abgeleitete Zugfestigkeit angesetzt werden. Legt man der Kalibrierung Holzenkämpfers beispielsweise die in Bild 3.12 eingetragenen oberen Fraktilwerte zugrunde, so ergibt sich  $c_F$  zu 0.065.

Betrachtet man die vorliegenden Verbundversuche mit bekannter Oberflächenzugfestigkeit, die in [17], [27] und [29] dokumentiert sind, so werden für den Faktor  $c_F$  in einer Regressionsrechnung analog [12] die folgenden Werte ermittelt:



- bei Ansatz der tatsächlich vorliegenden Oberflächenzugfestigkeit:  $c_F = 0.081$   
 bei Ansatz der rechnerischen zentrischen Zugfestigkeit:  $c_F = 0.104$   
 bei Ansatz des oberen Fraktilwertes für die Oberflächenzugfestigkeit:  $c_F = 0.080$

Aus den oben angestellten Vergleichsrechnungen ist ersichtlich, in welchem großem Bereich sich der rechnerisch ermittelte Faktor  $c_F$  in Abhängigkeit von den für die Versuchsauswertung angesetzten Oberflächenzugfestigkeiten bewegt. Der Ansatz der rechnerischen zentrischen Zugfestigkeit anstelle der tatsächlichen Oberflächenzugfestigkeit führt bei der späteren Bemessung zu etwa 13 % höheren rechnerischen Verbundbruchkräften. Im Falle des Ansatzes der oberen Fraktilwerte für die rechnerische Oberflächenzugfestigkeit nach Krenchel/Bickley gelingt in diesem Fall eine Einschätzung der Verbundbruchkraft auf der sicheren Seite. Es bleibt festzuhalten, daß der Ansatz der rechnerischen Zugfestigkeit bei der Kalibrierung des Modelles hinsichtlich einer späteren Bemessung, die als Eingangswert die tatsächliche Bauteilfestigkeit benützt, unter Umständen zu einer Überschätzung der Verbundtragfähigkeit führt.

Zu einer Fehleinschätzung führt eventuell auch die Einbeziehung von Versuchen mit kurzen Verbundlängen in die Modellkalibrierung. Die Auswertung gestaltet sich dann schwierig, wenn die Doppellaschenkörperversuche kürzere Verbundlängen aufweisen, als die der Verbundbruchkraft zugeordnete Verbundlänge  $l_v$ . Bei kürzeren Verbundlängen wird die maximal aufnehmbare Verbundbruchkraft bereits bei einer Relativverschiebung am belasteten Laschenende erreicht, die geringer ist, als die Grenzverschiebung  $s_{10}$ , ab welcher der Verbund vollkommen zerstört ist, wodurch der Einfluß der maximalen Verbundspannung auf die Verbundbruchkraft zunimmt. Dies soll im folgenden näher erläutert werden.

Die Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes führt für den von Holzkämpfer für seine Modellkalibrierung gewählten linearen Verbundansatz mit der Vereinfachung  $1 + n_L \cdot \mu_L \approx 1$  auf die folgende, bereits im Abschnitt 2.4 vorgestellte Gleichung für die maximale Verbundbruchkraft:

$$F_{max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \cdot \tanh \sqrt{\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_v^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} \quad (3.8)$$

Aus dieser Gleichung ist deutlich zu ersehen, daß die Größe der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  für große Verbundlängen keine Relevanz hat, da für große  $l_v$  gilt:

$$\lim_{l_v \rightarrow \infty} \tanh \sqrt{\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_v^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} = 1 \quad (3.9)$$

Bei sehr kurzen Verbundlängen hingegen gilt:

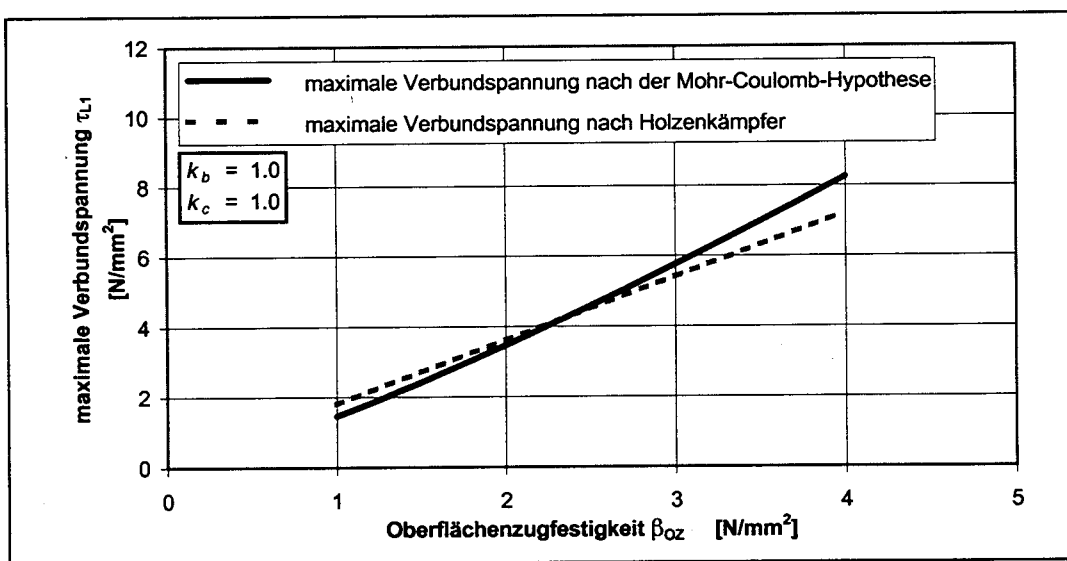
$$\tanh \sqrt{\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_v^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} \approx \sqrt{\frac{\tau_{LI}^2 \cdot l_v^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} \quad (3.10)$$

Die rechnerische Verbundbruchkraft kann dann mit folgendem Ausdruck ermittelt werden:

$$F_{max} = b_L \cdot \tau_{LI} \cdot l_v \quad (3.11)$$

Für kurze Verbundlängen hängt die aufnehmbare Verbundbruchkraft also im wesentlichen von der maximalen Verbundspannung  $\tau_{11}$  ab. Anders ausgedrückt: Für große Verbundlängen kann für die maximale Verbundspannung ein beliebiger Wert gewählt werden, da hier das bruchmechanische Kriterium  $\sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}$  maßgebend ist. Für kurze Verbundlängen hingegen ist die Größe der angesetzten maximalen Verbundspannung ein wesentlicher Eingangsparameter für die Regressionsrechnung, in welcher der Faktor  $c_F$  ermittelt wird, der die lineare Abhängigkeit der Bruchenergie  $G_F$  von der Oberflächenzugfestigkeit beschreibt. Die von Wörner, Deuber und Isheim in [34] festgestellte Unabhängigkeit der Verbundbruchkraft vom gewählten Ansatz für die maximale Verbundbruchkraft  $\tau_{L1}$  trifft also nur für ausreichend große Verbundlängen zu.

Kuntz [17] und Holzenkämpfer [12] versuchten die maximale Verbundspannung theoretisch herzuleiten. Sie verwenden die Mohr-Coulomb-Hypothese, die die niedrigsten Werte aller zweiaxialen Bruchhypothesen für die Scherfestigkeit liefert und geben an, mit diesem Ansatz auf der sicheren Seite zu liegen. Holzenkämpfer formuliert auf dieser Basis einen Ansatz, mit dem die maximale Verbundspannung näherungsweise nur aus der Zugfestigkeit bzw. Oberflächenzugfestigkeit bestimmt werden kann (Gleichung (2.17)). Im Bereich der Zugfestigkeiten, die bei den ausgewerteten Versuchen rechnerisch vorlagen, werden mit diesem Näherungsansatz maximale Verbundspannungen ermittelt, die überwiegend unterhalb der Scherfestigkeit nach der Mohr-Coulomb-Hypothese liegen.



**Bild 3.13:** Vergleich des Näherungsansatzes (2.17) von Holzenkämpfer für die maximale Verbundspannung  $\tau_{L1}$  mit der Scherfestigkeit nach der Mohr-Coulomb-Hypothese

Neben der konservativen Mohr-Coulomb-Hypothese können der Literatur zahlreiche andere Ansätze für die biaxiale Zug-Druckfestigkeit von Beton entnommen werden, die in [9] und [18] zusammengestellt sind. Bei reiner Schubbeanspruchung an der Bauteiloberfläche wird bei gleichzeitigem Auftreten von Druckspannungen in Richtung der Stahllaschen die sogenannte Scherfestigkeit (vgl. [1], [18] und [19]), die aus dem Festigkeitsverlauf im Zug-Druckbereich ermittelt werden kann, erreicht. In der folgenden Tabelle 3.1 ist die Scherfestigkeit für verschiedene biaxiale Festigkeitsverläufe angegeben.

**Tabelle 3.1:** Scherfestigkeiten nach verschiedenen Ansätzen für den biaxialen Festigkeitsverlauf

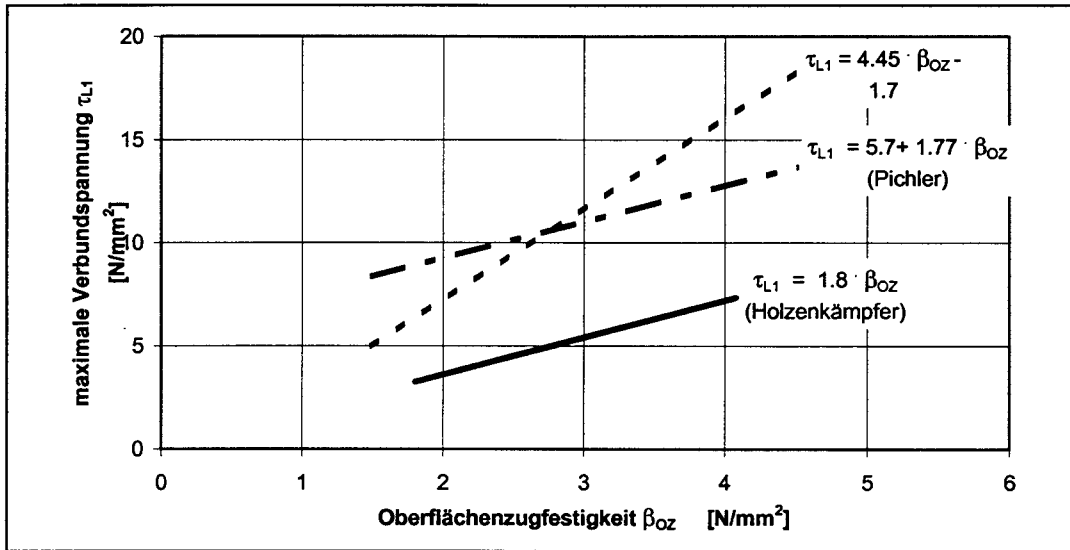
Ansatz	Festigkeitsverlauf	Scherfestigkeit
Mohr-Coulomb-Hypothese	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = 1 + 0.8 \cdot \frac{\sigma_3}{\beta_P}$	$\tau_{max} = 0.5 \sqrt{\beta_P \beta_Z}$
Kupfer (linear)	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = 1 + \frac{\sigma_3}{\beta_P}$	$\tau_{max} = 0.56 \sqrt{\beta_P \beta_Z}$
Kupfer (Parabel)	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = \sqrt[3]{1 + \frac{\sigma_3}{\beta_P}}$	$\tau_{max} = 0.62 \sqrt{\beta_P \beta_Z}$
Krishnawamy	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = \sqrt{1 + \frac{\sigma_3}{\beta_P}}$	$\tau_{max} = 0.69 \sqrt{\beta_P \beta_Z}$
Smith	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_3}{\beta_P}\right)^2}$	$\tau_{max} = 0.71 \sqrt{\beta_P \beta_Z}$
Hypothese der maximalen Normalspannungen	$\frac{\sigma_1}{\beta_Z} = 1 ; \frac{\sigma_3}{\beta_P} = 1$	$\tau_{max} = \sqrt{\beta_P \beta_Z}$

Da neben der Schubbeanspruchung an der Bauteiloberfläche für das Erreichen der Scherfestigkeit aber zusätzlich Druckspannungen im Beton auftreten müssen, stellt diese nur eine obere Grenze für die maximale Verbundspannung dar. Durch die Beanspruchung des Betonquerschnittes durch Biegezugspannungen werden mit dieser Betrachtungsweise nach der Kontinuumsmechanik bei einem verstärkten Biegeträger vermutlich deutlich geringere maximale Verbundspannungen erreicht.

Mit den empirischen Ansätzen, die in den Abschnitten 2.1 und 2.3 vorgestellt wurden, werden hingegen weitaus höhere Werte für die maximale Verbundspannung ermittelt. Bild 3.14 zeigt eine Gegenüberstellung des Ansätze von Holzenkämpfer und Ranisch bzw. Pichler.

Geht man davon aus, daß die Höhe der tatsächlich auftretenden maximalen Verbundspannungen mit den empirischen Ansätzen gut erfaßt wird, so werden mit Ansatz (2.17) zu geringe Verbundspannungen ermittelt. Infolge des Ansatzes eines unter Umständen zu geringen Wertes für die maximale Verbundspannung wird bei der Auswertung von Versuchen, die kurze Verbundlängen aufweisen, in der Regressionsrechnung zur Modellkalibrierung ein zu hoher Wert für den Faktor  $c_F$  ermittelt. Mit einem konservativen Ansatz für die maximale Verbundspannung liegt man also im Hinblick auf die Ermittlung des charakteristischen Wertes der Verbundbruchenergie bei dieser Art der Auswertung auf der unsicheren Seite. Wird die Regressionsrechnung unter Verwendung der Faktoren  $k_b$  und  $k_c$  durchgeführt, so ermittelt man bei Ansatz der maximalen Verbundspannung nach Gleichung (2.5) für  $c_F$  nur 0.080 statt 0.092 wie Holzenkämpfer.

Der Einfluß der angesetzten maximalen Verbundspannung kann anhand der Auswertung der in [20] dokumentierten Versuche mit CFK-Lamellen aufgezeigt werden. Hier liegen mehrere Doppellaschenkörperversuche mit „zu kurzen“ Verbundlängen vor. Wird die Auswertung dieser Doppellaschenkörperversuche in analoger Weise durchgeführt, wie bei der Kalibrierung für Stahllaschen vorgenommen, so werden in Abhängigkeit von der jeweils angesetzten bezogenen maximalen Verbundspannung  $t_{LI}$  die in Tabelle 3.2 zusammengestellten Werte für  $c_F$  ermittelt.



**Bild 3.14:** Vergleich der Ansätze für die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$

**Tabelle 3.2:** Einfluß der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  auf die Modellkalibrierung bei Verwendung von Versuchen mit kurzen Verbundlängen

Ansatz	Bestimmungsgleichung für $\tau_{LI}$	$c_F$
Holzenkämpfer	$\tau_{LI} = k_b \cdot k_c \cdot 1.8 \cdot \beta_{OZ}$	0.1872
Kupfer (Parabel)	$\tau_{LI} = k_b \cdot k_c \cdot 0.62 \cdot \sqrt{0.85 \cdot \beta_w \cdot \beta_{OZ}}$	0.1783
Smith	$\tau_{LI} = k_b \cdot k_c \cdot 0.71 \cdot \sqrt{0.85 \cdot \beta_w \cdot \beta_{OZ}}$	0.1737
Ranisch	$\tau_{LI} = k_b \cdot k_c \cdot (4.45 \cdot \beta_{OZ} - 1.7)$	0.1672
Pichler	$\tau_{LI} = k_b \cdot k_c \cdot (5.7 + 1.77 \cdot \beta_{OZ})$	0.1666

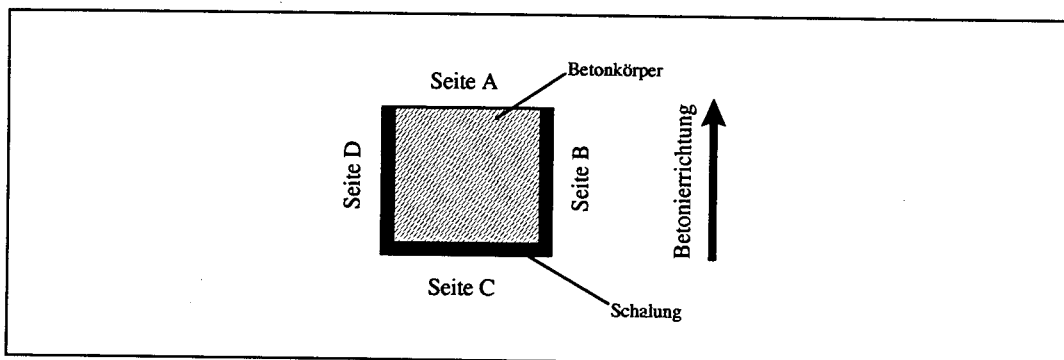
Unkorrekte Annahmen für die maximale Verbundspannung bei der Modellkalibrierung führen also zu Fehleinschätzungen der aufnehmbaren Verbundbruchkraft, wenn Versuche mit nicht ausreichend großer Verbundlänge ausgewertet werden. Die Kalibrierung für CFK-Lamellen mit dem Ansatz nach dem Mohr-Coulomb-Kriterium ergibt gegenüber den empirischen Ansätzen von Ranisch und Pichler etwa 6 % höhere rechnerische Verbundbruchkräfte. Für eine Auswertung von Verbundversuchen mit "zu kurzen" Verbundlängen muß deshalb das Verbundgesetz, wenigstens aber die Größe der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  bekannt sein. Um bei der Quantifizierung der Bruchenergie die schwierige Festlegung des Verbundgesetzes bzw. der maximalen Verbundspannung zu umgehen, sollten nur Verbundversuche mit ausreichend großer Verbundlänge ausgewertet werden, bei welchen das bruchmechanische Kriterium maßgebend wird.

## 4 Durchgeführte Versuche

### 4.1 Versuchsprogramm

Im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens wurden 24 Verbundversuche an Doppellaschenkörpern durchgeführt. Dabei wurden zwei Betongüten und drei Laschendicken untersucht. Angestrebt wurden die Betongüten B 25 und B 45. Die Laschendicken betragen 5 mm, 10 mm und 20 mm. Durch diese Parameterwahl sollte der gesamte nach dem Richtlinienentwurf [8] zulässige Anwendungsbereich des Stahllaschenverfahrens abgedeckt werden. Außerdem sollten die Versuche mit 5 mm dicken Stahllaschen einen Vergleich mit den Ergebnissen von Holzenkämpfer [12] ermöglichen. Wegen der großen erforderlichen Verankerungslänge bei dicken Stahllaschen und der daraus resultierenden Prüfkörperlänge sowie den hohen erwarteten Bruchlasten wurden Zug-Druck -Doppellaschenkörper gewählt, da am Lehrstuhl für Massivbau keine geeignete Prüfmaschine für Zug-Zug-Körper zur Verfügung steht.

Es wurden ferner im Rahmen des vom Deutschen Institutes für Bautechnik geförderten Forschungsvorhabens „Bauteilversuche zur Querkraftbiegung an mittels Klebarmierung verstärkten Betonbauteilen“ vier Verbundversuche an Zug-Druck-Doppellaschenkörpern durchgeführt, die in die Auswertungen in diesem Bericht aufgenommen werden. Die Laschendicken betragen 5 bzw. 15 mm. Im Rahmen des durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Vorhabens „Zusammenwirken einbetonierter Bewehrung mit Klebarmierung an verstärkten Betonbauteilen“ wurden sechs Verbundversuche an Zug-Zug-Doppellaschenkörpern mit 5 mm dicken Stahllaschen durchgeführt, die hier ebenfalls berücksichtigt werden. Außerdem wurden mit Eigenmitteln des Lehrstuhls für Massivbau weitere vier Verbundversuche mit 5 mm dicken Stahllaschen an Zug-Druck-Körpern durchgeführt. In der folgenden Tabelle sind alle durchgeführten Versuche zusammengestellt. Angegeben werden in der Tabelle neben der Betongüte und dem Prüfkörpertyp auch die Breite  $b$  und Tiefe  $d$  des Betonkörpers, die Breite  $b_L$  und Dicke  $t_L$  der Stahllasche, die Verbundlänge  $l_V$  sowie die verbundfreie Vorlänge  $l_0$ . Bei der Versuchsbezeichnung steht die Zahl für die Nummer des Betonkörpers, die Buchstaben für die beklebten Seitenflächen in bezug auf die Betonierrichtung. Bei den im Rahmen des hier beschriebenen Vorhabens durchgeführten Versuchen wurden an einem Betonkörper zwei Verbundversuche mit je zwei gegenüberliegenden Verbundflächen durchgeführt. Bei den zusätzlich aufgeführten Versuchen wurden nur die beim Betonieren seitlich liegenden Flächen B und D beklebt.



**Bild 4.1:** Bezeichnung der Körperflächen in bezug auf die Betonierrichtung

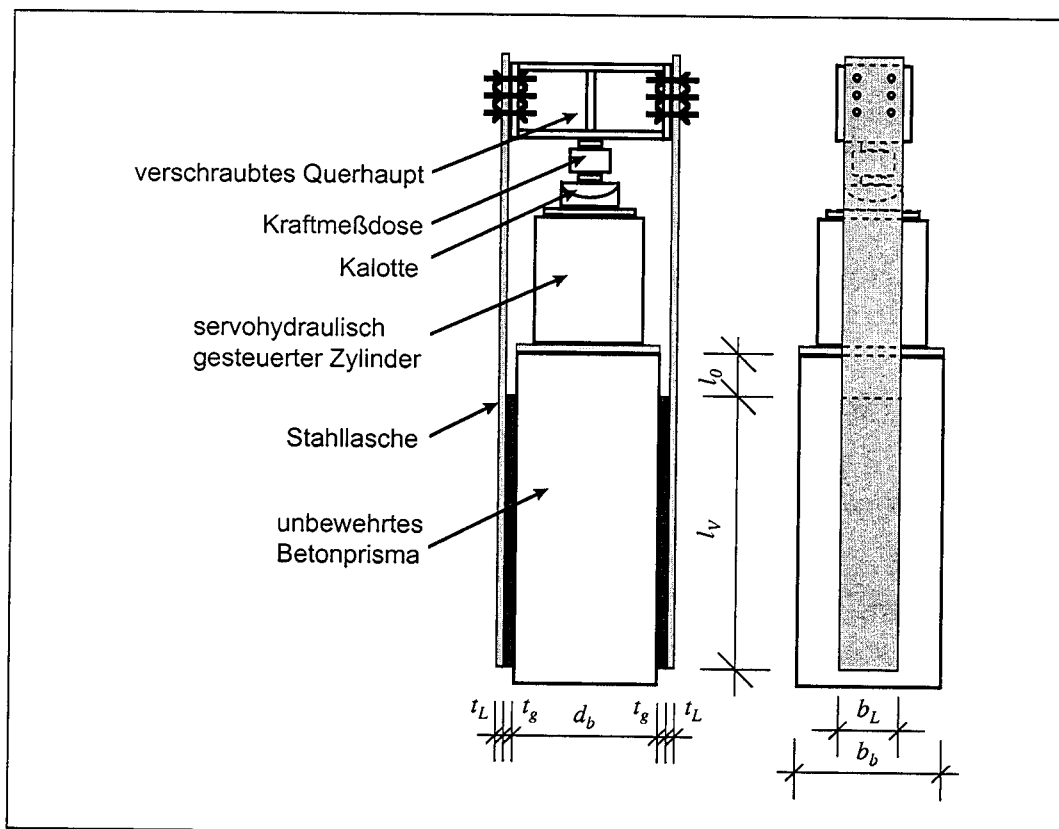
**Tabelle 4.1:** Übersicht über die geplanten Parameter der durchgeführten Versuche

Versuch	Typ	Beton	$b$ [mm]	$d$ [mm]	$b_L$ [mm]	$t_L$ [mm]	$l_V$ [mm]	$l_0$ [mm]
1AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	5	880	100
1BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	5	880	100
2AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	5	880	100
2BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	5	880	100
3AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	10	880	100
3BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	10	880	100
4AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	10	880	100
4BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	10	880	100
5AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	20	880	100
5BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	20	880	100
6AC	Zug-Druck	B 25	450	450	200	20	880	100
6BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	20	880	100
7AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	5	880	100
7BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	5	880	100
8AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	5	880	100
8BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	5	880	100
9AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	10	880	100
9BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	10	880	100
10AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	10	880	100
10BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	10	880	100
11AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	20	880	100
11BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	20	880	100
12AC	Zug-Druck	B 45	450	450	200	20	880	100
12BD	Zug-Druck	B 45	450	450	200	20	880	100
13BD	Zug-Druck	B 25	200	300	80	5	880	100
14BD	Zug-Druck	B 25	200	300	80	5	880	100
15BD	Zug-Druck	B 45	200	300	80	5	880	100
16BD	Zug-Druck	B 45	200	300	80	5	880	100
17BD	Zug-Zug	B 25	200	300	80	5	880	100
18BD	Zug-Zug	B 25	200	300	80	5	880	100
19BD	Zug-Zug	B 25	200	300	80	5	880	100
20BD	Zug-Zug	B 45	200	300	80	5	880	100
21BD	Zug-Zug	B 45	200	300	80	5	880	100
22BD	Zug-Zug	B 45	200	300	80	5	880	100
23BD	Zug-Druck	B 25	300	450	80	5	880	100
24BD	Zug-Druck	B 25	450	450	80	5	880	100
25BD	Zug-Druck	B 25	450	450	200	15	880	100
26BD	Zug-Druck	B 25	300	450	200	15	880	100

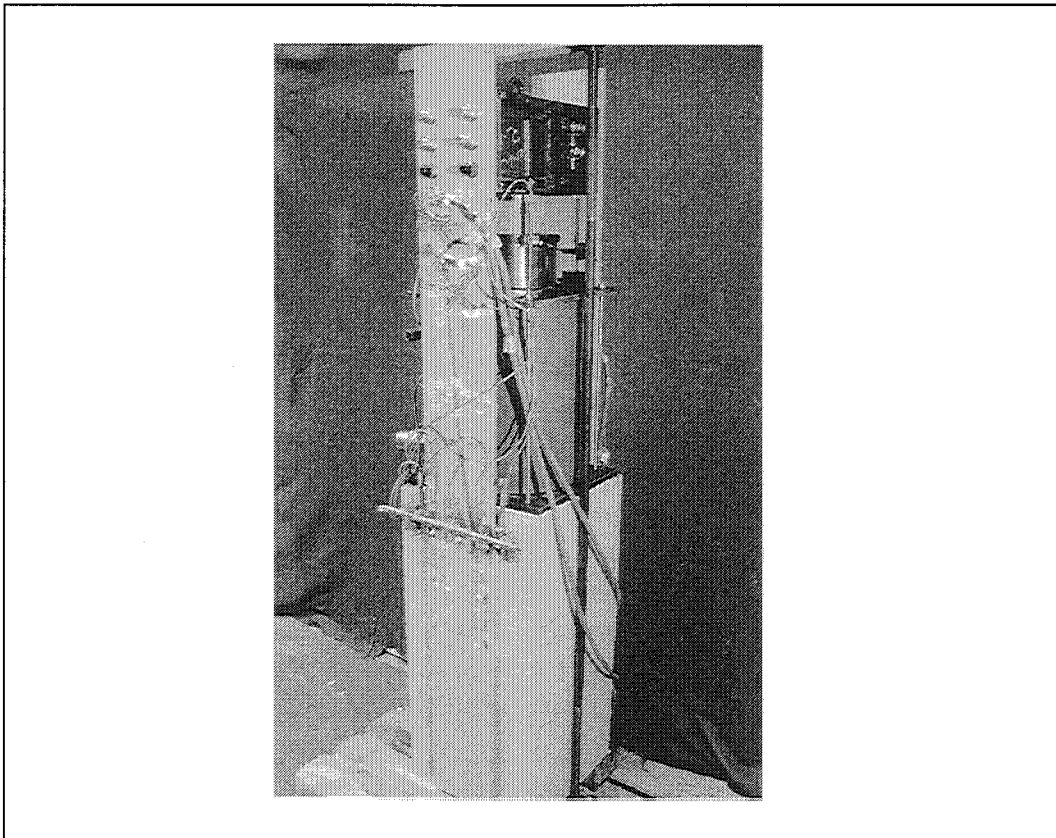
## 4.2 Versuchskörper

Die folgenden Bilder zeigen Prinzipskizzen und Fotografien der Verbundversuchskörper und die Versuchsaufbauten. Die Zug-Zug-Versuche wurden in einer 1.6 MN Universalprüfmaschine durchgeführt. Die Lasteintragung erfolgte dabei über Gelenke, die Verdrehungen um zwei Achsen zuließen. Die Verbundlängen waren in allen Fällen größer als die nach Holzenkämpfer mit Gleichung (2.2) ermittelbare Verankerungslänge  $l_v$ . Diese beträgt für die größte gewählte Lashendicke bei der geringsten zu erwartenden Betonfestigkeit etwa 720 mm. Somit war eine ausreichend große Verbundlänge vorhanden, um das Verbundverhalten der aufgeklebten Stahllaschen korrekt erfassen zu können. Eine verbundfreie Vorlänge  $l_0$  von 100 mm wurde gewählt, um die Ausbildung von Betonbruchkeilen innerhalb der definierten Verbundlänge zu vermeiden. Das Auftreten derartiger Bruchkeile führt dazu, daß Relativverschiebungen am Beginn des Verbundbereiches nur mit großem meßtechnischen Aufwand erfaßt werden können.

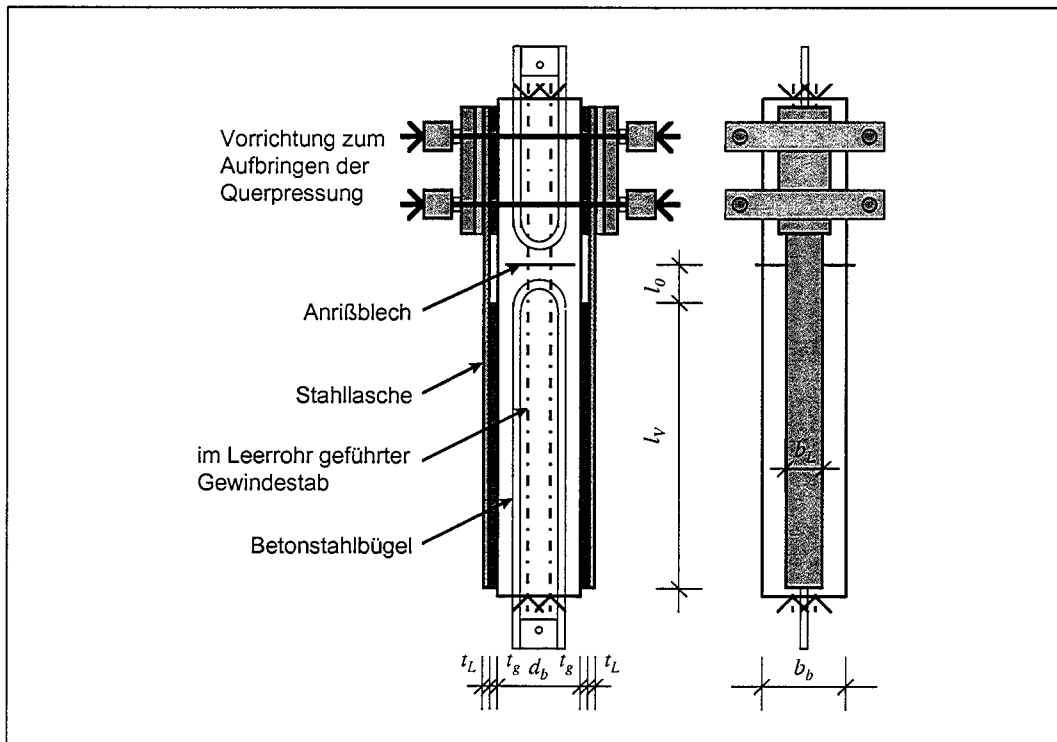
Wegen der begrenzten Länge der Prüfmaschine wurde der nicht meßtechnisch ausgerüstete Teil der Zug-Zug-Körper mit einer kürzeren Verbundlänge ausgeführt. In diesem Bereich wurde während des Versuches ein senkrecht zur Klebefuge wirkender Querdruck in Höhe von etwa  $6 \text{ N/mm}^2$  aufgebracht. So konnte in allen durchgeführten Versuchen ein Verbundversagen in diesem Bereich ausgeschlossen werden und die aufwendige Meßtechnik auf eine Körperhälfte beschränkt werden. Die positive Wirkung eines zusätzlich wirkenden Anpreßdruckes wird von Pichler in seiner Dissertation [24] beschrieben (vgl. Abs. 2.4).



**Bild 4.2:** Verbundversuch am Zug-Druck-Doppellaschenkörper

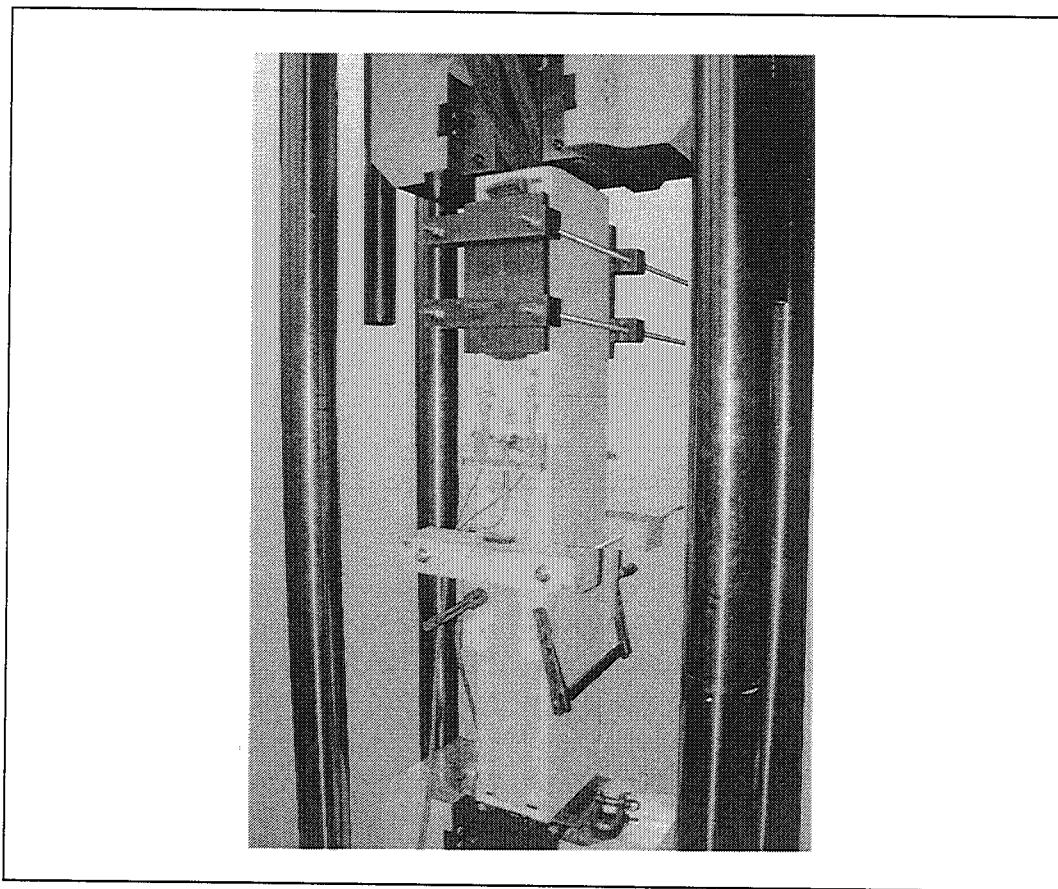


**Bild 4.3:** Aufbau der Versuche an Zug-Druck-Doppellaschenkörpern



**Bild 4.4:** Zug-Zug-Doppellaschenkörper





**Bild 4.5:** Zug-Zug-Doppellaschenkörper in der Universalprüfmaschine

Die Verklebung der Stahlaschen erfolgte durch das Personal des Laboratoriums für den Konstruktiven Ingenieurbau (LKI) der Technischen Universität München. Die Anforderungen des Richtlinienentwurfes [8] und der Technischen Merkblätter zum verwendeten Epoxidharzkleber wurden beachtet. Durch kleine Blechstreifen der Dicke 1 mm am Beginn und Ende des Verbundbereiches, die als Abstandhalter wirkten, wurde eine definierte, gleichmäßige Klebschichtdicke erreicht. Mit dieser Klebschichtdicke kann in der Praxis aber vermutlich nur gerechnet werden, wenn ebenfalls wie in den Versuchen Abstandhalter verwendet werden. Mit den in Abschnitt 2.1 angestellten Überlegungen kann ein entscheidender Einfluß der Klebschichtdicke auf das Verbundtragverhalten nicht ausgeschlossen werden.

### 4.3 Versuchsmaterial

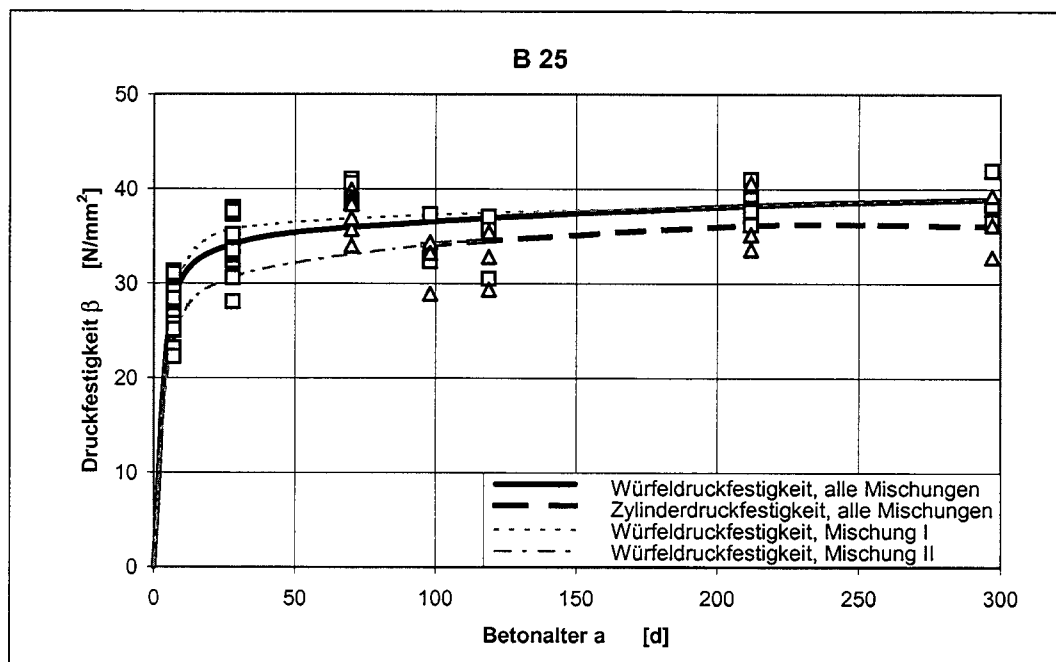
#### 4.3.1 Beton

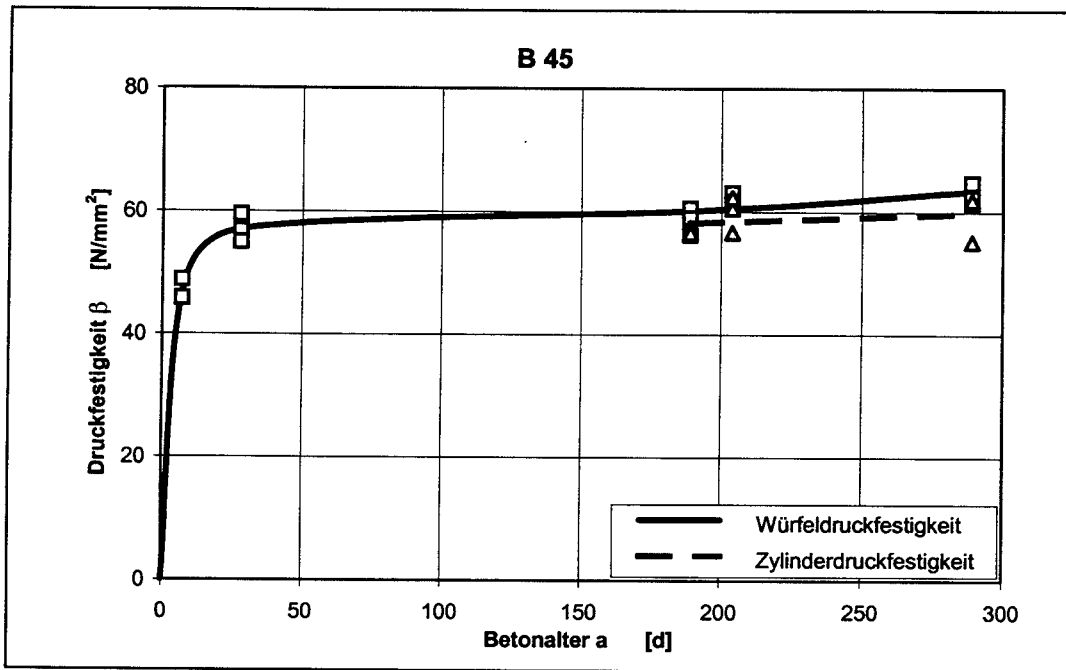
Für alle in Tabelle 4.1 zusammengestellten Versuche wurden die folgenden Betonrezepte verwendet. Angestrebt wurden die Betongüten B 25 und B 45. Es wurde ein Zement mit hoher Mahlfineinheit und großer Endfestigkeit verwendet, der zu einer raschen Festigkeitsentwicklung bei geringer Nacherhärtung führt. Bei der Rezeptur für die Betongüte B 25 wurde ein großer Anteil der feinkörnigen Zuschläge gewählt, um eine relativ niedrige Zugfestigkeit zu erhalten. Bei allen Zuschlägen handelte es sich um ungebrochenes Material aus südbayerischen Vorkommen.

**Tabelle 4.2:** Betonrezepte

angestrebte Betongüte	B 25	B 45
Betonrezept		
Zuschlag 0 - 4	1517.4	983.7
Zuschlag 4 - 8	189.7	488.2
Zuschlag 8 - 16	189.7	488.2
Körnungsziffer	3.07	3.99
Zement CEM I 52.5 R	213.0	266.7
Wasser	191.2	168.0
an Vergleichskörpern ermittelte Festigkeit		
$\beta_{w28}$	35.76	57.08
$\beta_w$ zum Zeitpunkt der Verbundversuche	37.7 - 38.1	58.5 - 61.0
$\beta_c$ zum Zeitpunkt der Verbundversuche	36.2	56.8 - 58.4

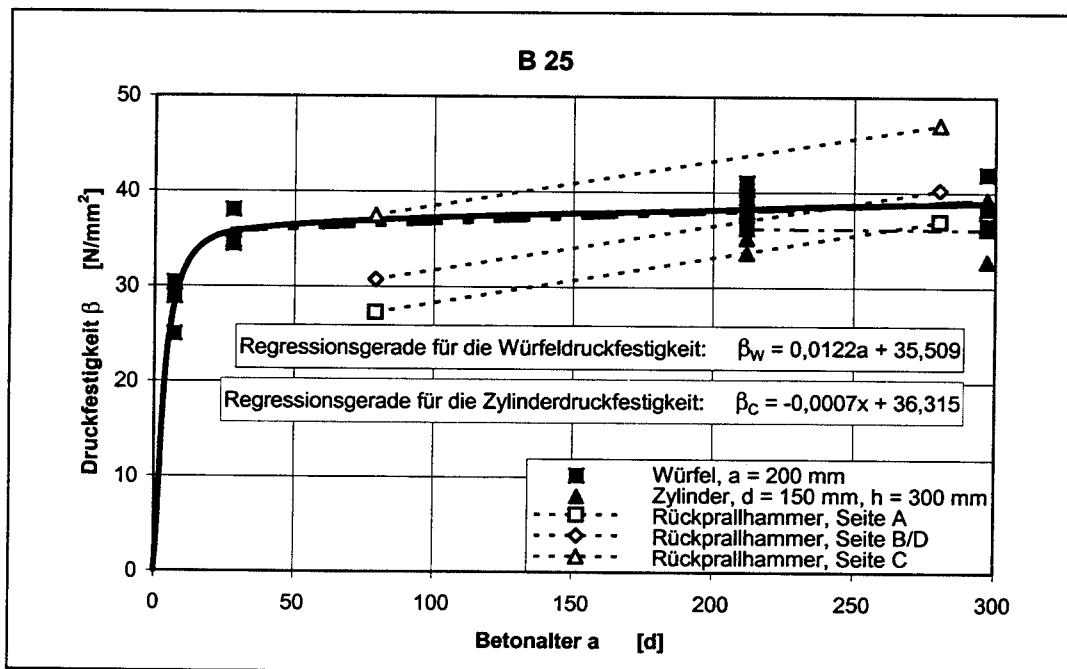
Die Betonkörper für die Verbundversuche der Betongüte B 25 wurden aus zwei Betonmischungen hergestellt. Alle Verbundversuche der Betongüte B 45 wurden aus einer Mischung angefertigt. Bild 4.6 und Bild 4.7 zeigen die Festigkeitsentwicklung der Betonmischungen. In Bild 4.6 wurden auch die Ergebnisse der Erhärtungsprüfungen für weitere im LKI nach diesem Rezept hergestellte Mischungen aufgenommen. Die Festigkeiten wurden an Würfeln der Kantenlänge 200 mm sowie Zylindern mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von 300 mm ermittelt. Diese Vergleichskörper wurden wie die Verbundversuchskörper gelagert. Da sich die Durchführung der Verbundversuche wegen der aufwendigen meßtechnischen Ausstattung über einen längeren Zeitraum hinzog, standen nicht genügend Vergleichskörper zur Verfügung, um die Druckfestigkeit an jedem Prüftag ermitteln zu können. Die Vergleichskörper wurde deshalb dazu verwendet, das Erhärtungsverhalten der Betonmischungen möglichst exakt zu erfassen.

**Bild 4.6:** Entwicklung der Betondruckfestigkeit bei der Betongüte B 25

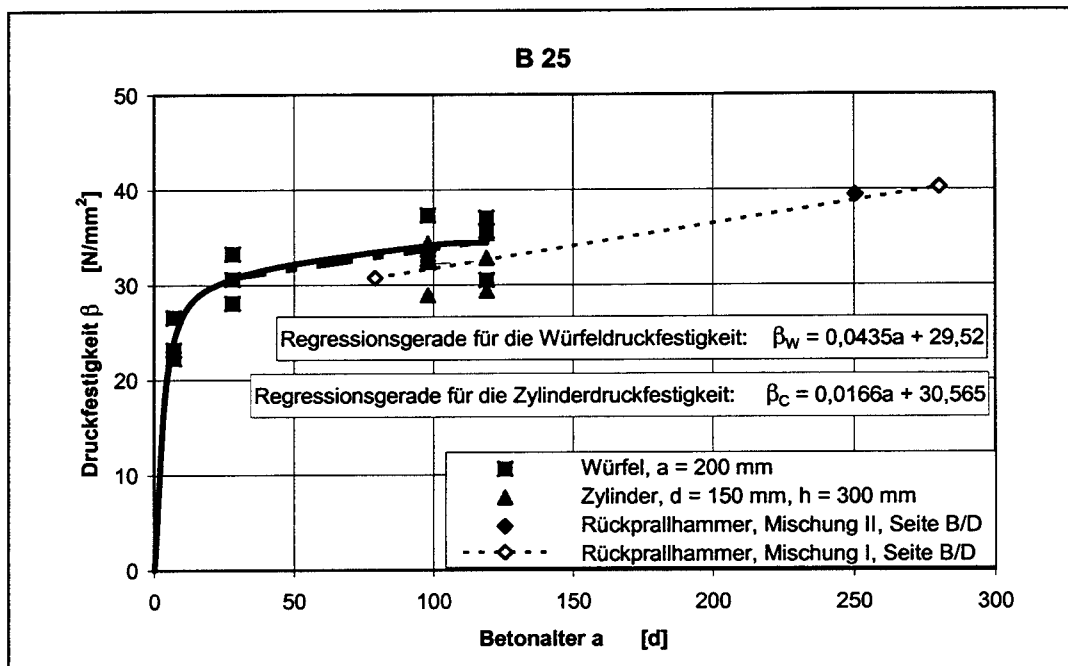


**Bild 4.7:** Entwicklung der Betondruckfestigkeit bei der Betongüte B 45

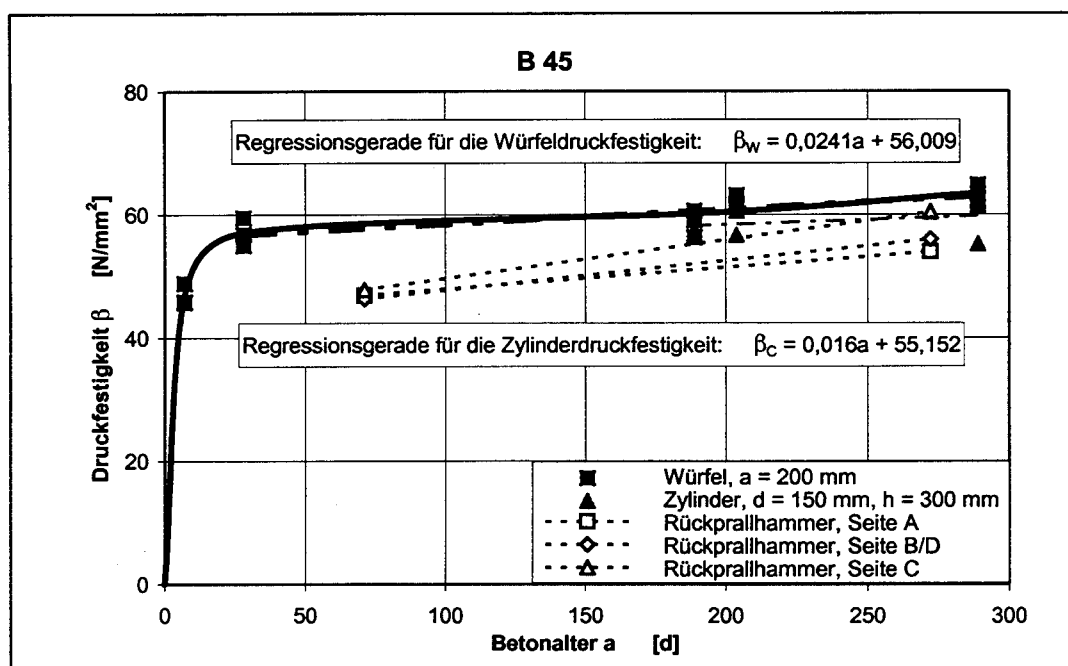
Wegen der geringen Nacherhärtung im höheren Betonalter kann die Festigkeitsentwicklung im Zeitraum der Versuchsdurchführung gut durch eine Gerade beschrieben werden. Der Verlauf der Regressionsgeraden für die den Verbundversuchen zugrunde liegenden Mischungen kann aus Bild 4.8 bis Bild 4.10 ersehen werden. Anhand dieser Geraden kann die Würfel- bzw. Zylinderdruckfestigkeit zum Zeitpunkt jeder Versuchsdurchführung bestimmt werden. In Tabelle A4.1 im Anhang 4.1 sind die so ermittelten Betonfestigkeiten für alle Verbundversuche angegeben.



**Bild 4.8:** Betondruckfestigkeiten zum Zeitpunkt der Verbundversuche, Betongüte B 25, Mischung I



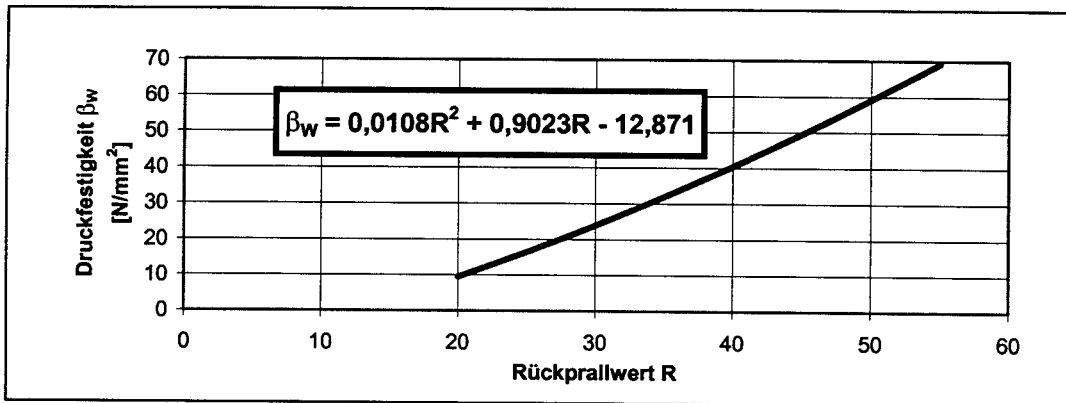
**Bild 4.9:** Betondruckfestigkeiten zum Zeitpunkt der Verbundversuche, Betongüte B 25, Mischung II



**Bild 4.10:** Betondruckfestigkeiten zum Zeitpunkt der Verbundversuche, Betongüte B 45

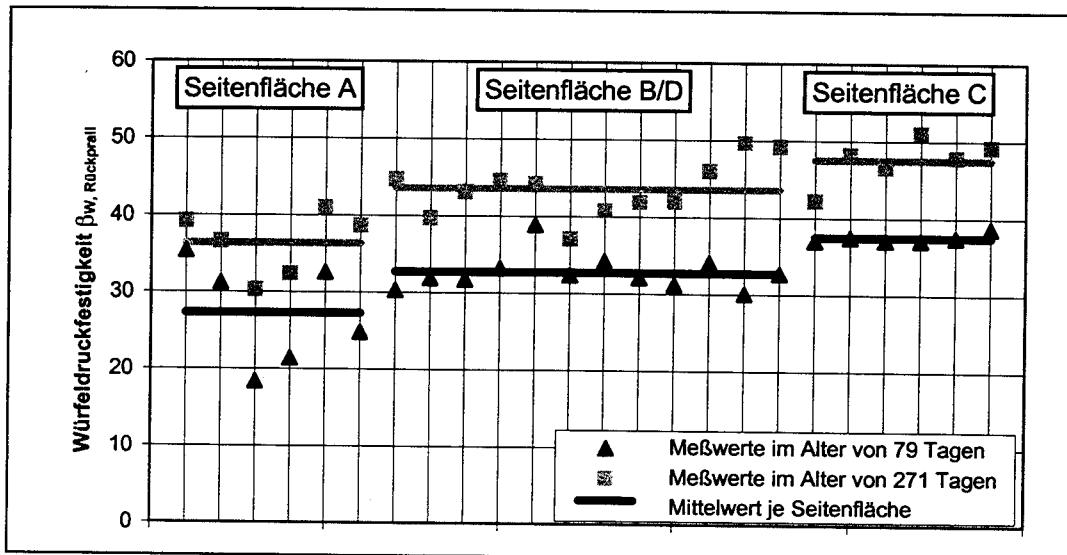
Zu verschiedenen Zeitpunkten wurde die Druckfestigkeit an den beklebten Seitenflächen der Betonkörper zerstörungsfrei mit dem Rückprallhammer nach E. Schmidt gemäß DIN 1048 Teil 2 durchgeführt. Dies erfolgte vor allem deshalb, da mit unterschiedlichen Festigkeiten an den Seitenflächen eines Prüfkörpers wegen der unterschiedlichen Lage hinsichtlich der Betonierichtung gerechnet werden muß und die an Vergleichskörpern ermittelte Druckfestigkeit nicht mit der Festigkeit oberflächennaher Bereich gleichgesetzt werden kann. Auf jeder Körperseite wurden

zehn Rückprallwerte ermittelt. Der größte und der geringste Wert wurden als Ausreißer eingestuft und in der weiteren Auswertung nicht berücksichtigt. Die aus den verbleibenden Meßwerten unter Berücksichtigung der Schlagrichtung bestimmte mittlere Rückprallstrecke wurde, unabhängig vom tatsächlichen, bedeutend höheren Alter der Versuchskörper, mit der in Bild 4.11 dargestellten Bezugskurve, die vom Hersteller des Rückprallhammers für ein Betonalter von 14 bis 56 Tagen angegeben wird, in die entsprechende Würfeldruckfestigkeit umgerechnet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen enthält Tabelle A4.2 im Anhang 4.2. Die Lage der jeweiligen Prüfstellen kann den Bildern A4.1 bis A4.26 im Anhang 4.3 bis 4.15 entnommen werden.

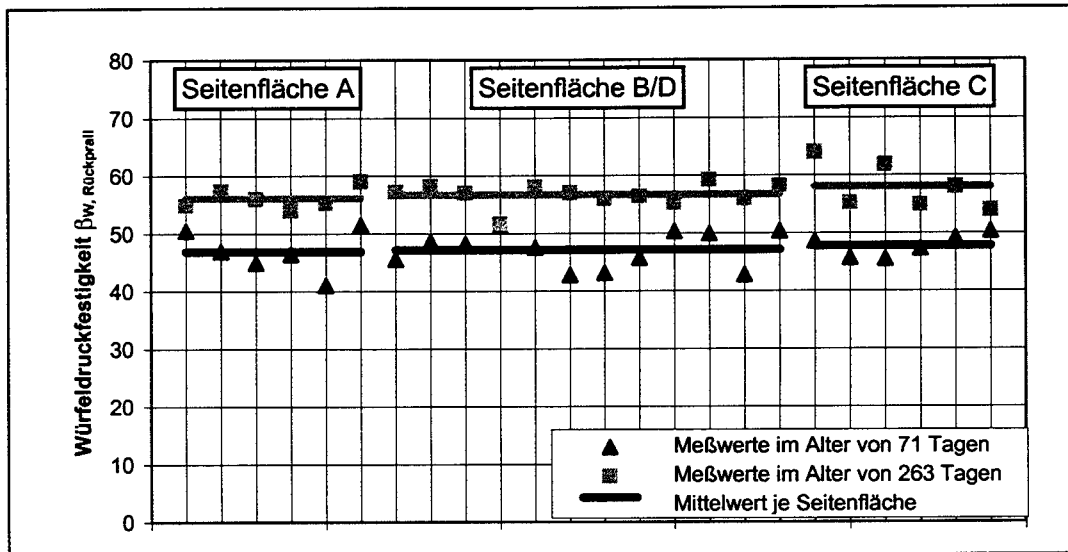


**Bild 4.11:** Umwertungskurve für die mit dem Rückprallhammer bestimmte Würfeldruckfestigkeit

In den folgenden Bildern sind die mittleren, mit dem Rückprallhammer bestimmten Würfeldruckfestigkeiten für die einzelnen Seitenflächen der Körper 1 bis 6 bzw. 7 bis 12 an jeweils zwei Prüfterminen dargestellt.



**Bild 4.12:** Zerörungsfrei an den Seitenflächen der Betonkörper 1 bis 6 ermittelte Würfeldruckfestigkeiten



**Bild 4.13:** Zerstörungsfrei an den Seitenflächen der Betonkörper 7 bis 12 ermittelte Würfeldruckfestigkeiten

Für die Betongüte B 25 wurde ein deutlicher Festigkeitsunterschied zwischen den beim Betonieren oben bzw. unten liegenden Seitenflächen A und C ermittelt. Weniger ausgeprägt wurden diese Festigkeitsunterschiede auch bei der Betongüte B 45 festgestellt. Da die Prüfstellen auf den Seitenflächen B und D hinsichtlich der Lage zu den angrenzenden Flächen A und C zufällig gewählt worden waren, konnte eine unkorrekte Erfassung der mittleren Rückprallstrecke nicht ausgeschlossen werden. Deshalb wurden für diese Seitenflächen die Mittelwerte getrennt für alle Prüfstellen ermittelt, die in Nachbarschaft zu Seite A bzw. Seite C lagen. In der folgenden Tabelle sind diese Mittelwerte für die in Betongüte B 25 ausgeführten Betonkörper 1 bis 6 zusammengestellt. Ein Einfluß der Lage der Prüfstellen innerhalb dieser Seitenflächen auf den gebildeten Mittelwert ist nicht erkennbar. Für die Seitenflächen B und D, die gleiche betontechnologische Eigenschaften aufweisen, wird deshalb die mittleren Betondruckfestigkeit als Mittelwert aus allen verfügbaren Meßwerten ermittelt.

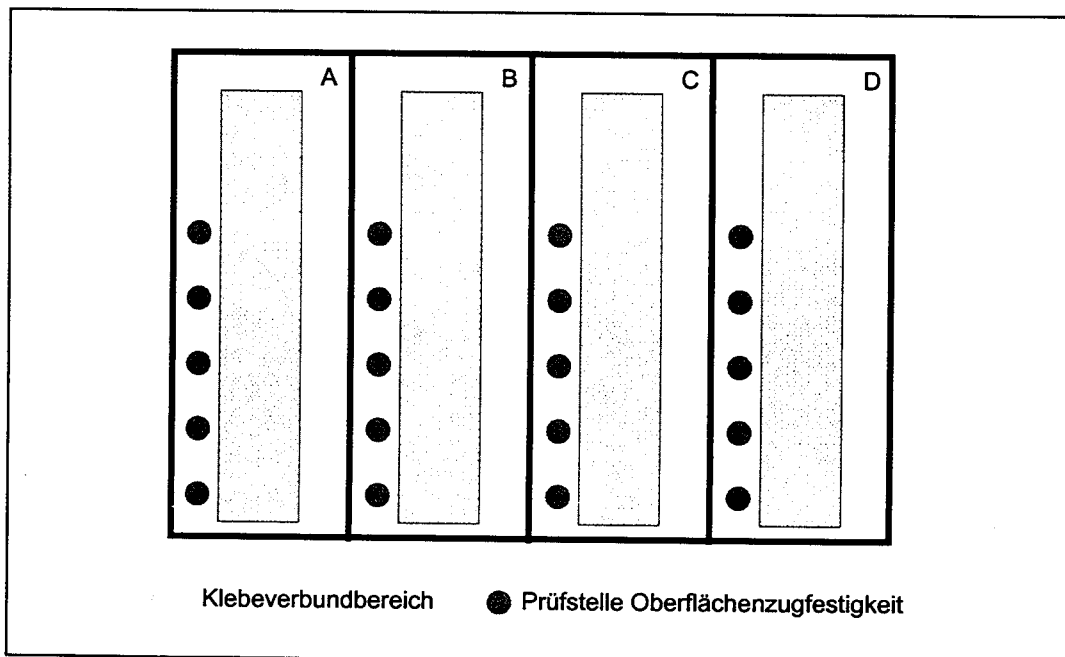
**Tabelle 4.3:** Mittlere zerstörungsfrei an den Seitenflächen der Betonkörpern 1 bis 6 bestimmte Würfeldruckfestigkeit  $\beta_w$  [N/mm<sup>2</sup>]

Betonalter	Seitenfläche A	Seitenflächen B und D		Seitenfläche C
		Prüfstellen an Seite A grenzend	Prüfstellen an Seite B grenzend	
79	27.3	32.6	32.8	37.5
241	38.8	37.1	43.3	45.7
271	35.2	43.6	44.3	48.4

Für die in Bild 4.8, Bild 4.9 und Bild 4.10 eingezeichneten Verläufe der aus Rückprallstrecken ermittelten Würfeldruckfestigkeiten wurden ferner die Messungen mit relativ geringem zeitlichem Abstand gemittelt. Wie aus Bild 4.9 ersichtlich, wurden an den Betonkörpern 23 bis 26 (B25, Mischung II) die Rückprallwerte erst nach etwa 8 Monaten ermittelt. Die Verbundversuche waren jedoch bereits im Betonalter von 3 bis 3.5 Monaten durchgeführt worden. Unter Beach-

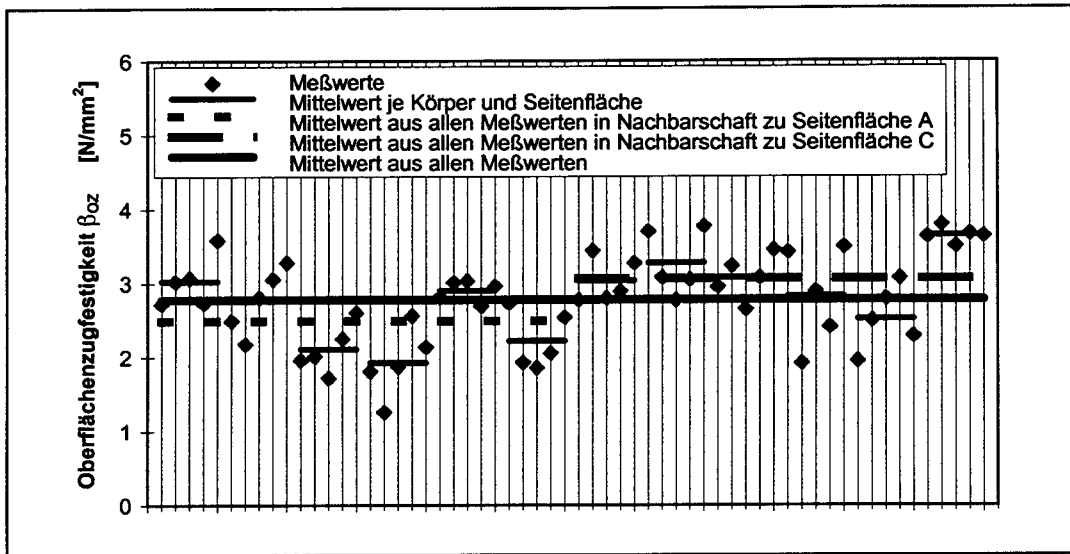
tung von Bild 4.6 wird hinsichtlich einer Auswertung der Versuche für eine spätere Bemessung auf der sicheren Seite auch hier ein Verlauf der zerstörungsfrei ermittelten Würfeldruckfestigkeit wie bei der rezeptgleichen Mischung I angenommen. Die durch lineare Interpolation aus den Rückprallwerten ermittelten Würfeldruckfestigkeiten sind in Tabelle A4.3 im Anhang 4.16 angegeben.

Mit großem Aufwand wurde die Oberflächenzugfestigkeit an den beklebten Seitenflächen der Betonkörper innerhalb weniger Tage nach den Verbundversuchen ermittelt. An den Körpern 1 bis 12, 23, 24 und 26 wurden je Seitenfläche fünf Oberflächenzugfestigkeitswerte mit Prüfstempeln  $\varnothing$  50mm nach DIN 1048, Teil 2 an durch eine Ringnut begrenzten Prüfflächen ermittelt. An den übrigen Körpern wurden auf jeder beklebten Seitenfläche zwei Prüfflächen angeordnet. Die Lage der Prüfstellen auf den Seitenflächen A und C hat bei ausreichender Stichprobengröße keinen Einfluß auf die ermittelte Oberflächenzugfestigkeit. Bei den Seitenflächen B und D konnte jedoch, anders als bei der zerstörungsfreien Ermittlung der Druckfestigkeit, eine Abhängigkeit der ermittelten Oberflächenzugfestigkeit von der Lage der Prüfflächen bezüglich der betontechnologisch stark unterschiedlichen Seitenflächen A und C festgestellt werden. Die Prüfflächen wurden deshalb bei den größeren Körpern, wie die Abwicklung in Bild 4.14 zeigt, rotations-symmetrisch um die Längsachse des Betonkörpers angeordnet. Auch durch die Anordnung der Prüfflächen auf den übrigen Betonkörpern wurde dieser Umstand berücksichtigt. Durch die Mittelwertbildung aus allen an den Seitenflächen B und D ermittelten Einzelwerten kann so die Oberflächenzugfestigkeit im Bereich des Klebeverbundes bestimmt werden. Die Lage der Prüfstellen an den einzelnen Betonkörpern kann dem Anhang 4.3 bis 4.15 entnommen werden.

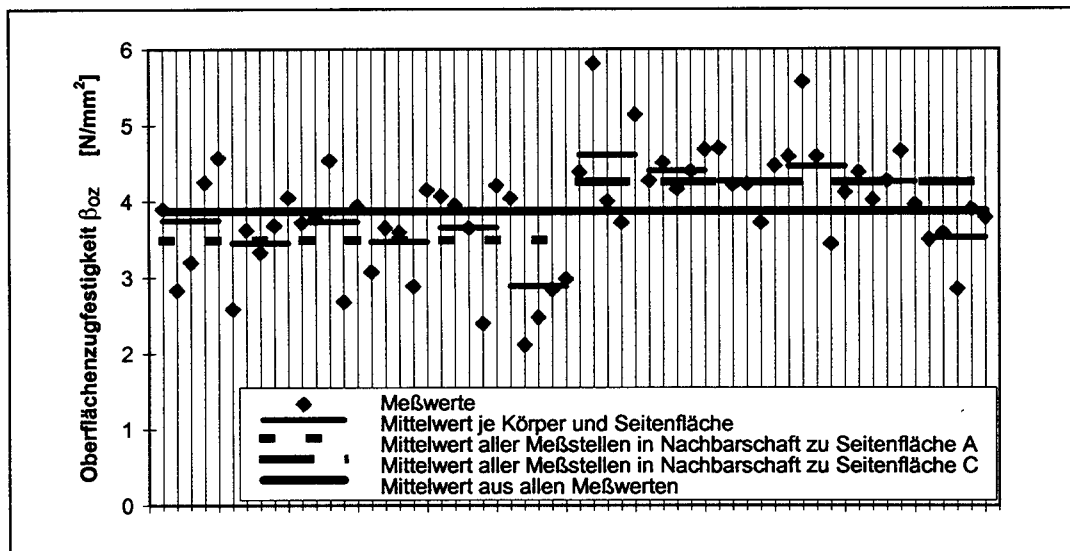


**Bild 4.14:** Anordnung der Prüfstellen für die Oberflächenzugfestigkeit

Die folgenden Bilder zeigen die Auswertung der Oberflächenzugfestigkeitsmessungen an den Betonkörpern 1 bis 12. Bild 4.15 und Bild 4.16 zeigen die Abhängigkeit der ermittelten Oberflächenzugfestigkeit von der Lage der Prüfstellen auf den Seitenflächen B und D.



**Bild 4.15:** Einfluß der Lage der Prüfstellen auf den Seitenflächen B und D für die Betongüte B 25 (Betonkörper 1 bis 6)

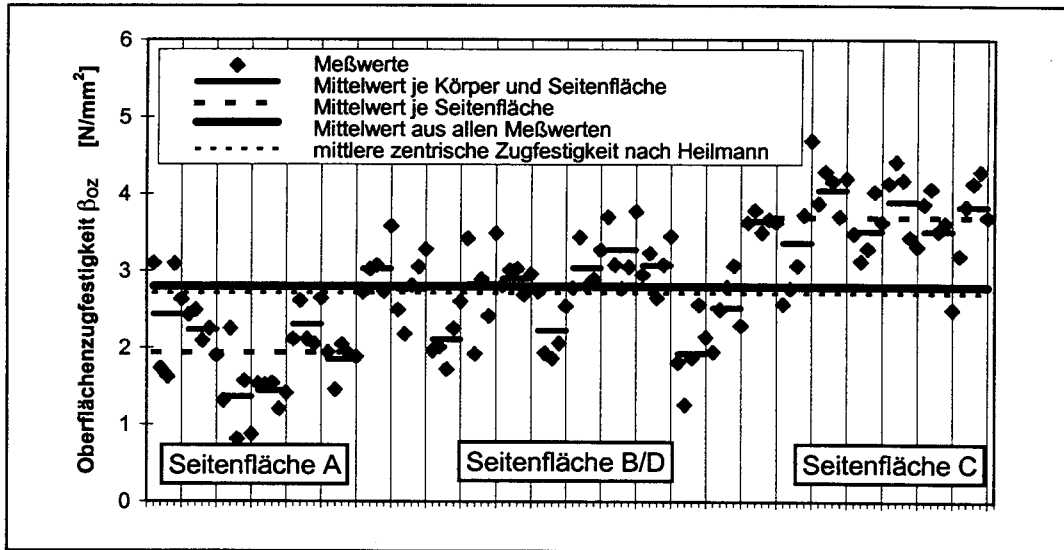


**Bild 4.16:** Einfluß der Lage der Prüfstellen auf den Seitenflächen B und D für die Betongüte B 45 (Betonkörper 7 bis 12)

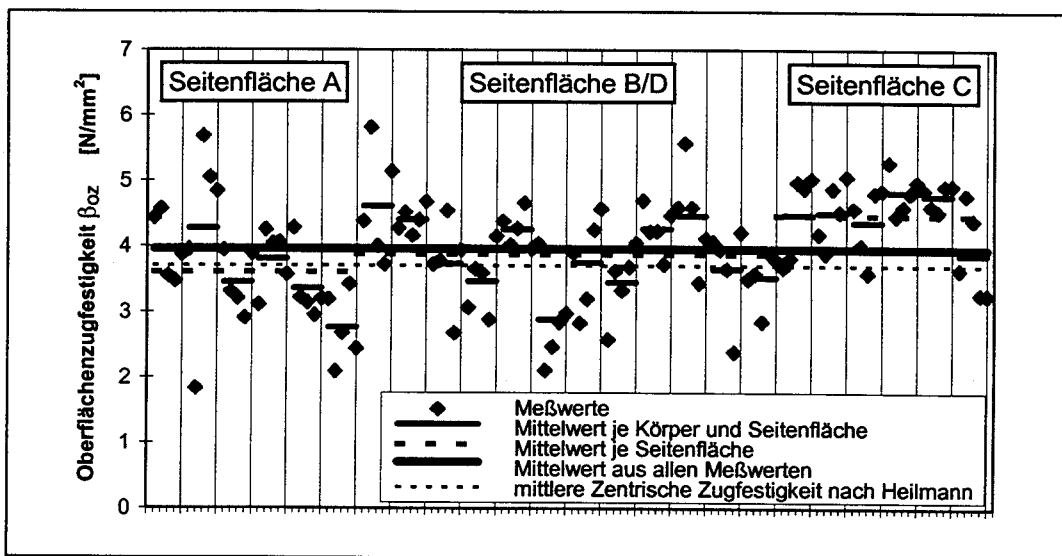
In Bild 4.17 und Bild 4.18 sind die Mittelwerte der Oberflächenzugfestigkeit für die Betongüten B 25 bzw. B 45 nach Seitenflächen getrennt dargestellt. Einflüsse aus dem unterschiedlichen Betonalter wurden in diesen Darstellungen vernachlässigt. In die Diagramme wurde auch der von Holzenkämpfer für seine Modellkalibrierung angesetzte Mittelwert für die zentrische Betonzugfestigkeit nach Heilmann eingetragen. Es ist zu erkennen, daß die auf der beim Betonieren oben liegenden Seitenfläche A gemessene Oberflächenzugfestigkeit hinter der zentrischen Zugfestigkeit zurückbleibt. Dieser Umstand wurde bei der Kalibrierung Holzenkämpfers berücksichtigt. Der von Holzenkämpfer pauschal angenommene Abminderungsfaktor von 0.75 liefert für die hier untersuchte Betongüte B 25 eine gute Einschätzung der Verhältnisse. Bei Betongüte B 45 würde für die Kalibrierung auf der unsicheren Seite liegend ein zu geringer Wert ermittelt werden. Die Oberflächenzugfestigkeit der beim Betonieren unten liegenden Seitenfläche C würde für



beide Betongüten nach dem Vorgehen Holzenkämpfers deutlich unterschätzt. Ein mit diesen Werten kalibrierter Ansatz würde auf der unsicheren Seite liegend zu hohe Verbundbruchkräfte liefern. Bild 4.18 zeigt ebenfalls die Abweichung der rechnerischen mittleren Zugfestigkeit von der tatsächlich vorliegenden mittleren Oberflächenzugfestigkeit, die etwa der Festigkeit bei zentrischer Zugbeanspruchung gleichgesetzt werden kann (vgl. Bild 3.12).



**Bild 4.17:** Oberflächenzugfestigkeit an den Seitenflächen der Betonkörper 1 bis 6



**Bild 4.18:** Oberflächenzugfestigkeit an den Seitenflächen der Betonkörper 7 bis 12

Zusammenfassend können folgende Ergebnisse aus den Untersuchungen der Druckfestigkeit und der Oberflächenzugfestigkeit festgehalten werden.

- In bezug auf die Lage beim Betonieren sind drei Seitenflächen zu unterscheiden: die nicht geschalte Seitenfläche A, die beim Betonieren oben liegt, die geschalte Seitenfläche C, die beim Betonieren unten liegt sowie die geschalteten Seitenflächen B und D, die bei Betonieren

vertikal ausgerichtet sind (vgl. Bild 4.1). Die Seitenflächen weisen unterschiedliche Festigkeiten auf.

- An Seitenfläche A werden geringere Druck- und Oberflächenzugfestigkeiten ermittelt als an den Seitenflächen B und D: Die Festigkeiten der Seitenflächen B und D entsprechen den mittleren Bauteilfestigkeiten. Seitenfläche C weist höhere Festigkeiten auf.
- Die Festigkeitsunterschiede sind umso ausgeprägter, je größer die Bauteilhöhe ausgeführt wird.
- Je geringer die Betonfestigkeit, desto größer sind die Festigkeitsunterschiede zwischen den einzelnen Seiten in bezug auf die Betonierrichtung. Da die Bruchflächen bei geringen Betonfestigkeiten entlang der Zuschlagkörner verlaufen, gewinnen die Anordnung und Orientierung des Zuschlags an Bedeutung.
- Die Prüfstellen für die Oberflächenzugfestigkeiten sind auf den Seitenflächen B und D unter Berücksichtigung der über die Bauteilhöhe veränderlichen Festigkeiten so anzuordnen, daß der Mittelwert im Klebeverbundbereich korrekt bestimmt werden kann.

Für die weiteren Auswertungen könnten folgende Mittelwerte für Festigkeiten angesetzt werden:

- Mittelwert aller Meßstellen auf den Seitenflächen A, C bzw. B und D eines Körpers
- Mittelwert aus allen Festigkeitsprüfungen an allen hinsichtlich Betonalter, Betonierlage, Bauteilgeometrie und Betonmischung vergleichbaren Seitenflächen

Die Betonkörper wurden mit einem Innenrüttler verdichtet. Da der Beton einer Mischung entnommen wurde, kann bei dieser Art der Verdichtung davon ausgegangen werden, daß die Betoneigenschaften an Seitenfläche C beinahe ausschließlich von Streuungen der Betonzusammensetzung und Materialeigenschaften von Zuschlag und Zement abhängen. Die oberflächennahen Betonschichten der Seitenfläche A dagegen wurden von einer Person durch Abziehen von Hand verdichtet. Durch diese Arbeitstechnik ist von größeren Streuungen der Festigkeiten auszugehen. Die Seitenflächen B und D stellen den Übergangsbereich zwischen den Bereichen großer und geringer Streuungen dar. Dies bestätigen Bild 4.17 und Bild 4.18 sowie Bild 4.12 und Bild 4.13. Die manuelle Verdichtung der Oberfläche könnte insbesondere auf den Seitenflächen A zu stark unterschiedlichen, mittleren Festigkeiten führen (Mittelwertstreuung), so daß für die weitere Auswertung nur die an den jeweiligen Körpern bestimmten Meßwerte verwendet werden dürften. Dagegen spricht aber die Tatsache, daß nicht nur mit Streuungen der Mittelwerte je Probekörper sondern auch mit starken Streuungen der Festigkeiten an einer Seitenfläche zu rechnen ist, so daß die Aussagekraft des Mittelwertes aus acht Schlägen mit dem Rückprallhammer bzw. fünf Prüfstempeln des Durchmessers 50 mm nicht zu überschätzen ist. Die Messungen wurden alle in einem eng abgegrenzten Bereich durchgeführt. Die so untersuchte Fläche entspricht nur etwa 7 % der Größe der Klebeverbundfläche, die bei einer 20 mm dicken Stahllasche im Verbundversuch aktiviert wird. Es existiert ferner die Problematik, daß die Festigkeiten nicht im Bereich der tatsächlich geprüften Klebeverbundflächen ermittelt werden können. Die Prüfung in diesem Bereich würde vor der Applikation der Klebearmierung zu festigkeitsmindernden Zerstörungen in den oberflächennahen Betonschichten führen. Nach dem Verbundversuch liegt im Verbundbereich eine mit Schubrisen durchsetzte, entfestigte Oberfläche vor, so daß auch zu diesem Zeitpunkt keine Festigkeitsuntersuchungen in diesem Bereich möglich sind.

Für die weiteren Auswertungen werden die Festigkeiten deshalb wie folgt angesetzt:

Für die Seitenfläche A, B/D und C wird der Mittelwert aus den Festigkeitsprüfungen an allen hinsichtlich Bauteilgeometrie und Betonmischung vergleichbaren Betonkörpern bestimmt. Die Würfeldruckfestigkeit wird aus den Rückprallwerten bestimmt, da nur mit der zerstörungsfreien Prüfung an der Bauteiloberfläche die Druckfestigkeit oberflächennaher Betonschichten erfaßt werden kann. Die Druckfestigkeit wird dabei nach der in Bild 4.11 angegebenen Umrechnungskurve bestimmt. Diese Kurve ist in vielen digitalen Geräten standardmäßig vorhanden. Die Aufstellung anderer Umrechnungskurven, die einen Bezug zu Vergleichskörper oder Bohrkern-

festigkeiten herstellen, ist nicht sinnvoll, da maßgebend für die Tragfähigkeit des Klebeverbundes stets die Festigkeit der oberflächennahen Betonschichten ist. In Tabelle A4.3 im Anhang 4.16 sind die unter Berücksichtigung des Betonalters zum Zeitpunkt der Durchführung des Verbundversuches ermittelten Festigkeiten für alle geprüften Seitenflächen zusammengestellt. Es ist festzustellen, daß die Unterschiede im Betonalter zum Zeitpunkt des Verbundversuches nur einen außerordentlich geringen Einfluß auf die Würfeldruckfestigkeit zeigen. Deshalb werden die für die einzelnen Seitenflächen ermittelten Druckfestigkeiten gemittelt. Die Oberflächenzugfestigkeit wurde stets zum Zeitpunkt der Verbundversuche ermittelt. Der exakte Einfluß des Betonalters kann somit nicht untersucht werden. Wegen des außerordentlich geringen Druckfestigkeitsanstieges und des hohen Betonalters ( $a \geq 105$  d) kann aber auch hier in guter Näherung von einer Konstanz der mittleren Oberflächenzugfestigkeit innerhalb der einzelnen Versuchsreihen ausgegangen werden.

Die in Tabelle 4.4 zusammengestellten Werte stellen die Eingangsparameter für die im Abschnitt 6 durchgeführten Regressionsanalysen dar:

**Tabelle 4.4:** Mittelwerte für die Betonfestigkeiten

	A	Seite B/D	C
Würfeldruckfestigkeit $\beta_{w, \text{Rückprall}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
Körper 1 - 6	33.6	35.7	44.5
Körper 7 - 12	53.0	51.7	55.1
Körper 13, 14, 17, 18, 19	-	39.8	-
Körper 15, 16, 20, 21, 22	-	56.0	-
Körper 23, 24, 25, 26	-	32.4	-
Oberflächenzugfestigkeit $\beta_{oz}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
Körper 1 - 6	1.94	2.78	3.70
Körper 7 - 12	3.60	3.87	4.47
Körper 13, 14, 17, 18, 19	-	2.65	-
Körper 15, 16, 20, 21, 22	-	3.81	-
Körper 23, 24, 25, 26	-	2.21	-

#### 4.3.2 Stahllaschen

Alle Stahllaschen wurden in FE 360 B (St 37-2) ausgeführt. Planmäßig sollte das Verbundverhalten von 5, 10, 15 und 20 mm dicken Laschen untersucht werden. Die planmäßigen Breiten der Stahllaschen betragen 80 und 200 mm. Einige der Stahllaschen wiesen eine Beschichtung mit dem Primer SIKA Icosit 277 nach dem Zulassungsbescheid auf. Diese Beschichtung war von geschultem Personal der Firma Dipl.-Ing. R. Laumer GmbH & Co, Bautechnik, Massing, aufgetragen worden. Nachdem im Pilotversuch 12BD ein großflächiges Adhäsionsversagen in der Grenzfläche Primer-Stahl aufgetreten war, wurde die Primerschicht an den beschichteten Stahllaschen im Verbundbereich durch Abschleifen mit einem Bandschleifer bzw. durch Sandstrahlen entfernt. Da die Untersuchung der Primerschicht nicht Gegenstand des hier beschriebenen Forschungsvorhabens war, wurde die Ursache für dieses Grenzflächenversagen nicht weiter untersucht. Die Oberfläche der nicht geprimerten Stahllaschen wurden wenige Tage vor dem Verkleben im Verbundbereich gesandstrahlt und im trockenen Laborklima (20° C, 65 % rel.

Luftfeuchte) aufbewahrt. Jede Stahlflasche wurde für zwei Verbundversuche verwendet. Dazu wurden die Stahlflaschen gewendet.

Die Querschnittsabmessungen aller Stahlflaschen wurden am Beginn des Verbundbereiches ermittelt. Sie sind in Tabelle A4.4 im Anhang 4.17 zusammengestellt. Diese Tabelle enthält auch Angaben zum Elastizitätsmodul der Stahlflaschen. Der Elastizitätsmodul wurde neben anderen mechanischen Kenngrößen für die jeweilige Liefercharge an Proportionalproben ermittelt, die bei den Zug-Druck-Körpern nach der Versuchsdurchführung den nicht beanspruchten Bereichen oberhalb der Querhauptverschraubung (s. Bild 4.2) in Krafrichtung entnommen wurden. Für die Zug-Zug-Körper wurde eine Probe aus dem verbundfreien Bereich in der Umgebung des Anrißbleches (s. Bild 4.4) herausgearbeitet. Da die Streckgrenze der Stahlflasche im Verbundversuch nicht annähernd erreicht worden war, können die mechanischen Eigenschaften an Proben aus diesem Bereich ohne Beeinträchtigung ermittelt werden. In Tabelle 4.5 sind die mechanischen Eigenschaften aller geprüften Stahlproben zusammengestellt.

**Tabelle 4.5:** Mechanische Eigenschaften der verwendeten Stahlflaschen

Laschendicke $t_L$ (Sollwert) [mm]	Liefercharge	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	Streckgrenze [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
20	I-1	208 010	356	497
5	II-1	206 668	349	479
5	II-2	206 769	445	525
5	II-3	206 279	435	516
10	II-4	203 608	375	499
15	II-5	200 120	285	422
20	II-6	202 370	285	453
5	III-1	210 144	339	440
10	III-2	210 577	416	553
20	III-3	196 410	303	459

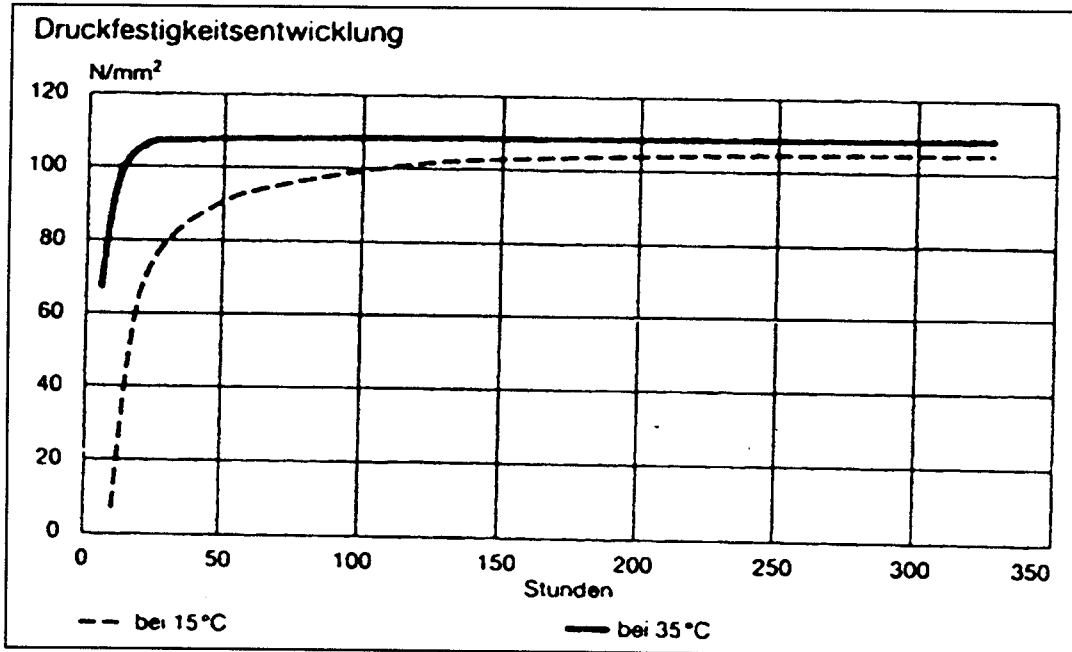
### 4.3.3 Epoxidharzkleber

Für die Stahlflaschenverklebung auf den Versuchskörpern wurde ausschließlich der mit Bescheid Z-36.1-30 allgemein bauaufsichtlich zugelassene 2-Komponenten-Epoxidharzmörtel Sikadur 30 der Sika Chemie GmbH verwendet. Die Komponenten waren den Herstellungsladungen 65375 (Komponente A) und 65313 (Komponente B) entnommen. Die Mischung und der Auftrag auf die Betonkörper und Stahlflaschen erfolgte entsprechend dem Richtlinienentwurf [8] und den Verarbeitungsvorschriften des Herstellers [32].

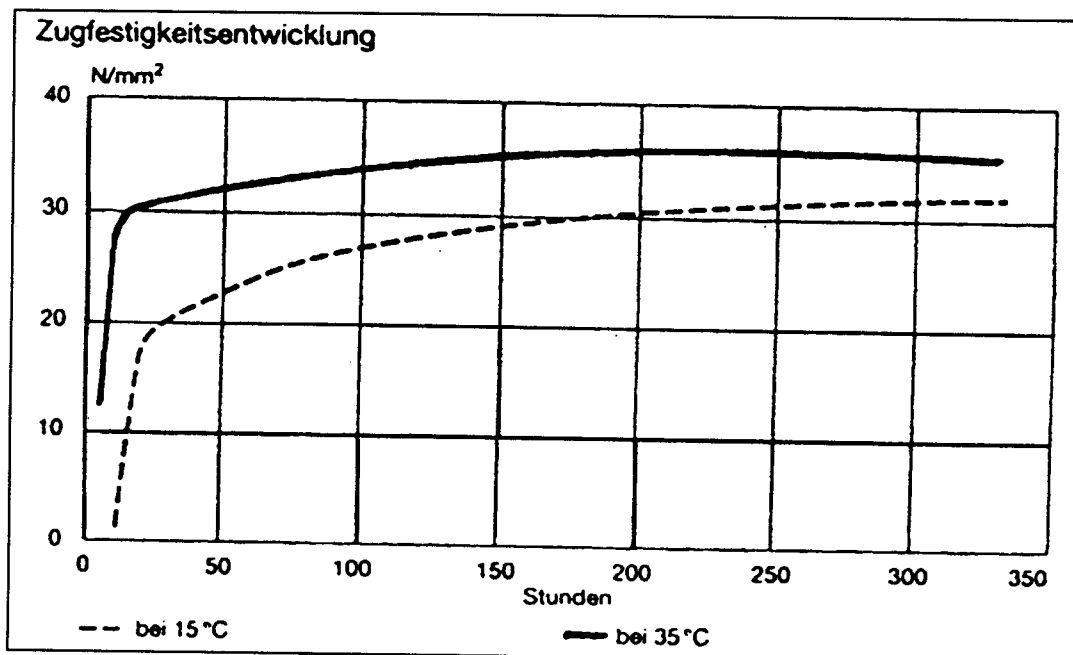
Im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens wurden keine Untersuchungen am Kleber durchgeführt. Durch die Angaben in diesem Bericht und die definierte Ausführung der Klebschichtdicke können künftige Untersuchungen mit anderen Epoxidharzklebern gut mit den hier dokumentierten Versuchen verglichen werden. Der Technischen Dokumentation Bau der Sika Chemie GmbH [41] können folgende Angaben zu den Materialeigenschaften des Klebers entnommen werden.

Dichte:	1.77 kg/l
statischer E-Modul:	12 800 N/mm <sup>2</sup>
thermischer Ausdehnungskoeffizient:	$9 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$

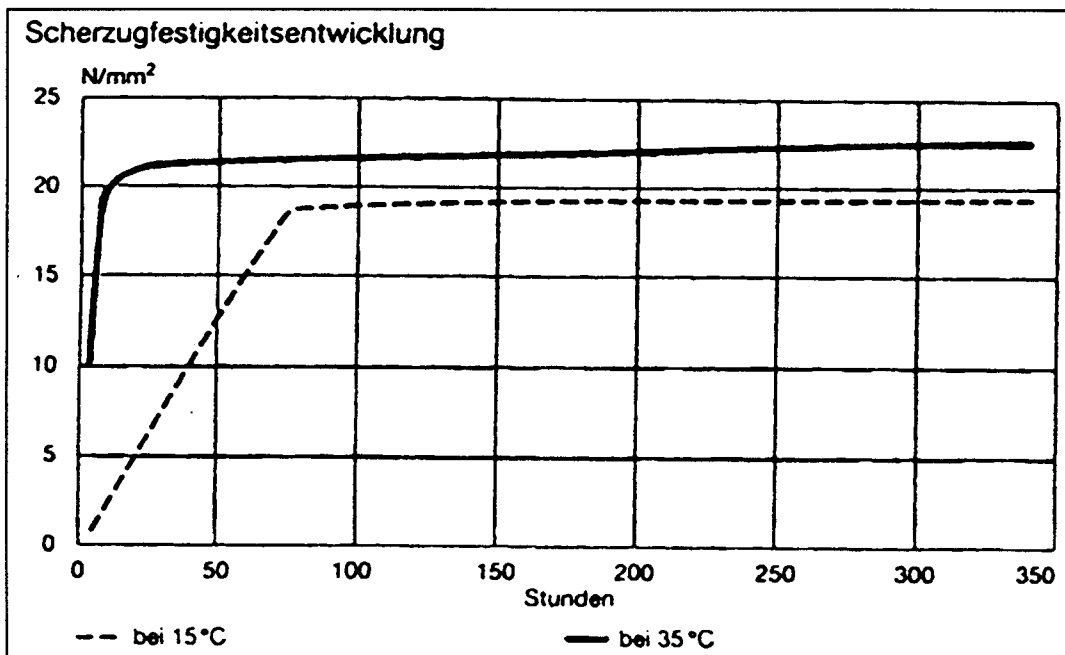
Die Festigkeitsentwicklung nach Herstellerangaben kann den folgenden Diagrammen entnommen werden. Unter Verwendung dieser Diagrammen können mit dem in Tabelle A4.5 im Anhang 4.18 angegeben Alter der Verklebung die Festigkeiten zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung abgeschätzt werden.



**Bild 4.19:** Entwicklung der Druckfestigkeit des Epoxidharzmörtels Sikadur 30 (entnommen aus [32])



**Bild 4.20:** Entwicklung der Zugfestigkeit des Epoxidharzmörtels Sikadur 30 (entnommen aus [32])



**Bild 4.21:** Entwicklung der Schervzugfestigkeit des Epoxidharzmörtels Sika-dur 30 (entnommen aus [32])

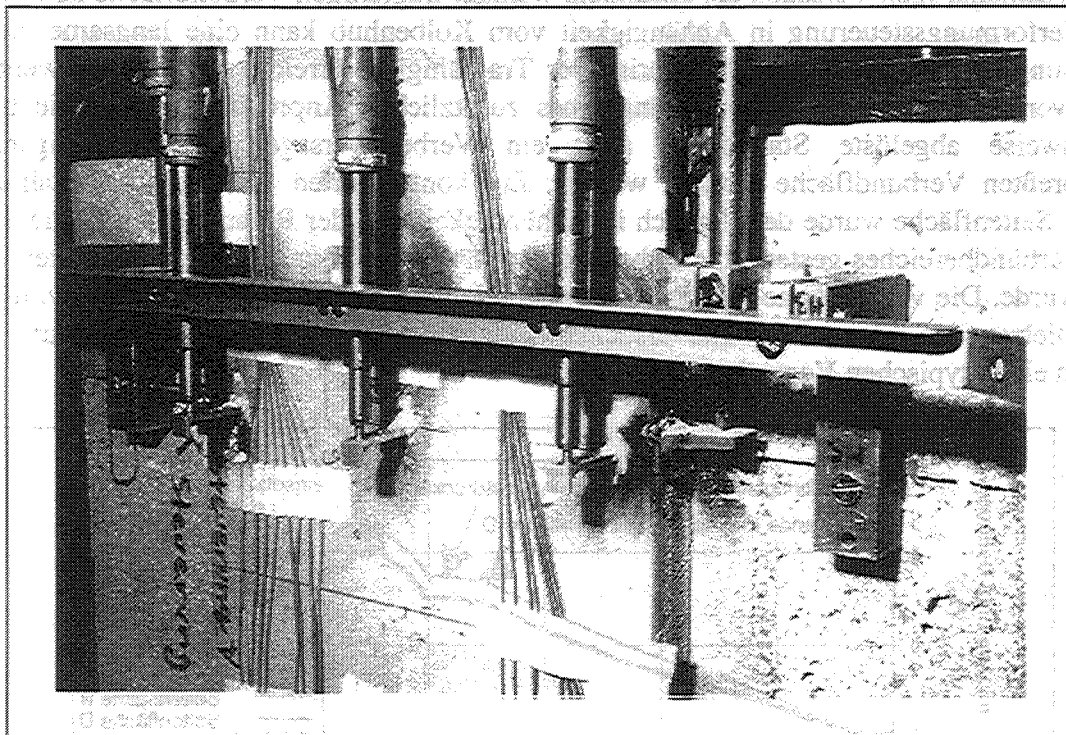
#### 4.4 Meßtechnische Ausrüstung der Versuchskörper

Alle Versuchskörper wurden mit der im folgenden beschriebenen Grundausstattung an Aufnehmern ausgerüstet. Die Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches zwischen der Laschenoberfläche und der Oberfläche des Betonkörpers wurde in jeder Meßachse während des gesamten Versuches aufgezeichnet. Die Messung dieser Verschiebung erfolgte über induktive Wegaufnehmer mit einem Meßbereich von  $\pm 2$  mm. Diese Aufnehmer waren auf einer Trägerkonstruktion angebracht, die in zwei Lagerpunkten im Abstand  $l_b$  seitlich von der Stahllasche auf Höhe des Beginns der Verklebung mit Hilfe von je einer Schraube und einem Kunststoffdübel am Betonkörper befestigt war. Der Abstand  $l_b$  betrug an den Versuchskörpern 1 bis 12, 23 und 26 jeweils 80 mm und an den Körpern 13 bis 22 jeweils 40 mm. Am Körper 24 bzw. 25 betrug  $l_b$  140 bzw. 25 mm. Die Spitzen der Induktionskerne der Wegaufnehmer ruhten auf etwa 10 mm breiten Metallwinkeln die durch je zwei Punktschweißungen an ihren Flanken oder durch eine Punktklebung am Beginn des Verbundbereiches mit den Stahllaschen verbunden waren. Bild 4.22 zeigt die Anordnung der Wegaufnehmer am Beginn der Verbundlänge.

Die zugehörige Laschendehnung in den Meßachsen wurde durch zwei auf den gegenüberliegenden Oberflächen applizierte Dehnmeßstreifen erfaßt. Durch die Applikation auf den zwei gegenüberliegenden Seiten konnten in der verbundfreien Vorlänge auftretende Biegeeinflüsse meßtechnisch kompensiert werden. Diese wiesen eine Meßgitterlänge von 6 mm und eine Breite von etwa 3 mm auf.

An den Zug-Zug-Doppellaschenkörpern wurde zusätzlich die Rißbreite gemessen, die sich auf Höhe des Anrißbleches im verbundfreien Bereich einstellte. Die Erfassung dieser Größe erfolgte in vier Meßachsen, die in einem seitlichen Abstand von 20 mm zu den Stahllaschen angeordnet waren. Die Trägerklötzchen für die Aufnehmer und Anschlagwinkel waren auf die Betonoberflä-

che aufgeklebt. Die Längsachsen der induktiven Wegaufnehmer, die einen Meßbereich von  $\pm 10$  mm aufwiesen, hatten einen Abstand zur Betonoberfläche von 20 mm. Die Kraft wurde bei allen Versuchen mit Kraftmeßdosen erfaßt. Für die Steuerung des Zylinders standen ferner zwei induktive Wegaufnehmer zur Verfügung, die den Kolbenhub und eine Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches erfaßten.



**Bild 4.22:** Anordnung der Wegaufnehmer am Beginn der Verbundlänge zur Erfassung der Relativverschiebungen im Versuch 12BD

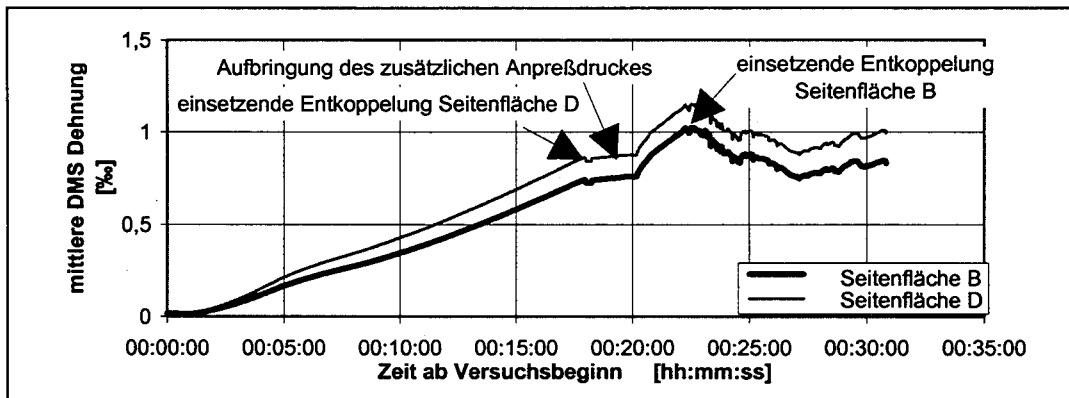
Neben dieser meßtechnischen Grundausstattung wurden bei einigen Verbundversuchskörpern zusätzliche Dehnmeßstreifen an der Oberfläche der Stahllaschen angebracht. Bei Verbundversuch 12BD wurden auch auf der kleberbehafteten Seitenfläche Dehnmeßstreifen in gleicher Position angebracht, wie auf der Oberfläche. Die Position aller Dehnmeßstreifen zeigen die Bilder A4.27 bis A4.29 in Verbindung mit den Tabellen A4.6 und A4.7 im Anhang 4.19 bis 4.22.

### 4.5 Versuchsdurchführung

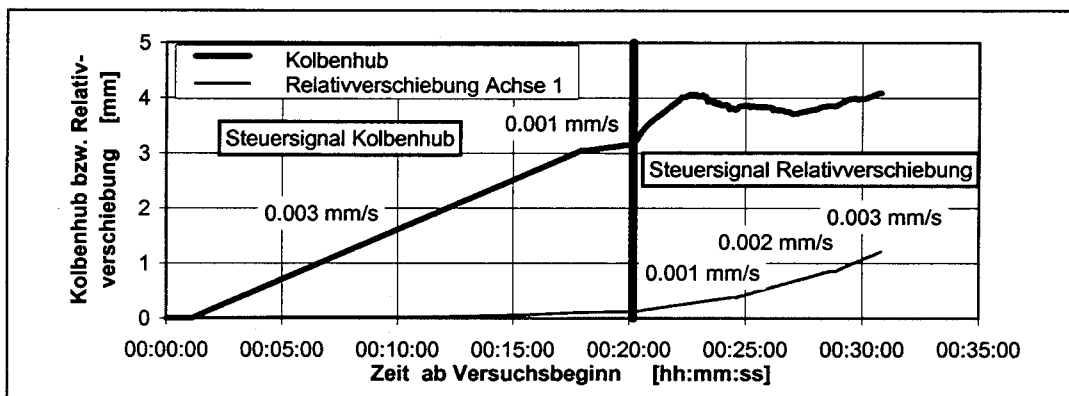
Bei den Versuchen wurden servo-hydraulische Steuerungen eingesetzt. Die Zug-Zug-Versuche wurden verformungsgesteuert, in Abhängigkeit vom Kolbenhub der Universalprüfmaschine gefahren. Diese Art der Steuerung entspricht wegen der großen verbundfreien Vorlängen und dem linear elastischen Verhalten der Stahllaschen bis zum Auftreten größerer Verbundentkoppelungen einer reinen Kraftsteuerung. Mit der Ablösung größerer Verbundbereiche stellt sich dann eine Kombination aus Kraft und Verformungssteuerung ein.

Die Zug-Druck-Versuchskörper wurden zunächst verformungsgesteuert in Abhängigkeit vom Kolbenhub des Hydraulikzylinders beansprucht. Die zur Verfügung stehende Steuerung wies nur zwei Eingangskanäle für Verformungen auf. Aus versuchstechnischen Gründen ist eine Kontrolle des Kolbenhubes in jedem Fall erforderlich, so daß nur ein Eingangskanal für die Erfassung der Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches zur Verfügung stand. In den Verbund-

versuchen steht zunächst, insbesondere wenn die Seitenflächen B und D geprüft werden, nicht fest, auf welcher der beiden beklebten Körperseitenflächen zuerst Verbundversagen auftritt, so daß der zur Verfügung stehende Steuergeber auf dieser Seite angeordnet werden könnte. Wird der Steuergeber auf der Seitenfläche mit der höheren Verbundtragfähigkeit angeordnet, so kann es bereits bei geringen Beanspruchungen dieser Verbundfläche wegen des Versuchsaufbaues zu einem schlagartigen Versagen der gesamten, weniger tragfähigen Verbundfläche kommen. Durch die Verformungssteuerung in Abhängigkeit vom Kolbenhub kann eine langsame, kontrollierte Ablösung der Verbundfläche mit geringerer Tragfähigkeit erreicht werden. Im weiteren Versuchsverlauf kann nach der Ausübung eines zusätzlichen Anpreßdruckes auf die bereits bereits abgelöste Stahllasche auch ein Verbundversagen der tragfähigeren, nicht angepreßten Verbundfläche erreicht werden. Zur kontrollierten Ablösung der Stahllasche auf dieser Seitenfläche wurde der Versuch in Abhängigkeit von der Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches gesteuert, die durch den zusätzlichen, nun dort platzierten Steuergeber erfaßt wurde. Die vorgegebene Verformungsgeschwindigkeit für den Kolbenhub bzw. die Relativverschiebung lag in allen Verbundversuchen bei 0.001 bis 0.005 mm/s. Bild 4.23 und Bild 4.24 zeigen einen typischen Versuchsablauf.



**Bild 4.23:** Zunahme der mittleren Laschendehnungen im Verbundversuch 8BD



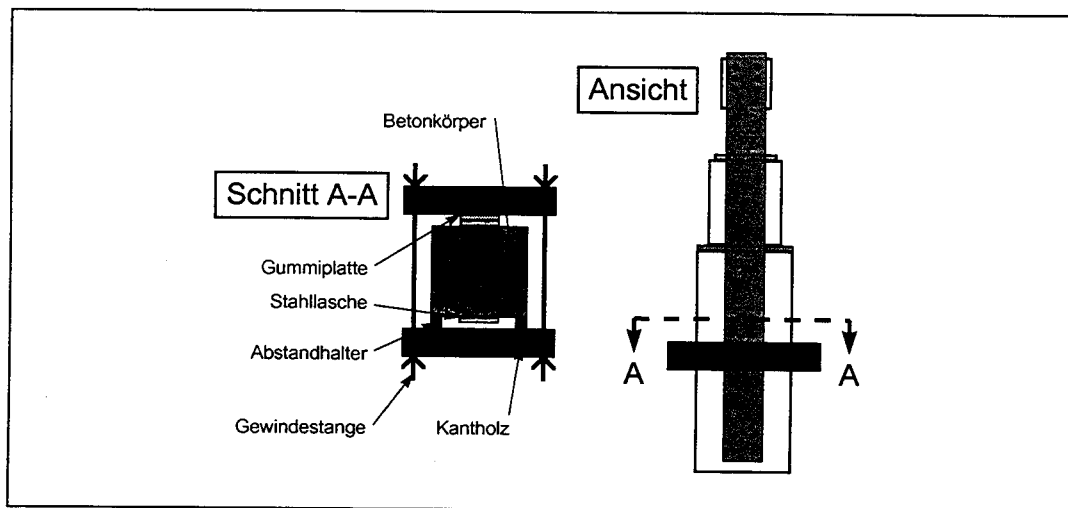
**Bild 4.24:** Steuerung der Verbundversuche (Beispiel Versuch 8BD)



**Tabelle 4.6:** Zusätzlicher Anpreßdruck nach einsetzender Entkoppelung am Beginn des Verbundbereiches

Körper	Seite	Anpreßdruck	Körper	Seite	Anpreßdruck	Körper	Seite	Anpreßdruck	Körper	Seite	Anpreßdruck		
1	A	X	5	D	X	10	C		7	D	X		
	B	X		A	X		D	X		18	B		
	C			B			11	A		X	D	X	
	D			C				B			19	B	
2	A	X	7	D		12	A		20	D	X		
	B			A			D			21	B	X	
	C			B			13	B		X	D		
	D			C	X		B			22	B	X	
3	A	X	8	D	X	14	B		23	B			
	B	X		A	X		D	X		24	B		
	C			B			15	B			D		
	D			C			D	X		25	B		
4	A	X	9	D	X	16	B		26	D			
	B			A	X		D	X			D		
	C			B	X		17	B				D	
	D	X		C				D		X		D	
5	A	X	10	D		17	B		26	D			
	B			A	X		D	X		B			
	C			B				B			D		

Die Ausübung des zusätzlichen Anpreßdruckes auf die bereichsweise abgelöste Verbundfläche mit der geringeren Tragfähigkeit erfolgte bei fast allen Verbundversuchen. Die Seitenflächen, bei welchen nach einsetzender Entkoppelung am Beginn des Verbundbereiches ein zusätzlicher Querdruck aufgebracht wurde, können Tabelle 4.6 entnommen werden. Bild 4.25 zeigt eine Prinzipskizze der verwendeten Anpreßvorrichtung bei den Zug-Druck-Versuchen. Das Anziehen der Muttern an den Gewindestangen erfolgte unkontrolliert von Hand.



**Bild 4.25:** Aufbringen einer zusätzlichen Querpressung auf die Seitenfläche mit der geringeren Verbundtragfähigkeit

Pichler zeigt in seiner Dissertation die positive Wirkung einer zusätzlichen Druckspannung normal zur Klebefuge (vgl. Abs. 2.4). Dieser Umstand wurde bereits bei der Versuchskörperplanung für die Verkürzung der Prüfkörperlänge und die Reduzierung der erforderlichen Meßtechnik in den Zug-Zug-Versuchen genutzt. Durch die Aufbringung eines zusätzlichen Anpreßdruckes auf die Verbundfläche mit geringerer Tragfähigkeit während des Versuches konnte die für die Auswertung zur Verfügung stehende Datenbasis erheblich vergrößert werden, da am Beginn beider Verbundflächen eines Doppellaschenkörpers das gesamte Verbundgesetz bis zum Verbundbruch

durchlaufen wurde. Lediglich bei einigen Verbundversuchen mit 20 mm dicken Stahllaschen erfolgte die vollständige Ablösung der gesamten Klebeverbundfläche schlagartig ohne einen allmählichen Entkoppelungsfortschritt vom Beginn des Verbundbereiches her. Diese Versagensart tritt dann auf, wenn die bei Erreichen der Höchstlast aktivierten Verbundbereiche eine deutlich höhere Tragfähigkeit aufweisen als die angrenzenden Bereiche. Lösen sich nun Bereiche hoher Tragfähigkeit, so kann die Randbedingung eines unveränderten Kolbenhubes des Prüfzylinders bei geringeren Laschendehnungen nur eingehalten werden, wenn die frei gedehnte Länge zunimmt. In der Folge kommt es zur Ablösung größerer Bereiche. Da die Verbundlänge in den Versuchen mit 20 mm dicken Stahllaschen nur unwesentlich größer war, als die zur Aufnahme der erreichten Höchstlast erforderliche, stehen für diese Umlagerungsvorgänge auf andere Verbundbereiche nur geringe Reserven zur Verfügung.

### 4.6 Ergebnisse der Verbundversuche

Ziel des Forschungsvorhabens ist laut Forschungsvorschlag die Bestimmung der vom Klebeverbund aufnehmbaren Verbundbruchkraft für größere Stahllaschendicken, die nach dem Richtlinientwurf ausgeführt werden dürfen, von Holzenkämpfer [12] aber nicht in seine Modellkalibrierung miteinbezogen wurden. Mit dem Holzenkämpfer-Modell kann nach korrekter Modellkalibrierung nur die von der Stahllasche am verstärkten Biegeträger im Bereich des äußersten Biegerisses maximal aufnehmbare Zugkraft ermittelt werden. Für den Nachweis der Zugkraftdeckung ist dieser Endverankerungsnachweis aber nicht hinreichend (vgl. [22]). In der Folge mußten in der Vergangenheit für die verschiedenen Verfahren der Klebearmierung pauschale Grenzwerte unter Berücksichtigung der vorliegenden Ergebnisse von Versuchen an verstärkten Biegeträgern festgelegt werden, um ein vorzeitiges, nicht durch die übrigen Bemessungs- und Konstruktionsvorschriften erfaßtes Verbundversagen außerhalb des Endverankerungsbereiches auszuschließen. Aus diesem Vorgehen ergeben sich die folgenden zwei Problematiken:

- In vielen Anwendungsfällen der Klebearmierung können sehr viel größere Dehnungen zugelassen werden, als die so festgelegten. Dies zeigen zahlreiche Versuchsergebnisse. In diesen Fällen trägt die zwangsläufig vorsichtig festzulegende Grenzdehnung also unnötig zu einer Unwirtschaftlichkeit der entsprechenden Verfahren bei.
- Die Festlegung der zulässigen Grenzdehnung erfolgte zufällig, ohne mechanischen Hintergrund, nach den zur Verfügung stehenden Versuchsergebnissen. Durch die bisher durchgeführten Versuche wird aber nur ein geringer Teil des in den Zulassungsbescheiden bzw. im Richtlinienentwurf festgelegten Anwendungsbereiches abgedeckt. Es kann deshalb nicht ausgeschlossen werden, daß in bestimmten Fällen das Tragverhalten von klebearmierten Biegeträgern überschätzt wird. Es sind Versuche mit ungünstigeren Versuchsbedingungen vorstellbar, die zur Festlegung geringerer Grenzdehnungen führen würden, wenn man sich auf einen pauschalen Wert beschränkt.

Durch die Höhe der festgesetzten Grenzdehnung werden also die Wirtschaftlichkeit der Verfahren und die Standsicherheit der verstärkten Bauteile wesentlich beeinflusst. Die Gewährleistung einer ausreichenden Standsicherheit in manchen Fällen geht bei einer pauschal festgelegten Grenzdehnung stets einher mit einem Verlust der Wirtschaftlichkeit in anderen Fällen. Die Einführung eines wirksamen, mechanisch begründeten Konzeptes ist deshalb eine wichtige, in nächster Zukunft anstehende Aufgabe.

Für den Zugkraftdeckungsnachweis am äußersten Biegeriß nach Holzenkämpfer bzw. Rostasy/Neubauer muß nur die vom Klebeverbund aufnehmbare Bruchenergie  $G_F$  bekannt sein, die in den entsprechenden Auswertungen aus der in Verbundversuchen erreichten Höchstlast be-

stimmt wird. Mit einer konservativen Annahme (Mohr-Coulomb-Kriterium) für die maximale Verbundspannung wurde unter Verwendung eines linearen Verbundansatzes die für das Erreichen der maximalen Verbundbruchkraft erforderliche Verbundlänge näherungsweise bestimmt. Bei diesem Vorgehen ist also ein Kenntnis des tatsächlichen Verlaufes des Verbundgesetzes nicht erforderlich. Das wirkliche Tragverhalten im Endverankerungsbereich kann so aber nicht erfaßt werden, wie folgendes Beispiel zeigt.

Die maximale Verbundbruchkraft aufgeklebter CFK-Lamellen kann nach [20] mit folgender Gleichung bestimmt werden:

$$T_{Cm,max} = 0.64 \cdot b_L \cdot k_b \cdot \sqrt{f_{ctm} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (4.1)$$

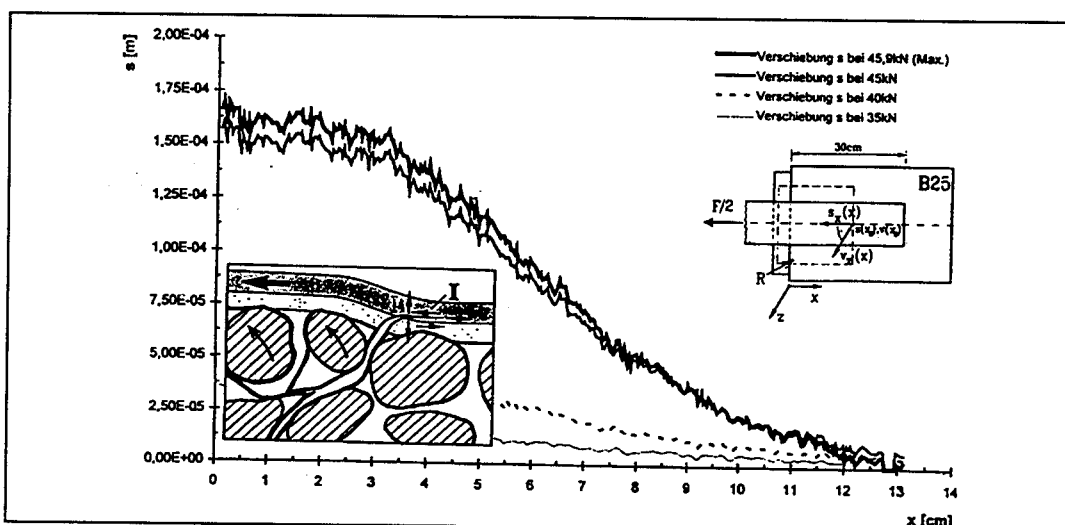
Für die Verankerung dieser Kraft ist die Verbundlänge  $l_{Ct,max}$  erforderlich:

$$l_{Ct,max} = \sqrt{\frac{E_L \cdot t_L}{2 \cdot f_{ctm}}}$$

Für einen von Rostasy und Neubauer durchgeführten Versuch [28] wird für die folgenden Eingangsparameter mit (4.1) eine (Oberflächen-)Zugfestigkeit  $f_{ctm}$  von  $1.47 \text{ N/mm}^2$  ermittelt.

$$\begin{aligned} b_L &= 50 \text{ mm} & E_L &= 150\,000 \text{ N/mm}^2 \\ t_L &= 1.4 \text{ mm} & b &= 150 \text{ mm} \end{aligned}$$

Mit diesem Wert für die Oberflächenzugfestigkeit wird eine erforderliche Verbundlänge  $l_t$  von 267 mm ermittelt. Mit einer ESPI-Messung (Electronic Speckle Pattern Interferometry) wurde für diesen Versuch hingegen, wie Bild 4.26 zeigt, durch die Erfassung der Relativverschiebungen im gesamten aktivierten Verbundbereich eine Eintragungslänge von nur etwa 130 mm ermittelt. Für die Formulierung eines wirksamen Endverankerungsnachweises muß folglich nicht nur die Verbundbruchenergie sondern der gesamte Verlauf des Verbundgesetzes bekannt sein.



**Bild 4.26:** Relativverschiebungen bei Erreichen der Verbundbruchlast in einem CFK-Lamellen-Verbundversuch [28]

Zu Bild 4.26 muß allerdings angemerkt werden, daß die im Bereich zwischen  $0\text{ cm} \leq x \leq 4,5\text{ cm}$  dargestellten Verschiebungen nicht korrekt sind, da die Steigung der Kurve mit abnehmender Laufkoordinate  $x$  bis zur Entkoppelung stets zunehmen, nach einsetzender Ablösung der Lamelle aber mindestens konstant bleiben muß. Es ist davon auszugehen daß am lastseitigen Beginn der Verbundlänge zusätzliche Biegeeffekte auftraten, die die Verschiebungsmessung verfälschten.

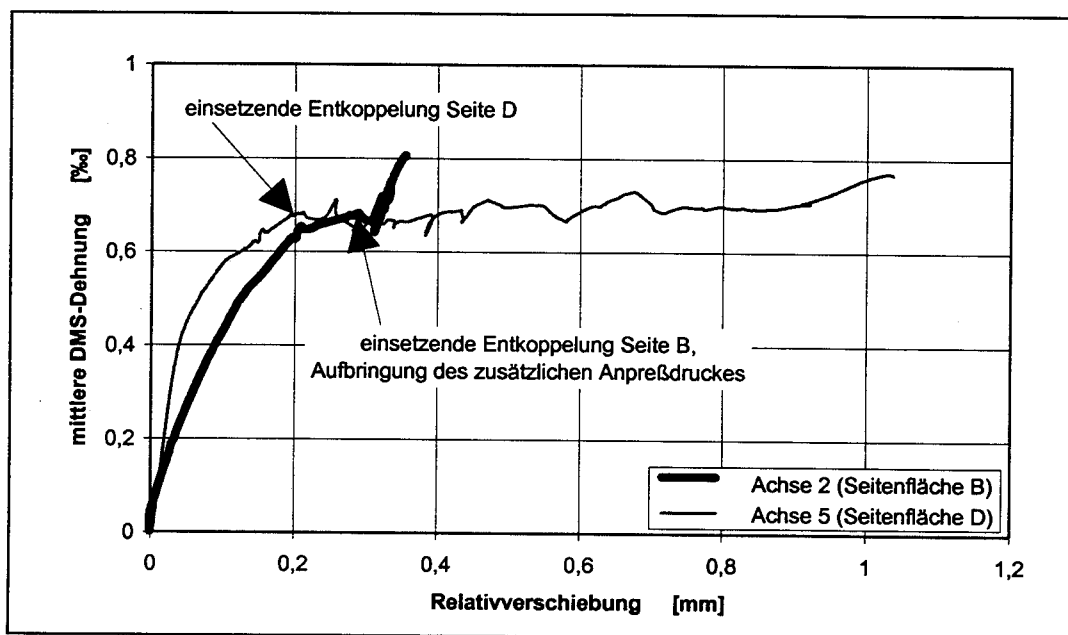
Wegen des spröden Verbundverhaltens der Klebarmierung können am Einzelriß und somit am äußersten Biegeriß bei dicken Stahllaschen bzw. CFK-Lamellen nur relativ geringe Zugkräfte verankert werden. Bei geringen Betonfestigkeiten entsprechen diese Zugkräfte nur etwa 10% der Streckgrenzspannung bzw. der Zugfestigkeit. Der Aufbau höherer Zugspannungen muß deshalb in den meisten Anwendungsfällen der Klebarmierung zwischen den auf den äußersten Biegeriß folgenden Rissen erfolgen. Dabei ist aber wie am äußersten Biegeriß durch das Holzenkämpfer-Konzept geschehen, die bruchmechanische Begrenzung der vom Klebeverbund aufnehmbaren Verbundenergie zu berücksichtigen. Von Niedermeier wurde in [22] ein verbundorientiertes Konzept zum Nachweis der Zugkraftdeckung am gesamten Bauteil vorgeschlagen, wodurch die energetische Begrenzung erfaßt wird. Wichtigste Eingangsgröße für dieses Konzept ist das Verbundgesetz. Ferner muß die ungünstigst auftretende Lage der Biegerisse bekannt sein. Auch für die Bestimmung der maximalen Biegerißabstände ist das Verbundgesetz eine wesentliche Voraussetzung. Anders als bei den früheren Auswertung von Holzenkämpfer und Rostasy/Neubauer sollte deshalb bei dem hier dargestellten Forschungsvorhaben nicht nur die vom Klebeverbund aufnehmbare Bruchenergie ermittelt, sondern das Verbundverhalten der aufgeklebten Stahllaschen in der klassischen Form eines Verbundgesetzes beschrieben werden.

Bei der Klebarmierung ist eine direkte Bestimmung des Verbundgesetzes - also der Relation zwischen Relativverschiebung des Bewehrungselementes und zugehöriger Verbundspannung - nicht wie z. B. bei Betonstählen in einem sogenannten Ausziehversuch möglich. Bei diesem Versuch wird die mittlere Verbundspannung in Abhängigkeit von der Stabverschiebung gegen den Betonkörper bestimmt, die sich in einem verhältnismäßig kurzen Verbundbereich einstellt. Die Schwierigkeit bei diesem Versuchstyp liegt in der Ausgewogenheit der Verbundlänge. Sie soll hinsichtlich der näherungsweise angenommenen Konstanz der Verbundspannungen kurz sein. Wegen der Inhomgenität des Betons ist aber eine u. a. vom Größtkorndurchmesser abhängige Mindestverbundlänge erforderlich, um geringere Streuungen der Versuchsergebnisse zu erhalten. Die RILEM - Empfehlung RC 6 [26] gibt für gerippte Betonstähle z.B. eine Verbundlänge von fünf Stabdurchmessern vor. Bei allen Arten einbetonierter Bewehrung beträgt die Verankerungslänge bei voller Stabausnutzung ein Vielfaches dieser kurzen untersuchten Verbundlänge. Somit sind Rückschlüsse auf das Verbundtragverhalten bei größeren Verbundlängen möglich. Würde für die Verbundversuche mit geklebten Stahllaschen ein ähnliches Verhältnis von Querschnitt zu Verbundfläche gewählt, wie nach der RILEM - Empfehlung für Betonstähle, so wäre für eine 5 mm dicke Lasche eine Verbundlänge von 100 mm erforderlich. Diese Länge entspricht aber einem Drittel der bei Erreichen der maximalen Verbundbruchkraft aktivierten Verbundlänge, so daß nicht von einer Konstanz der Verbundspannungen ausgegangen werden kann. Die definierte Ausführung von deutlich kürzeren Verbundlängen hingegen ist außerordentlich schwierig und durch im Versuch unvermeidliche Exzentrizitäten ist die Aussagekraft derartiger kurzer Verbundlängen ohnehin als gering einzustufen. Auch scheint die korrekte Erfassung der komplexen mechanischen Vorgänge im plastisch entfestigten Verbundbereich, der sich nach Überschreitung der maximalen Verbundspannung einstellt und stets größere Bereiche umfaßt, bei kurzen Verbundlängen nicht möglich.

Besser geeignet für die Untersuchung des Verbundverhaltens geklebter Stahllaschen ist ein anderer gebräuchlicher Versuchstyp, bei dem im konventionellen Stahl- und Spannbetonbau die Stabdehnungen bzw. Betondehnungen in vielen diskreten Punkten über große Verbundstrecken gemessen werden (vgl. RILEM RPC 6 [26]). Die Stabverschiebung und die zugehörige Verbund-

spannung werden dann aus dem Integral über die Dehnungen längs der Stabachse bzw. der Dehnungsdifferenz in zwei benachbarten Meßpunkten ermittelt. Wegen des hohen bei diesem Versuch erforderlichen meßtechnischen Aufwandes konnten derartige Versuche im Rahmen der bewilligten Förderung nicht durchgeführt werden. Mit einem am Lehrstuhl für Massivbau erstmals bei Verbundversuchen mit aufgeklebten CFK-Gelegen angewendeten Auswerteverfahren konnte jedoch auch für die Stahllaschenversuche mit vertretbarem meßtechnischen Aufwand das Verbundverhalten in Form von Verbundgesetzen formuliert werden. Bei den Verbundversuchen mit CFK-Gelegen war trotz hohen meßtechnischen Aufwandes eine Auswertung durch die Erfassung der Dehnungsdifferenz benachbarter Meßpunkte nicht möglich gewesen. Durch die Bestimmung der Dehnungen an der Oberfläche des CFK-Laminates waren Spannungsspitzen infolge lokaler Biegebeanspruchungen z. B. im Bereich von Schubrisen oder örtlich eng begrenzten Unebenheiten der Betonoberfläche von den applizierten Dehnmeßstreifen erfaßt worden. Diese hatten bei der rechnerischen Auswertung zu unkorrekten Verschiebungen und Verbundspannungen geführt.

Wichtige Ausgangsgröße für das im folgenden Abschnitt beschriebene Auswerteverfahren ist die Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve, die während des Verbundversuches aufgezeichnet wurde. Dabei wurde die in einer Meßachse registrierte Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches gegen die in dieser Achse im Bereich der verbundfreien Vorlänge gemessene Längsdehnung der Stahllasche aufgetragen. Die Längsdehnung wurde als Mittelwert aus den auf der Oberfläche und der Klebeseite gegenüberliegend applizierten Dehnmeßstreifen bestimmt.



**Bild 4.27:** Relativverschiebungs - Längsdehnungskurven im Verbundversuch 13BD

Bei der Auswertung von Verbundversuchen in früheren Arbeiten [12], [20], [28] wurde jeweils die Bruchlast der Verbundkörper, die versuchsbedingt der maximalen Zugkraft entspricht, zugrunde gelegt. Durch dieses Vorgehen kann das Verbundverhalten der Klebarmierung nicht korrekt erfaßt werden, wie eine Betrachtung der Kurve für Achse 5 in Bild 4.27 zeigt. Bei einer Relativverschiebung von etwa 0,2 mm kommt es zu ersten Entkoppelungen. Das bedeutet, daß am Beginn des Verbundbereiches Relativverschiebungen vorliegen, die größer sind als  $s_{L0}$  (vgl. Bild 2.7) und somit infolge des dort eingetretenen vollständigen Verbundbruches keine Verbund-

spannungen mehr übertragen werden können. Bei weiterer Beanspruchung der Lasche kommt es zu einem Fortschritt der Entkoppelungsfront zum Lamellenende hin. Dabei werden Zugkräfte aufgenommen, die zum Teil erheblich größer sind, als die Kraft bei einsetzender Entkoppelung am Beginn des Verbundbereiches. Diese Steigerung der aufnehmbaren Zugkraft ist auf zwei Umstände zurückzuführen. Zum einen können die rauen Bruchflächen auch nach der vollständigen Ablösung größerer Klebeverbundbereiche zusätzliche Zugspannungen über eine Verzahnung der Reißer bzw. Reibung aufgebaut werden. Kaiser [14] gibt die Größe dieser reibungsbedingten Verbundspannung mit  $0.55 \text{ N/mm}^2$  an. In der Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve ist der Zugkraftzuwachs infolge von Bruchflächenreibung durch einen geringen Dehnungsanstieg bei großer Zunahme der Relativverschiebungen gekennzeichnet. Zu einem Anstieg der aufnehmbaren Zugkraft kann es ferner kommen, wenn angrenzende Verbundbereiche eine größere Tragfähigkeit aufweisen, als die Bereiche, die zum Zeitpunkt der einsetzenden Verbundentkoppelung beansprucht werden.

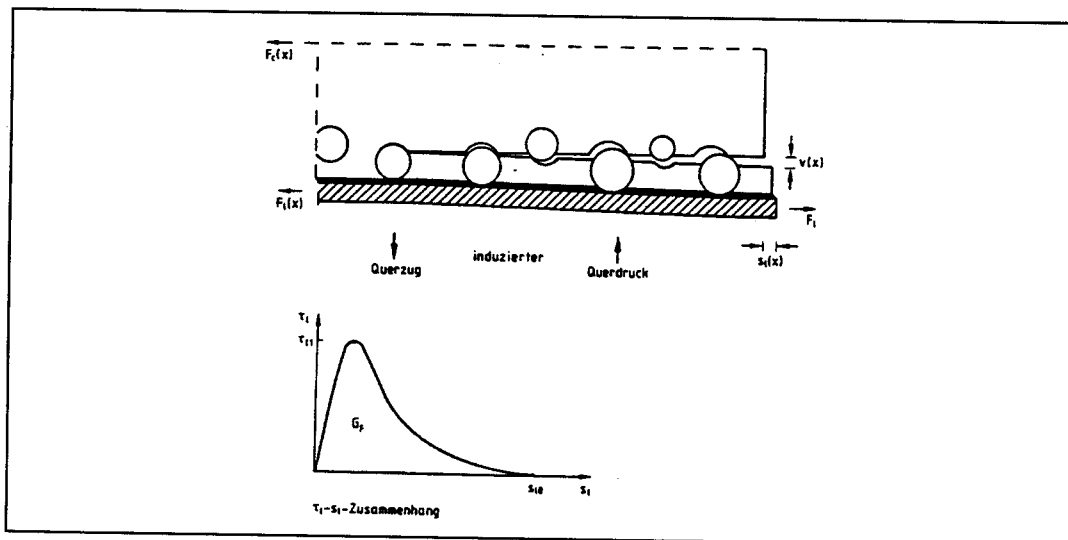
Wird also bei der Auswertung die im Verbundversuch erreichte maximale Zugkraft angesetzt, so werden einerseits die Einflüsse aus der Reibung der Bruchenergie des Verbundgrundgesetzes zugeschlagen. Zum anderen wird die maximale Tragfähigkeit von großen Verbundlängen auf kleine Verbundbereiche übertragen. Im Fall der hier beschriebenen Versuche mit 5 mm dicken Stahllaschen bedeutet dieses Vorgehen, daß durch die Verbundversuche nicht Stichproben für die Tragfähigkeit eines 300 mm langen Verbundbereiches angesetzt werden, sondern der Maximalwert aller 300 mm langen Verbundbereiche, die innerhalb eines 880 mm langen Bereiches liegen. Bei entsprechend großen Verbundlängen in den Verbundversuchen wird durch diese Art der Auswertung also stets ein oberer Wert für die Verbundtragfähigkeit ermittelt werden. Für die korrekte Ermittlung des Verbundgesetzes kann nur der Bereich der Kurve bis zur einsetzenden Verbundentkoppelung angesetzt werden. In den Bildern A4.30 bis A4.101 im Anhang 4.23 bis 4.58 sind die den weiteren Auswertungen zugrunde gelegten Relativverschiebungs-Längsdehnungskurven dargestellt.

## 5 Auswertung der Verbundversuche

### 5.1 Vorgehen bei der Bestimmung der Parameter des Verbundgesetzes

Bei der Auswertung der Verbundversuche wurde davon ausgegangen, daß das Verbundverhalten aufgeklebter Stahllaschen durch einen bilinearen Ansatz nach Bild 2.7 beschrieben werden kann. Holzenkämpfer [12] und Kuntz [17] konnten bereits an einzelnen Beispielen zeigen, daß durch diesen Ansatz das experimentell ermittelte Verbundverhalten aufgeklebter Stahllaschen gut beschrieben werden kann. Auch das Verbundverhalten auflaminierter CFK-Gelege kann durch einen bilinearen Verbundansatz bestens beschrieben werden, wie durch Untersuchungen an der Technischen Universität München [21] gezeigt wurde. Die beobachteten Bruchmechanismen, auf die im folgenden näher eingegangen wird, können mit diesem Ansatz erfaßt werden.

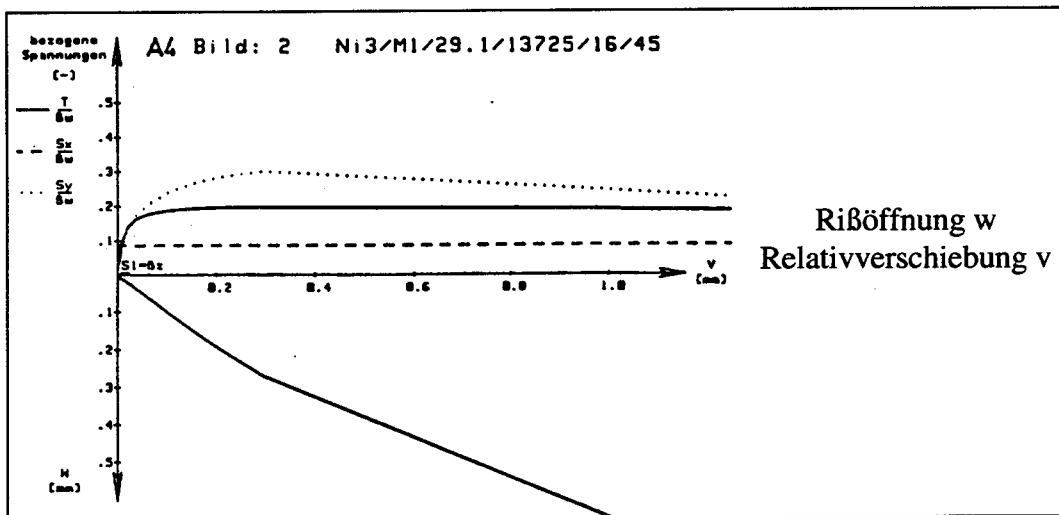
Wird die biaxiale (Scher-)Festigkeit der oberflächennahen Betonschichten durch die Verbundbeanspruchung erreicht, so bilden sich Schubrisse aus, die in Abhängigkeit von den Eigenschaften und Abmessungen der Klebarmierung einen Winkel von  $20^\circ$  bis  $45^\circ$  mit der Betonoberfläche einschließen. Holzenkämpfer hatte bei seinen Verbundversuchen [12] die Ausbildung von Schubrisse unter einem Winkel von etwa  $30^\circ$  gegen die Klebefläche beobachtet. Diese Risse erstreckten sich laut Holzenkämpfer bis in eine Tiefe von etwa 10 bis 15 mm. Bei den an der Technischen Universität München durchgeführten Versuchen wurden deutlich geringere Schubrißtiefen bis maximal 5 mm beobachtet. Bis zum Auftreten dieser Schubrisse nimmt die Verbundspannung kontinuierlich zu. Werden Betonverformungen und Fügeteilbiegung im gesamten Verbundbereich vernachlässigt, so besteht bei einem konstanten Schubmodul des Epoxidharzklebers ein linearer Zusammenhang zwischen der Verbundspannung und der Relativverschiebung. Die Relativverschiebung kann dann aus der Verzerrung und der Dicke der Kleberschicht bestimmt werden.



**Bild 5.1:** Tragwirkung im plastisch entfestigten Verbundbereich nach Holzenkämpfer (entnommen aus [12])

Zur Entfestigung kommt es nach Ansicht Holzenkämpfers erst mit der vollständigen Ausbildung des oberflächenparallelen Verbundrisses. Er deutet die gesamte Tragfähigkeit des entfestigten Bereiches als Rißverzahnungseffekt. Dabei unterstellt er, daß die Zuschlagkörner eine höhere

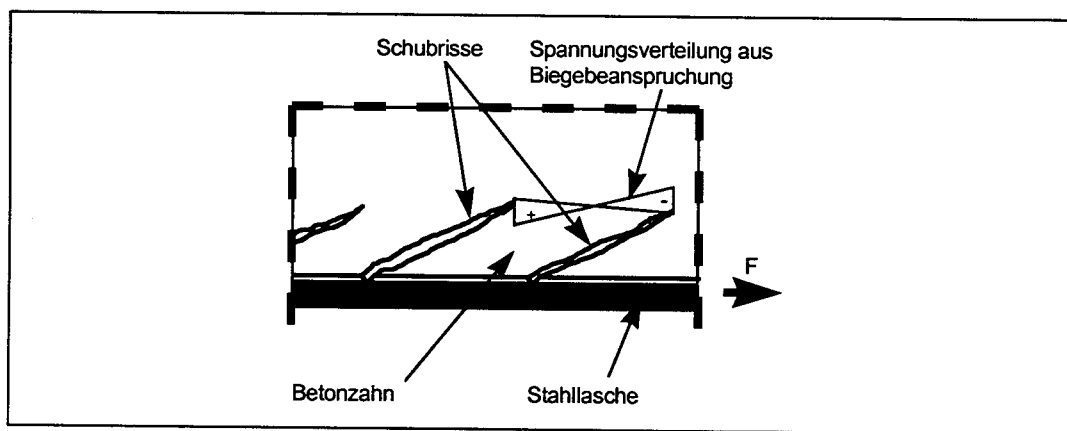
Festigkeit besitzen als die Zementmatrix, so daß die Bruchfläche entlang der Oberfläche der Zuschlagkörner verläuft. Dadurch würde eine sehr raue Oberfläche entstehen. Durch die richtungstreue Zugbeanspruchung der Stahllasche entstehen im Bereich der Rißwurzel Querdzugspannungen, die mit Querdruckspannungen im Gleichgewicht stehen. Diese Querdruckspannungen ermöglichen im Bereich der rauhen Rißufer eine Übertragung von Schubspannungen. Bei Erreichen des Grenzwertes der Relativverschiebung  $s_{LO}$  ist die Rißöffnung so groß, daß sich die Rißufer nur noch punktuell berühren und somit keine Verzahnung der Rißufer mehr vorliegt. Gegen diese Deutung Holzenkämpfers sprechen die folgenden Umstände. Die Rißverzahnungswirkung ist abhängig von der Oberfläche der Rißufer und dem Anpreßdruck. Würden die im plastisch entfestigten Bereich des Verbundgesetzes aufnehmbaren Schubspannungen ausschließlich auf die Rißuferverzahnung zurückzuführen sein, so müßten in den Verbundversuchen die nachstehenden Effekte zu beobachten sein. Zum einen müßte die aufnehmbare Verbundbruchenergie im plastischen Bereich des Verbundgesetzes bei Betonen geringer Festigkeit sehr hoch sein, da die Bruchflächen an den Zuschlagkörnern entlang laufen und somit große Rauigkeiten vorliegen als bei Betonen hoher Festigkeit, bei welchen die Brüche durch die Zuschlagkörner verlaufen. Bei hohen Betonfestigkeiten müßte die Rißrauigkeit also bereits bei geringen Grenzverschiebungen  $s_{LO}$  völlig überwunden werden. Dies wurde bei den hier dargestellten Verbundversuchen nicht beobachtet. Rißverzahnungsversuche, wie sie beispielsweise von Nissen [23] durchgeführt wurden, zeigen ferner, daß sich - auch bei geringen Querpressungen - bei Relativverschiebungen im Bereich der experimentell ermittelten Grenzverschiebung ein Reibungsplateau auf dem Niveau der maximal aufnehmbaren Schubspannung einstellt, so daß nicht von einem völligen Rückgang der übertragbaren Schubspannung ausgegangen werden kann. Zum anderen müßte ein deutlicher Einfluß der Laschendicke zu beobachten sein, da der durch die Ablösung induzierte Anpreßdruck von der Stahllaschensteifigkeit  $E_L I_L$  abhängt, in die die Laschendicke mit dem Exponenten 3 eingeht. Für die nur 1.2 mm dicken CFK-Lamellen oder insbesondere die 0.167 mm dicken CFK-Gelege müßte ein deutlicher Rückgang der im plastischen Verbundbereich aufnehmbaren Bruchenergie zu verzeichnen sein. Ein Einfluß der Laschendicke konnte bei den an der Technischen Universität München durchgeführten Versuchen allerdings nicht festgestellt werden.



**Bild 5.2:** Durch Rißuferverzahnungswirkung aufnehmbare bezogene Schubspannung  $\frac{\tau}{\beta_w}$  nach Nissen [23]



Die während der Verbundversuche an der Technischen Universität München beobachteten Effekte deuten auf folgende Mechanismen im plastisch entfestigten Verbundbereich hin. Durch die Ausbildung von Schubrisen im Bereich der oberflächennahen Betonschichten kommt es nach dem Überschreiten des Verbundspannungsmaximums zu einer Entfestigung, es können aber nach wie vor Verbundspannungen übertragen werden. Dabei werden die zwischen den Schubrisen liegenden Betonzähne auf Biegung und Schub beansprucht. Die im Verbundversuch gemessene Relativverschiebung setzt sich nun aus Verzerrungen der Kleberschicht, den Verformungen der Betonzähne und den übrigen Betonverformungen zusammen. Die Schubrisse setzen sich infolge der Beanspruchung der Betonzähne parallel zur Klebefuge fort. Bei vollständigem Verbundversagen stellt sich eine Bruchfläche parallel zur Klebefuge ein. Auch im Bereich der vollständigen Lamellenablösung können über die Verzahnung der Rißufer Spannungen übertragen werden. Die Größe dieser Spannungen ist weitgehend unabhängig von der Relativverschiebung, so daß von einem Reibungsplateau gesprochen werden kann. Die oberflächenparallele Bruchebene verlief bei den hier beschriebenen Versuchen in geringer Tiefe von meist nur einem 1 mm. An wenigen Stellen wurden größere Ausbruchtiefen bis zu 5 mm erreicht. Diese im Vergleich zu den Holzkämpfer-Versuchen geringeren Ausbruchtiefen sind vermutlich auf die Rauigkeit der Oberfläche und die Art der Oberflächenvorbereitung zurückzuführen. Wird der Grobzuschlag deutlich freigelegt, so ist auch mit größeren Ausbruchtiefen und unter Umständen mit höheren aufnehmbaren Verbundbruchenergien zu rechnen. Bei den hier beschriebenen Versuchen wurde die Aufrauung der Oberfläche auf ein Minimum beschränkt, um für die Anwendung in der Praxis eine sichere Bemessungsgrundlage zu schaffen. Im Richtlinienentwurf wird lediglich gefordert, daß die Oberflächenvorbereitung so durchzuführen ist, daß der Grobzuschlag ( $> 8$  mm) sichtbar wird.



**Bild 5.3:** Tragverhalten im plastisch entfestigten Verbundbereich

Das Verbundtragverhalten aufgeklebter Bewehrung setzt sich gemäß dem beobachteten Tragverhalten und den Bruchmechanismen also aus einem linear elastischen Bereich, einem plastischen, sich fortlaufend entfestigenden Bereich und einem Reibungsplateau zusammen. Für den plastisch entfestigten Bereich ist ein gekrümmter Verlauf des Verbundgesetzes vorstellbar. Durch den Ansatz einer linearen Beziehung zwischen Verbundspannung und Relativverschiebung ist jedoch auch in diesem Bereich eine gute Approximation möglich. Das Reibungsplateau wird somit nicht berücksichtigt. Die Größe der über Reibung übertragbaren Schubspannungen ist nur schwierig abzuschätzen, da wesentliche Einflußgrößen wie die Art, Größe und Festigkeit der Zuschlagkörner, die Kornform und die Anordnung am Bauteil nicht oder nur mit großem Aufwand bestimmt werden können. Es wird deshalb empfohlen, das sich bei größeren Verbundlängen einstellende Reibungsplateau zu vernachlässigen und als „stille Reserve“ zu betrachten. Für die Auswertung

der Verbundversuche kann dann mit dem bilinearen Ansatz nach Bild 2.7 von einer bekannten Form des Verbundgesetzes ausgegangen werden. Es müssen folglich im Rahmen der Versuchsauswertung nur die bestimmenden Parameter des bilinearen Verbundansatzes festgelegt werden. Dies sind die maximale Verbundspannung  $\tau_{L1}$ , die zugehörige elastische Grenzverformung  $s_{L1}$  sowie der Grenzwert der Relativverschiebung  $s_{L0}$ . Dazu wurde folgendes Vorgehen gewählt: Zunächst wird die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für einen bilinearen Verbundansatz unter Vernachlässigung der Betonverformungen allgemein gelöst. Diese Lösung wird an die in den Verbundversuchen vorliegenden Randbedingungen angepaßt. Mit dieser speziellen Lösung wird anschließend der Verlauf der Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve für verschiedene Kombinationen der Parameter des bilinearen Verbundansatzes bestimmt. Über die Methode der kleinsten Abstandsquadrate wird anschließend die Parameterkombination festgelegt, die in ausgewählten Stützpunkten die geringste Abweichung zu der experimentell ermittelten Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve aufweist. Wegen des hohen Rechenaufwandes erfolgte die Auswertung mittels EDV. Bild 5.4 zeigt den prinzipiellen Ablauf der Auswertung.

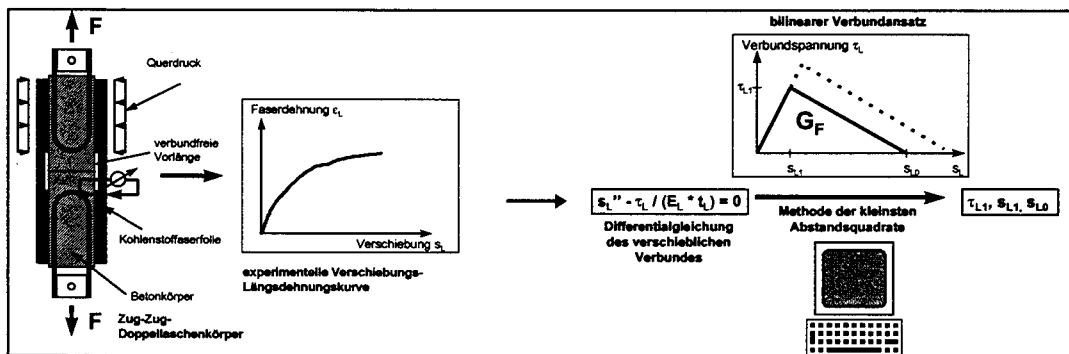


Bild 5.4: Auswertung der Verbundversuche

## 5.2 Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes

Im folgenden wird die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes unter Vernachlässigung der Betonverformungen am differentiellen Element abgeleitet. Die Rand- und Übergangsbedingungen werden so gewählt, daß anschließend die drei Parameter  $\tau_{L1}$ ,  $s_{L1}$  und  $s_{L0}$  des bilinearen Verbundansatzes durch eine Anpassung an die experimentell ermittelten Relativverschiebungs - Dehnungskurven erfolgen kann.

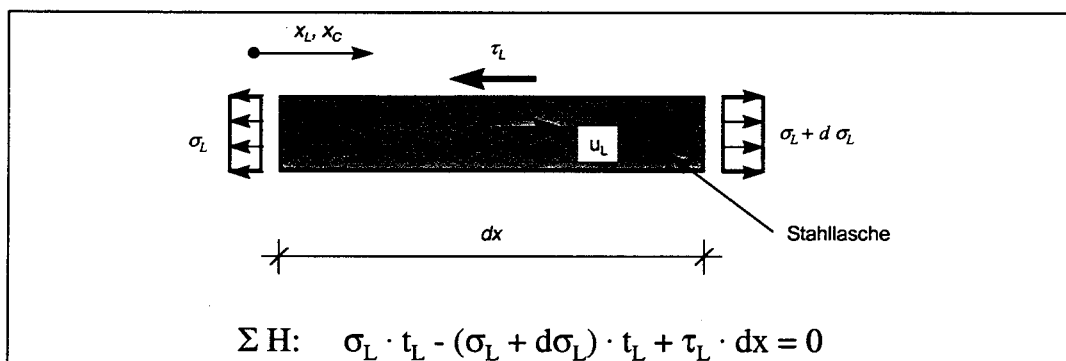


Bild 5.5: Gleichgewicht am differentiellen Verbundelement

Aus  $\Sigma_H = 0$  folgt:

$$\tau_L = \frac{d\sigma_L}{dx} \cdot t_L \quad (5.2)$$

mit  $s_L = \int \varepsilon_L \cdot dx + s_L(x=0)$  (5.3)

$$\sigma_L = E_L \cdot \varepsilon_L = E_L \cdot s_L' \quad (5.4)$$

folgt:

$$\tau_L = \frac{d(E_L \cdot s_L') \cdot t_L}{dx} = E_L \cdot t_L \cdot s_L'' \quad (5.5)$$

bzw.

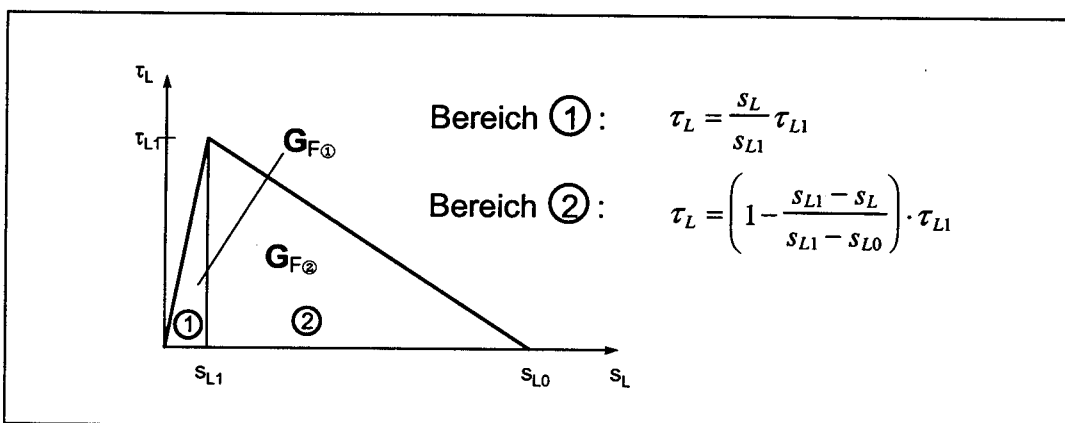
$$s_L'' - \frac{\tau_L}{E_L \cdot t_L} = 0 \quad (5.6)$$

mit  $\tau_L = f(s_L)$

Die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes unter Vernachlässigung der Betonverformungen lautet somit:

$$s_L'' + c \cdot f(s_L) = 0 \quad (5.7)$$

Diese Differentialgleichung kann nun für den bilinearen Verbundansatz bereichsweise gelöst werden.



**Bild 5.6:** Verbundspannungsverlauf

Im Bereich ① liegt eine lineare homogene Differentialgleichung vor:

$$s_L'' - \omega^2 \cdot s_L = 0 \quad (5.8)$$

mit 
$$\omega^2 = \frac{\tau_{L1}}{s_{L1} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (5.9)$$

Mit dem charakteristischen Polynom  $r^2 - \omega^2 = 0$  lautet die allgemeine Lösung:

$$s_{L1}(x) = A_1 \cdot \sinh(\omega \cdot x) + B_1 \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (5.10)$$

Im Bereich ② liegt eine inhomogene lineare Differentialgleichung vor:

$$s_L'' + \omega^2 \lambda^2 s_L = \omega^2 \lambda^2 s_{L0} \quad (5.11)$$

mit 
$$\lambda^2 = \frac{s_{L1}}{s_{L0} - s_{L1}} \quad (5.12)$$

Die zugehörige homogene lineare Differentialgleichung lautet:

$$s_L'' + \omega^2 \lambda^2 s_L = 0 \quad (5.13)$$

Das charakteristische Polynom  $r^2 + \omega^2 \lambda^2 = 0$  führt zur allgemeinen Lösung dieser homogenen linearen Differentialgleichung:

$$s_{L2}^*(x) = A_2 \sin(\omega \lambda \cdot x) + B_2 \cos(\omega \lambda \cdot x) \quad (5.14)$$

Eine spezielle Lösung der inhomogenen linearen Differentialgleichung wird durch Variation der Konstanten ermittelt:

$$s_{L20}(x) = s_{L0} \quad (5.15)$$

Die Lösung der inhomogenen linearen Differentialgleichung für den Bereich lautet also:

$$s_{L2}(x) = A_2 \sin(\omega \lambda \cdot x) + B_2 \cos(\omega \lambda \cdot x) + s_{L0} \quad (5.16)$$

Für die durchzuführende rechnerische Anpassung des Verbundansatzes an die experimentell gewonnenen Versuchsdaten muß für eine bestimmte Kombination der Parameter die sich in Abhängigkeit von der Relativverschiebung  $s_L$  an der Stelle  $x = l_v$  einstellende Zugkraft  $F_L$  bestimmt werden. Dazu sind z.B. für Verschiebungen  $s_L > s_{L1}$  die Randbedingungen wie folgt zu wählen:

- (I)  $s_{L1}'(x=0) = 0$   
 (II)  $s_{L1}(x=a_1) = s_{L1}$   
 (III)  $s_{L2}(x=a_1) = s_{L1}$   
 (IV)  $s_{L2}(x=l_v) = s_L$   
 (V)  $s_{L1}'(x=a_1) = s_{L2}'(x=a_1)$   
 (VI)  $s_{L2}'(x=l_v) = \frac{F_L}{E_L \cdot b_L \cdot t_L}$

Aus (I) und (II) folgt:

$$A_1 = 0$$

$$B_1 = \frac{s_{L1}}{\cosh(\omega \cdot a_1)}$$

Damit ist die spezielle Lösung der Differentialgleichung für den Bereich ① in Abhängigkeit von  $a_1$  wie folgt darstellbar:

$$s_{L1}(x) = \frac{s_{L1}}{\cosh(\omega \cdot a_1)} \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (5.17)$$

Aus (III) und (IV) folgt:

$$A_2 = \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot l_v) - (s_{L0} - s_L) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot a_1)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))}$$

$$B_2 = -\frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \sin(\omega \lambda \cdot l_v) - (s_{L0} - s_L) \cdot \sin(\omega \lambda \cdot a_1)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))}$$

Die spezielle Lösung der Differentialgleichung lautet somit im Bereich ②:

$$s_{L2}(x) = \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot l_v) - (s_{L0} - s_L) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot a_1)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \cdot \sin(\omega \lambda \cdot x) - \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \sin(\omega \lambda \cdot l_v) - (s_{L0} - s_L) \cdot \sin(\omega \lambda \cdot a_1)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \cdot \cos(\omega \lambda \cdot x) + s_{L0} \quad (5.18)$$

Diese Gleichung kann durch Ansatz der Additionstheoreme für die trigonometrischen Funktionen weiter vereinfacht werden:

$$s_{L2}(x) = \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \sin((x - l_v) \cdot \omega \lambda) + (s_{L0} - s_L) \cdot \sin((a_1 - x) \cdot \omega \lambda)}{\sin((l_v - a_1) \cdot \omega \lambda)} + s_{L0} \quad (5.19)$$

In der Lösung ist noch die unbekannte Länge des elastischen Verbundbereiches  $a_1$  enthalten. Mit (V) kann eine Bestimmungsgleichung für  $a_1$  ermittelt werden, die allerdings iterativ zu lösen ist:

$$\tanh(\omega \cdot a_1) = \frac{\lambda}{s_{L1}} \cdot \left[ (s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cot(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1)) - \frac{s_{L0} - s_L}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \right] \quad (5.20)$$

Mit bekanntem  $a_1$  kann nun mit (VI) die Kraft  $F_L$  im Punkt  $x = l_v$  bestimmt werden:

$$F_L = E_L \cdot t_L \cdot b_L \cdot \omega \lambda \cdot \left[ \frac{(s_{L0} - s_{L1}) - (s_{L0} - s_L) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \right] \quad (5.21)$$

Bei unendlich großer Verbundlänge  $l_v$  wird für  $s_L = s_{L0}$  die maximale Zugkraft  $F_{Lmax}$  erreicht. Bei großen Verbundlängen ergeben sich mit dieser Randbedingung die folgenden Lösungsgleichungen:

$$s_{L1}(x) = \frac{s_{L1}}{\cosh(\omega \cdot a_1)} \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (5.22)$$

$$s_{L2}(x) = \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot l_v)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \cdot \sin(\omega \lambda \cdot x) - \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \sin(\omega \lambda \cdot l_v)}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \cdot \cos(\omega \lambda \cdot x) + s_{L0} \quad (5.23)$$

$$\lambda \cdot \tanh(\omega \cdot a_1) = \cot(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1)) \quad (5.24)$$

$$F_{Lmax} = E_L \cdot t_L \cdot b_L \cdot \omega \lambda \cdot \frac{(s_{L0} - s_{L1})}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_v - a_1))} \quad (5.25)$$

Für große Verbundlängen und somit große Bereiche elastischen Verbundverhaltens gilt:

$$\tanh(\omega \cdot a_1) \approx 1$$

Damit ist:

$$\lambda = \cot(\omega\lambda \cdot (l_v - a_1)) \quad (5.26)$$

Die Bestimmungsgleichung für die maximal erreichbare Verbundbruchkraft  $F_{Lmax}$  läßt sich wie folgt umformen:

$$F_{Lmax} = b_L \cdot \sqrt{E_L \cdot t_L \cdot \tau_{LI} \cdot s_{L0}} \quad (5.27)$$

Nach Holzenkämpfer [12] kann die Länge des elastischen Verbundbereiches  $a_1$  mit der folgenden Bestimmungsgleichung ermittelt werden:

$$\tanh(\omega \cdot a_1) = \lambda \cdot \tan(\omega\lambda \cdot (l_v - a_1)) \quad (5.28)$$

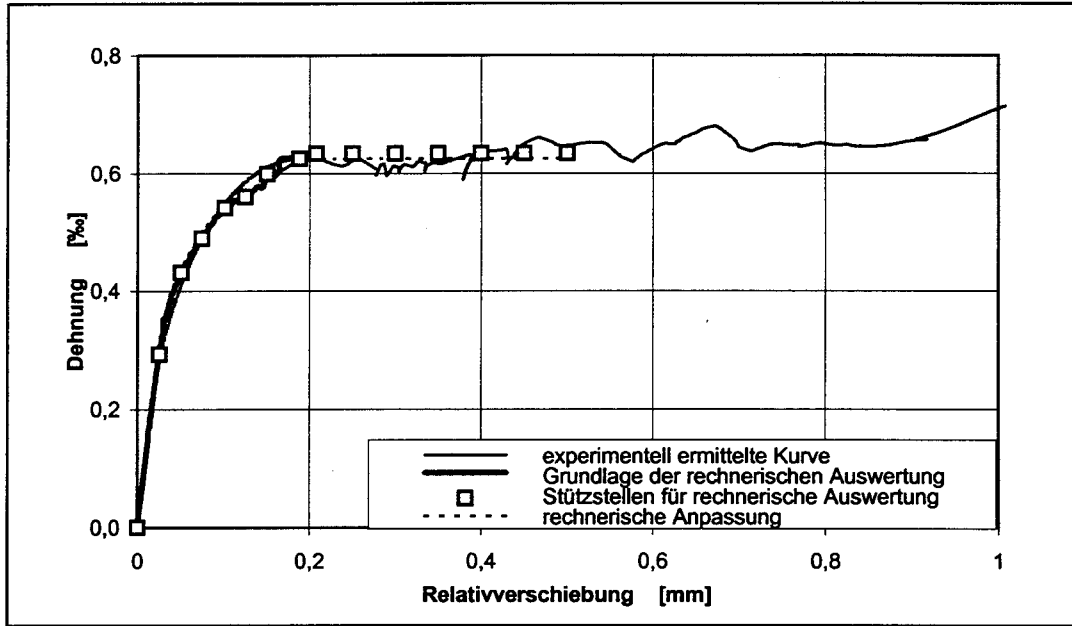
Diese Gleichungen erhält man aus der Maximierungsaufgabe:

$$\frac{\partial(s_{L2}'(a_1))}{\partial a_1} = 0 \quad (5.29)$$

Die Randverschiebung  $s_{L2}(x = l_v)$  ist hier nicht festgelegt. Gleichung (5.26) hingegen ergibt sich als Verträglichkeitsforderung für den Fall  $s_{L2}(x = l_v) = s_{L0}$ . Nur für  $l_v \rightarrow \infty$  lassen sich die beiden Bestimmungsgleichungen ineinander überführen. Das bedeutet, daß der Grenzwert der Relativverschiebung  $s_{L0}$  bei maximaler Verbundkraft  $F_{Lmax}$  nur für unendlich große Verbundlängen erreicht wird. Bei endlichen Verbundlängen stellt sich die maximale Verbundbruchkraft bereits bei Relativverschiebungen an der Stelle  $x = l_v$  ein, die geringer sind als  $s_{L0}$ .

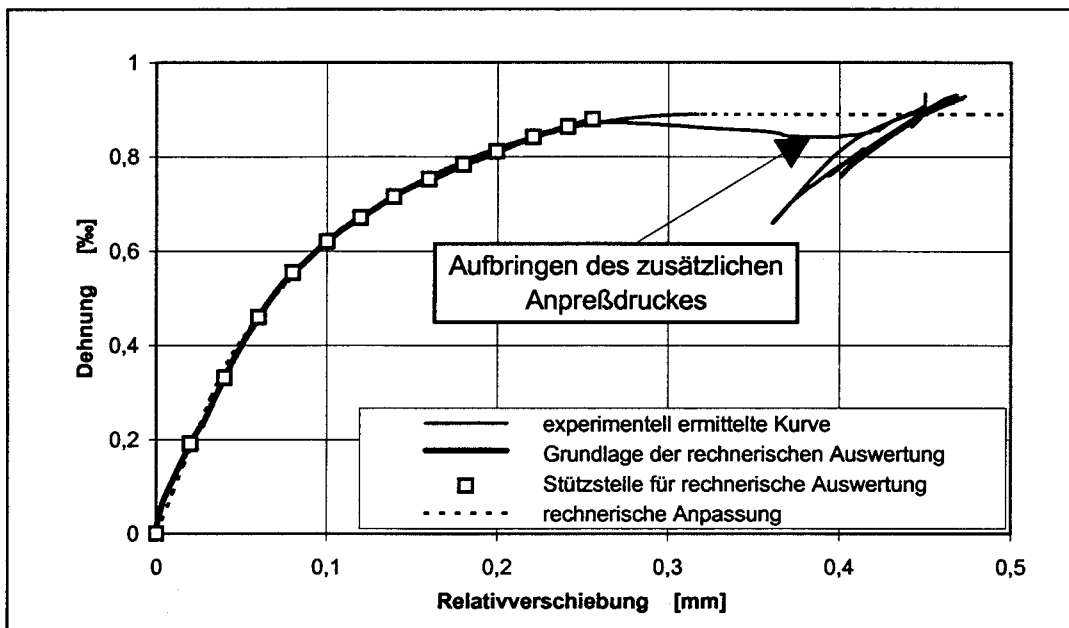
### 5.3 Bestimmung der Parameter $\tau_{LI}$ , $s_{LI}$ und $s_{L0}$

Hinsichtlich der Auswertung sind verschiedene experimentell ermittelte Ausgangskurven zu unterscheiden. In den weitaus meisten Meßachsen wurde während des Versuches eine bis zur einsetzenden Laschenentkoppelung stetige Relativverschiebungs-Längsdehnungs-Kurve aufgezeichnet. In diesem Fall liegt der rechnerischen Auswertung die komplette, experimentell ermittelte Kurve zugrunde, die von der Verschiebung bei einsetzender Verbundentkoppelung bis zur einer Verschiebung von 0.5 mm durch fiktive Stützpunkte ergänzt wird. Bild 5.7 zeigt als Beispiel die in Achse 5 des Versuchskörpers 13BD ermittelte Relativverschiebungs-Längsdehnungs-Kurve sowie die Stützstellen für die rechnerische Anpassung der Parameter. Außerdem ist die theoretische Kurve unter Verwendung der in der rechnerischen Anpassung ermittelten Parameter eingetragen.



**Bild 5.7:** Auswertung des Verbundversuches 13BD, Achse 5

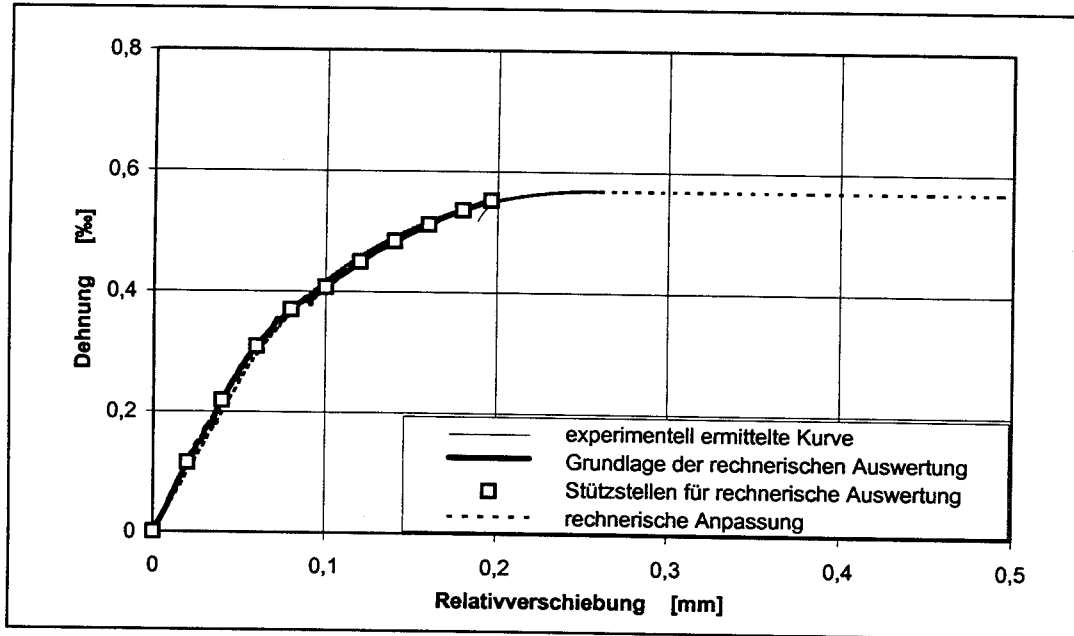
Bei manchen Versuchskörpern kam es allerdings zu einer Ablösung der Stahllaschen im Bereich der Meßachsen bevor die Grenzverschiebung  $s_{LD}$  dort erreicht wurde. Dies äußert sich in einem unstetigen Verlauf der Relativverschiebungs-Längsdehnungs-Kurve. Die Ursache dieser vorzeitigen Ablösung liegt im vollständigen Verbundversagen benachbarter Bereiche. Aus Gründen der geometrischen Verträglichkeit müssen sich bei schlagartigen, größeren Ablösungen im Bereich einer Meßachse auch Verbundentkoppelungen in benachbarten Bereichen einstellen. Für die Auswertung wurde nur der stetig verlaufende Teil der experimentellen Verschiebungs-Dehnungs-Kurve angesetzt. Bild 5.8 zeigt die Auswertung für die Achse im Verbundversuch 1AC.



**Bild 5.8:** Auswertung des Verbundversuches 1AC, Achse 1



In einigen Versuchen mit dicken Stahllaschen kam es auf einer Körperseite zur vollständigen Ablösung der Stahllaschen bevor auf der gegenüberliegenden Seite eine Entkoppelung des Klebeverbundes eingesetzt hatte, so daß auch in diesen Fällen keine vollständigen Relativverschiebungs-Längsdehnungskurven vorliegen. Der rechnerischen Auswertung werden dann die experimentellen Kurven bis zum Versuchsende zugrunde gelegt. Bild 5.9 zeigt ein derartiges Beispiel.



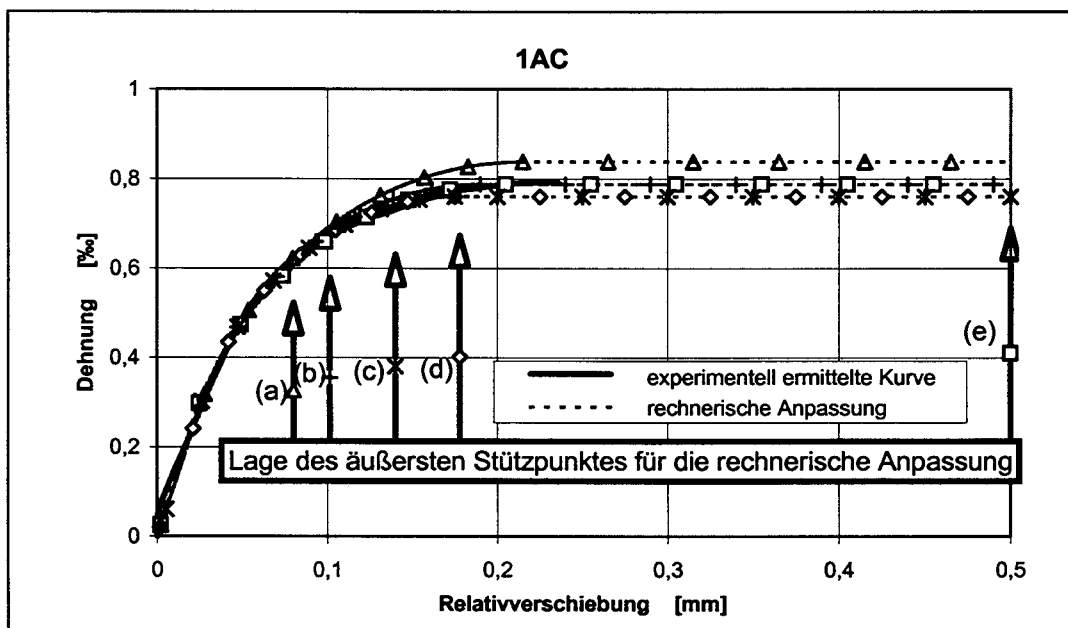
**Bild 5.9:** Auswertung des Verbundversuches 12AC, Achse 2

Hinsichtlich der Auswertung von unvollständigen, also nicht bis zur einsetzenden Entkoppelung vorliegenden Kurven bestehen die folgenden Problematiken. Für die Ermittlung der in diesen Meßachsen aufnehmbaren Verbundbruchenergie muß auf der Grundlage der vorliegenden Kurve extrapoliert werden. Die Überprüfung der ermittelten rechnerischen Anpassung kann nur im experimentellen Bereich erfolgen. Die Qualität der Anpassung ist von den gewählten Schrittweiten bei der Parametervariation, der Anzahl und Lage der Stützstellen sowie der Größe des experimentell abgedeckten Bereiches abhängig. Daß auch eine zufriedenstellende Anpassung bei unvollständigen Verschiebungs-Dehnungs-Kurven erfolgen kann, zeigen Tabelle 5.1 und Bild 5.10.

**Tabelle 5.1:** Ergebnisse der rechnerischen Anpassung nicht vollständig erfaßter Relativverschiebungs-Längsdehnungs-Kurven

Lage des äußersten Stützpunktes	$s_{L0}$ [mm]	$s_{L1}$ [mm]	$\tau_{L1}$ [mm]	$\sqrt{G_f} = \sqrt{\frac{s_{L0} \cdot \tau_{L1}}{2}}$ $\left[ \frac{N}{\sqrt{mm}} \right]$	$\sqrt{G_e} = \sqrt{\frac{s_{L1} \cdot \tau_{L1}}{2}}$ $\left[ \frac{N}{\sqrt{mm}} \right]$
(a)	0,205	0,020	3,30	0,582	0,182
(b)	0,175	0,025	3,60	0,561	0,212
(c)	0,175	0,025	3,60	0,561	0,212
(d)	0,190	0,025	3,60	0,585	0,212
(e)	0,215	0,025	3,60	0,622	0,212

Für die Achse 2 des Versuchskörpers 1AC wurden mehrere rechnerische Anpassungen durchgeführt, wobei davon ausgegangen wurde, daß die experimentell ermittelte Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve nicht in voller Länge, also bis zur einsetzenden Entkoppelung am Beginn des Verbundbereiches vorliegt. Es zeigt sich, daß bei deutlicher Überschreitung der maximalen Verbundspannung stets eine gute rechnerische Anpassung möglich ist. Im ungünstigsten Fall beträgt die Abweichung der rechnerischen Anpassung von der experimentell erfaßten Kurve im extrapolierten, also für die Auswertung nicht durch Stützpunkte definierten Bereich etwa 6 %. Da in den durchgeführten Versuchen die maximale Verbundspannung und somit die elastische Grenzverschiebung  $s_{LI}$  in allen für die Auswertung herangezogenen Meßachsen stets deutlich überschritten wurde, kann von einer guten Erfassung des Tragverhaltens im gesamten Bereich des Verbundgesetzes ausgegangen werden.



**Bild 5.10:** Rechnerische Anpassung nicht vollständig erfaßter Relativverschiebungs-Längsdehnungs-Kurven

Würden die unvollständig erfaßten Verschiebungs-Dehnungskurven nicht in die Auswertung mit einbezogen, so könnte das mittlere Verbundtragverhalten, insbesondere der Stahllaschen mit größeren Dicken, nicht korrekt erfaßt werden. Viele der frühen Entkoppelungen infolge von unvermeidbaren Exzentrizitäten, führen in den Verbundversuchen mit großen verbundfreien Vorlängen aus Verträglichkeitsgründen zu großflächigen Ablösungen. Diese Exzentrizitäten treten am verstärkten Biegebauteil nicht auf. Außerdem führen Ablösungen wegen der geringen freigedehnten Länge im Ribquerschnitt sehr rasch zu einer Zugkraftumlagerung auf die einbetonierte Bewehrung. Diese Zugkraftumlagerung ist wegen der Verfestigung im plastischen Bereich auch dann möglich, wenn die Streckgrenzdehnung der einbetonierten Bewehrung bereits überschritten wurde, da geringe Ablösungen der Klebearmierung einen deutlichen Zuwachs der Ribbreite und somit der Betonstahldehnung im Ribquerschnitt ermöglichen.

Eine weitere Problematik bei dem hier gewählten Vorgehen liegt in der lokalen Erfassung der Verschiebung und Dehnung am Beginn des Verbundbereiches und der angenommenen Gültigkeit des so ermittelten Verbundgesetzes für den gesamten, durch Verbundspannungen beanspruchten Bereich. Diese Annahme soll anhand der in einigen Verbundversuchen vorgenommenen Messung diskreter Laschenspannungen im Verbundbereich überprüft werden. Dazu wurden die an

der Laschenoberfläche gemessene Längsdehnung über der Relativverschiebung  $s_L$  ( $x=l_V$ ) am Beginn des Verbundbereiches aufgetragen. Mit Hilfe der bereichsweisen Lösungen der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes kann mit den für die einzelnen Meßachsen ermittelten Parametern  $s_{L0}$ ,  $s_{L1}$  und  $\tau_{L1}$  die rechnerische Laschendehnung in den Punkten  $x = x_i$  ermittelt werden, in welchen die Dehnmeßstreifen angeordnet waren. Der Ursprung der Laufkoordinate  $x$  liegt dabei am spannungslosen Laschenende. Für Relativverschiebungen  $s_L$  am lastseitigen Beginn des Verbundbereiches kleiner als  $s_{L1}$  kann die Dehnung  $\varepsilon_L$  an der Stelle  $x_i$  mit Gleichung (5.30) bestimmt werden.

$$\varepsilon_L = \frac{\omega \cdot s_L}{\cosh(\omega \cdot l_V)} \cdot \sinh(\omega \cdot x_i) \quad (5.30)$$

Für Relativverschiebungen  $s_L \geq s_{L1}$  ist in jedem Fall die Länge des elastischen Verbundbereiches  $a_1$  mit Gleichung (5.20) zu bestimmen. Je nachdem, ob  $x_i$  im elastischen oder im plastisch entfestigten Verbundbereich liegt, kann die Laschendehnung mit (5.32) bzw. (5.33) ermittelt werden. Die Lage von  $x_i$  kann mit Gleichung (5.31), die sich durch Umformen der Gleichung (5.20) ergibt, überprüft werden. Für  $s_L \leq s_{L, \text{grenz}}$  liegt  $x_i$  im elastischen Verbundbereich.

$$s_{L, \text{grenz}} = s_{L0} + \left[ \tanh(\omega \cdot x_i) \cdot \frac{s_{L1}}{\lambda} - (s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cot(\omega \lambda \cdot (l_V - x_i)) \right] \cdot \sin(\omega \lambda \cdot (l_V - x_i)) \quad (5.31)$$

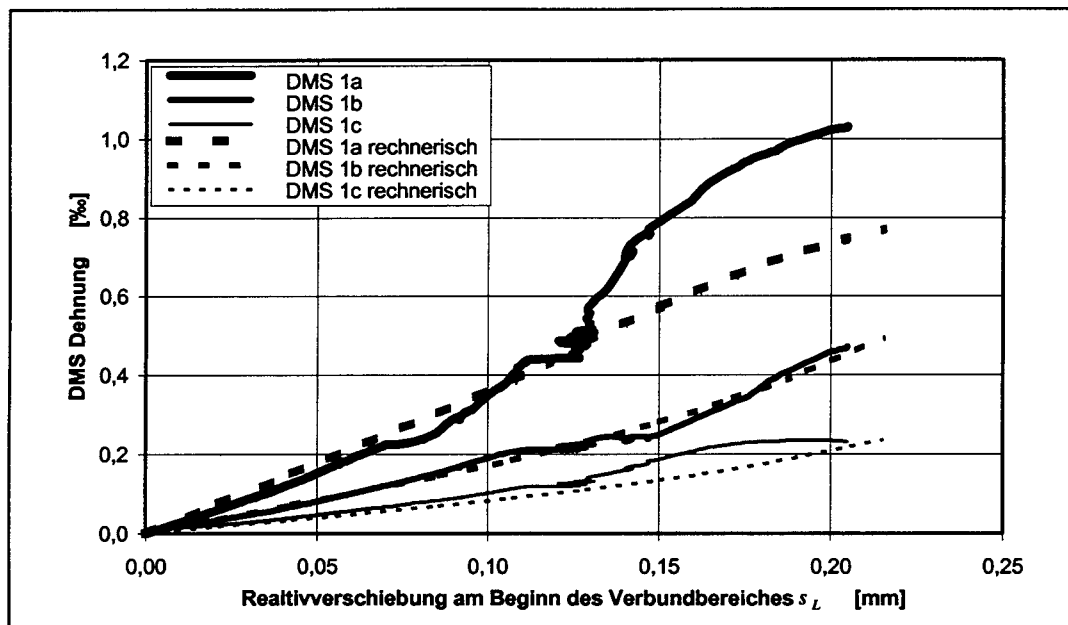
für  $s_L \leq s_{L, \text{grenz}}$ :

$$\varepsilon_L = \frac{\omega \cdot s_L}{\cosh(\omega \cdot a_1)} \cdot \sinh(\omega \cdot x_i) \quad (5.32)$$

für  $s_L > s_{L, \text{grenz}}$ :

$$\varepsilon_L = \omega \lambda \cdot \frac{(s_{L0} - s_{L1}) \cdot \cos(\omega \lambda \cdot (l_V - x_i)) - (s_{L0} - s_L) \cos(\omega \lambda \cdot (x_i - a_1))}{\sin(\omega \lambda \cdot (l_V - a_1))} \quad (5.33)$$

Das folgende Bild 5.11 zeigt eine Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Laschendehnung in den DMS-Meßstellen 1a, 1b und 1c der Meßachse 1 im Verbundversuch 7AC. Es ist eine gute Übereinstimmung der experimentellen und rechnerischen Dehnungen, insbesondere im linear elastischen Bereich zu erkennen. Mit der Ausbildung der Schubrisse bei Erreichen der maximalen Verbundspannung und der Beanspruchung der zwischen den Schubrisen gelegenen Betonzähne treten Biegeeffekte auf, die durch die nur einseitig auf der Laschenoberfläche verklebten Dehnmeßstreifen nicht kompensiert werden können. Die im Verbundversuch 12BD experimentell bestimmten Laschendehnungen stellen den Mittelwert aus zwei Dehnmeßstreifenmessungen auf den gegenüberliegenden Laschenoberflächen dar. Durch das Versagen in der Grenzschicht Primer-Stahloberfläche und die somit abweichenden Bruchmechanismen können diese Messungen aber nicht zur Überprüfung des bilinearen Verbundansatzes für das Versagen oberflächennaher Betonschichten herangezogen werden.



**Bild 5.11:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 7AC

Die Bilder A5.1 bis A5.26 im Anhang 5.1 bis 5.13 zeigen die Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung. Im allgemeinen liegt eine gute Übereinstimmung vor. Kleinere Differenzen sind auf die Streuungen der Materialeigenschaften zurückzuführen. Lediglich in den Versuchen 9BD und 12BD treten größere Abweichungen auf. In Versuch 12BD sind diese Abweichungen unter Umständen, wie oben bereits angedeutet, auf die Bruchmechanismen bei Primerversagen zurückzuführen. Die Ursache der starken Abweichungen zwischen Experiment und Rechnung sind am Körper 9BD vermutlich auf die im Versuch aufgetretene, stark exzentrische Beanspruchung der Laschen zurückzuführen. Durch die Rechnung werden die einzelnen Meßachsen völlig isoliert betrachtet. Im Versuch hingegen werden bei exzentrischer Laschenbeanspruchung durch die mechanische Koppelung Zugkräfte innerhalb der Verbundlänge auf benachbarte Bereiche umgelagert.

Insgesamt ist festzustellen, daß der gewählte bilineare Verbundansatz durch die diskrete Messung von Laschendehnungen im Verbundbereich bestätigt wird. Mit der gewählten Form der Auswertung, die bei bekannter Form des Verbundgesetzes nur die Relativverschiebung am Beginn des Verklebung und die Laschendehnung in der freien Länge berücksichtigt, ist eine Beschreibung des Verbundverhaltens im gesamten Verbundbereich möglich. Von einer lokalen Gültigkeit des ermittelten Verbundgesetzes kann in guter Näherung ausgegangen werden.

Die Ergebnisse der Auswertung, also die Parameter  $s_{LO}$ ,  $s_{LI}$  und  $\tau_{LI}$  in allen untersuchten Meßachsen sind in Tabelle A5.1 im Anhang 5.14 zusammengestellt. Nicht ausgewertet werden konnten wegen der geringen Anzahl von Meßwerten durch die schlagartige Belastung die Achsen 1 bis 6 des Versuches 2BD. Aufgrund der stark exzentrischen Belastung konnten ferner die Achsen 3 und 4 der Versuche 6AC, 6BD und 11BD nicht ausgewertet werden. Bei Versuch 24 BD konnten die Parameter für die Achsen 2 und 5 wegen eines Defektes der Relativverschiebungsmesser nicht ermittelt werden.

## 6 Ableitung eines allgemeinen Verbundgesetzes

### 6.1 Einflußgrößen

Der Verlauf des bilinearen Verbundgesetzes wird eindeutig durch die drei bestimmenden Parameter  $\tau_{LI}$ ,  $s_{LI}$  und  $s_{LO}$  festgelegt. Für die allgemeine Festlegung des Verbundgesetzes sind die quantifizierbaren Einflußgrößen zu bestimmen, die sich auf die Größe dieser Parameter auswirken. Außerdem sind weitere mögliche Einflußgrößen zu berücksichtigen, die durch den gewählten Ansatz nicht erfaßt werden können. Dies betrifft insbesondere den Verlauf des Verbundgesetzes im plastisch entfestigten Bereich.

Der elastische Verbundbereich ist geprägt durch den linearen Anstieg des Verbundgesetzes bis zum Erreichen der maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$  bei der elastischen Grenzverschiebung  $s_{LI}$ . Werden Normalspannungen senkrecht zur Klebefuge ausgeschlossen, wie sie sich durch Umlenkkräfte infolge nicht geradliniger Laschenverläufe oder eine zusätzlich wirkende Querpressung ergeben, so liegt in der Klebefuge reine Schubbeanspruchung vor. Der Betonquerschnitt im Verbundversuch ist zusätzlich durch Zug- bzw. Druckspannungen beansprucht. Am Biegeträger treten neben den Verbundspannungen aus der Momentenbeanspruchung Biegezugspannungen und aus der Querkraftbeanspruchung Druck- und Zugspannungen auf. Der von Mörsch als Scherbeanspruchung bezeichnete Spannungszustand liefert die Obergrenze für die maximale Verbundspannung. Für das Erreichen der Scherfestigkeit sind neben der Schubbeanspruchung Druckspannungen in Richtung der Stahllaschen erforderlich. Die Scherfestigkeit kann mit dem Mohrschen Spannungskreis aus dem Verlauf biaxialer Festigkeitskurven im Zug-Druckbereich ermittelt werden (6.1). Die Prismendruckfestigkeit und die zentrische Zugfestigkeit gehen dabei jeweils unter der Quadratwurzel ein. Je nach angenommenen Verlauf ergibt sich für den Faktor  $k_s$  ein Wert von 0.5 bis etwa 0.7 (vgl. Tabelle 3.1).

$$\tau = k_s \cdot \sqrt{\beta_P \cdot \beta_Z} \quad (6.1)$$

Im Verbundversuch und am Biegeträger sind wegen der zusätzlichen wirkenden Spannungen für die maximale Verbundspannung nur geringere Werte als die Scherfestigkeit erreichbar. Im Fall der reinen Schubbeanspruchung, also ohne zusätzliche Zug- bzw. Druckspannungen, können Hauptzugspannungen in Höhe der Zugfestigkeit des Betons auftreten. Die Schubrisse (vgl. Bild 5.3) würden sich dann unter einem Winkel von  $45^\circ$  einstellen. Da jedoch sowohl in den Zug-Druck-Versuchen als auch in den Zug-Zug-Versuchen die Schubrisse bei Erreichen der maximalen Verbundspannung unter einem Winkel kleiner als  $45^\circ$  auftraten, ist neben der entscheidenden Abhängigkeit der maximalen Verbundspannung von der Zugfestigkeit auch ein gewisser Einfluß der Druckfestigkeit der oberflächennahen Betonschichten zu erwarten. Holzenkämpfer beobachtete bei seinen Zug-Druck-Versuchen Schubrisse unter einem Winkel von etwa  $30^\circ$ .

Im Gegensatz zu dem Verstärkungsverfahren mit auflaminierten CFK-Gelegen wird bei der Applikation von Stahllaschen gem. Richtlinienentwurf kein Primer auf die Betonoberfläche aufgebracht, der zu einer Veränderung der Betoneigenschaften im oberflächennahen Bereich führt. Die zugelassenen viskosen, dickflüssigen Epoxidharzkleber Sikadur 30 der Sika Chemie GmbH und Concretin SK 41 der Ispo GmbH dringen nicht in das Betongefüge ein, so daß die an der zu klebenden Bauteiloberfläche ermittelten Betonfestigkeiten eine gute Einschätzung des Schubtragfähigkeit der oberflächennahen Betonschichten ermöglichen. Dabei wird ein linearer Zusammenhang zwischen der mit dem Rückprallhammer ermittelten Würfeldruckfestigkeit und

der die biaxiale Festigkeit bestimmenden Prismenfestigkeit sowie zwischen der Oberflächenzugfestigkeit und der zentrischen Zugfestigkeit (vgl. Bild 3.12) angenommen. Beide Annahmen sind in der einschlägigen Literatur üblich.

Da Stahllaschen nicht flächig auf der gesamten Bauteiloberfläche angeordnet werden, ist von einem Einfluß der Laschenbreite  $b_L$  und der Betonkörperbreite  $b$  bzw. dem Laschenabstand auszugehen, da die an den Verbundbereich seitlich angrenzenden Bereiche mitwirken.

Der zur maximalen Verbundspannung gehörende Grenzwert der elastischen Verschiebung  $s_{LI}$  ist bei einer Messung unmittelbar in der Klebefuge nur abhängig von den Verzerrungen der Klebschicht, da Gleitungen zwischen den Fügepartnern wegen des linear elastischen Verhaltens ausgeschlossen werden können. Wird ein Stahlprimer eingesetzt, so treten auch Verzerrungen dieser zusätzlichen Schicht auf, die in die Relativverschiebung additiv eingehen. Die tatsächliche Relativverschiebung in der Klebefuge kann allerdings nicht gemessen werden. Möglich ist meßtechnisch lediglich die Erfassung der Relativverschiebung eines Punktes der Laschenoberfläche gegen einen Bezugspunkt auf der Betonoberfläche außerhalb des Verbundbereiches. Betonverformungen sind somit bei der gewählten Anordnung der Meßwertaufnehmer in der registrierten Relativverschiebung enthalten. Durch die in das Verbundgesetz eingehenden Betonverformungen werden in der Auswertung unter Umständen zu geringe Verbundspannungen ermittelt. Für die Bemessung würde man mit dieser Auswertung allerdings auf der sicheren Seite liegen, weil pro Längeneinheit ein geringerer Zugkraftaufbau möglich ist. Wegen der guten Übereinstimmung von rechnerischer und tatsächlicher Laschendehnung in diskreten Punkten des Verbundbereiches, die auch in größerer Entfernung vom Beginn des Verbundbereiches lagen (vgl. Abs. 5.3), ist jedoch davon auszugehen, daß die tatsächlich auftretenden Verbundspannungen bei aufgeklebten Stahllaschen durch die gewählte Art der Auswertung gut erfaßt wurde und die im Versuch gemessenen Relativverschiebungen gut mit den der Differentialgleichung zugrunde liegenden Verschiebungen, die dem Integral über die Laschendehnungen entsprechen, übereinstimmen.

Die tatsächliche Relativverschiebung am Beginn des Verbundbereiches setzt sich also aus den Verformungen insbesondere oberflächennaher Betonschichten und Verzerrungen der Klebschicht zusammen. In [9] sind zahlreiche aus der Literatur bekannte Ansätze aufgeführt, die das nichtlineare Verformungsverhalten von Beton in Abhängigkeit vom E-Modul (Sekantenmodul) und der Druckfestigkeit beschreiben. Der E-Modul (im Alter von 28 Tagen) wiederum kann in guter Näherung nach (6.2) in Abhängigkeit von der 28-Tage-Würfeldruckfestigkeit bestimmt werden. Somit kann das Verformungsverhalten des Betons in guter Näherung ausschließlich in Abhängigkeit von der Druckfestigkeit beschrieben werden.

Nach Weigler und Karl [33]:

$$E_c = 5150 \cdot \beta_w^{1/2} \quad (6.2)$$

bzw.

$$E_c = 9500 \cdot \beta_c^{1/3} \quad (6.3)$$

mit:  $\beta_w$  mittlere Würfeldruckfestigkeit nach 28 Tagen

$\beta_c$  mittlere Zylinderdruckfestigkeit nach 28 Tagen

Gleichung (6.3) ist etwa gleichbedeutend mit dem folgenden Ansatz nach CEB-FIP Model Code 90 [3]:

$$E_c = E_{c0} \cdot \left[ \frac{\beta_c}{\beta_{c0}} \right]^{1/3} \quad (6.4)$$

- mit:  $E_{c0}$  Grundwert des E-Moduls:  $E_{c0} = 21\,500 \text{ N/mm}^2$   
 $\beta_c$  mittlere Zylinderdruckfestigkeit nach 28 Tagen  
 $\beta_{c0}$  Grundwert der Zylinderdruckfestigkeit:  $\beta_{c0} = 10 \text{ N/mm}^2$

Der Schubmodul ist über die Querdehnzahl  $\mu$  mit dem Elastizitätsmodul verknüpft.

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)} \quad (6.5)$$

Die Querdehnzahl kann näherungsweise in Abhängigkeit von der Würfeldruck-Nennfestigkeit  $\beta_{wN}$  bestimmt werden.

$$\mu = 0.12 + 0.002 \cdot \beta_{wN} \quad (6.6)$$

Die im Verbundversuch gemessenen Betonverformungen hängen vom Elastizitäts- bzw. Schubmodul des Betons im oberflächennahen Bereich ab. Mit den oben aufgezeigten Beziehungen kann festgestellt werden, daß diese Größen auf die Würfeldruckfestigkeit des Betons zurückgeführt werden können.

Die Klebschichtverzerrungen können aus der Klebschichtdicke und dem Schubmodul des Klebers bestimmt werden. Bei der Auswertung der hier beschriebenen Versuche müssen diese beiden letztgenannten Einflußgrößen nicht berücksichtigt werden, da nur ein Klebertyp aus einer Fertigungscharge verwendet wurde und die Klebschichtdicke durch die Anordnung von kleinen Blechstreifen, die als Abstandhalter wirkten, gleich groß war.

Als Einflußgrößen im linear elastischen Verbundbereich werden deshalb in der weiteren Auswertung die Einflußgrößen Würfeldruckfestigkeit (Rückprallhammer)  $\beta_w$ , Oberflächenzugfestigkeit  $\beta_{OZ}$ , Laschenbreite  $b_L$  und Betonkörperbreite  $b$  berücksichtigt.

Im plastisch entfestigten Verbundbereich werden die zwischen den Schubrisen gelegenen Betonzähne (vgl. Abs. 5.1) auf Biegung und Schub beansprucht. Die Verbundtragfähigkeit ist deshalb von der Biegezugfestigkeit und der Schubfestigkeit und somit von der biaxialen Zug-Druckfestigkeit des Betons abhängig. Die Relativverschiebung im entfestigten Bereich des Verbundgesetzes setzt sich zusammen aus der elastischen Verzerrung der Klebschicht, der teilweise plastischen Verformung der Betonzähne sowie Verformungen der angrenzenden, nicht gerissenen Betonbereiche. Das Trag- und Verformungsverhalten ist somit wesentlich von der Form der Betonzähne, also dem Abstand und der Tiefe der Schubrisse, abhängig. Neben der Betonfestigkeit wird sich auch die Betonzusammensetzung auf die Lage der Schubrisse auswirken. Der Größtkorndurchmesser, die Kornform und Orientierung werden die Lage der Schubrisse insbesondere bei geringen Betonfestigkeiten beeinflussen. Diese Eingangsgrößen sind aber am zu verstärkenden Bauteil nicht oder nur mit großem Aufwand zu untersuchen und letztlich nicht quantifizierbar. Zusammenfassend kann deshalb festgestellt werden, daß auch im plastisch entfestigten Bereich für die Beschreibung des Verbundverhaltens die Parameter Würfeldruckfestigkeit (Rückprallhammer)  $\beta_w$ , Oberflächenzugfestigkeit  $\beta_{OZ}$ , Laschenbreite  $b_L$  und Betonkörperbreite  $b$  berücksichtigt werden müssen.

## 6.2 Untersuchung des Einflusses der Betonfestigkeiten $\beta_w$ und $\beta_{OZ}$

Durch die folgenden Auswertungen sollen Bestimmungsgleichungen für die Parameter maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$ , elastischer Grenzwert der Relativverschiebung  $s_{LI}$  und Grenzwert der Relativverschiebung  $s_{LO}$  festgelegt werden. Dazu werden in einer Regressionsanalyse als Zielgrößen  $Z_i$  die elastische Verbundenergie  $G_e$ , die Bruchenergie  $G_F$  und die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$  betrachtet. Aus diesen Größen können mit den in Bild 2.1 angegebenen Gleichungen die Grenzverschiebungen für den elastischen und plastisch entfestigten Bereich des Verbundgesetzes ermittelt werden. Für die Auswertung wird jeweils der Mittelwert der drei Meßachsen einer Körperseitenfläche für die experimentell ermittelten Zielgrößen gebildet. Die Auswertung wird zunächst getrennt für die einzelnen Laschendicken durchgeführt, um einen eventuell vorhandenen Einfluß dieser Größe nicht zu verwischen. Es werden die Verbundversuche 1AC bis 12AC (ohne 2BD) betrachtet, die nahezu identische Laschen- bzw. Bauteilbreiten aufweisen. Die verwendeten Betonkörper wurden für jede der beiden Betongüten aus einer Betonmischung hergestellt. Die Versuche 2BD und 12BD werden nicht in die Auswertung miteinbezogen, da es zu einer schockartigen Belastung bzw. ungewollten Adhäsionsversagen der aufgetragenen Primerschicht kam. Bei linearer Abhängigkeit einer Zielgröße  $Z_i$  von mehreren Veränderlichen  $x_i$ , wie in Gleichung (6.7) ausgedrückt, werden üblicherweise in einer mehrdimensionalen Regressionsrechnung Schätzwerte für die Konstanten  $\lambda_i$  bestimmt.

$$Z_i = \lambda_0 + \lambda_1 x_1 + \dots + \lambda_p x_p + \varepsilon \quad (6.7)$$

mit:  $\varepsilon$  normalverteilter Zufallsanteil

In die Auswertung gehen nur zwei Betongüten ein. Die vorliegenden mittleren Würfeldruckfestigkeiten, die zerstörungsfrei an den Seitenflächen B und D ermittelt wurden (vgl. Bild 4.1), liegen für die angestrebte Betongüte B 25 bei  $35.7 \text{ N/mm}^2$  und für die Betongüte B 45 bei  $51.7 \text{ N/mm}^2$ . Die Aussagequalität für Betone stark abweichender, insbesondere geringerer Festigkeiten kann deutlich erhöht werden, wenn der folgende, aus physikalischen Überlegungen resultierende Zusammenhang, zusätzlich Berücksichtigung findet.

$$Z_i = 0 \quad \Leftrightarrow \quad \beta_w \cdot \beta_{OZ} = 0 \quad (6.8)$$

Dieser zusätzlich bekannte Zusammenhang kann in eine mehrdimensionale Regressionsrechnung nicht eingehen, so daß unter Umständen wegen der in geringem Maß unterschiedlichen Betonfestigkeiten der ausgewerteten Betone ein unrealistischer Schätzwert für den Einfluß der Betonfestigkeiten bestimmt wird. Es sollen deshalb zunächst einfache Regressionsrechnungen durchgeführt werden, in welchen die Abhängigkeit der Zielgrößen von den korrelierten Parametern Würfeldruckfestigkeit  $\beta_w$  (zerstörungsfrei am Bauteil bestimmt nach DIN 1048, Teil 2) und Oberflächenzugfestigkeit  $\beta_{OZ}$  (am Bauteil bestimmt nach DIN 1048, Teil 2) formuliert werden. Die Einflüsse der Parameter Laschenbreite  $b_L$  und Betonkörperbreite  $b$  werden anschließend gesondert in ebenfalls einfachen Regressionsrechnungen untersucht. Außerdem soll der Einfluß der Prüfkörperart geklärt werden.

$$Z_i = \lambda_i \cdot f_i(\beta_w, \beta_{OZ}) \cdot g_i(b_L, b) \quad (6.9)$$

Mit dem Produktansatz (6.9) wird im Gegensatz zu einem Summenansatz  $G_e = 0$ , wenn  $f(\beta_w, \beta_{OZ}) = 0$  und/oder  $g(b_L, b) = 0$ . Zunächst wird der Einfluß der Betonfestigkeiten untersucht, da mit den im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Versuchen 1AC bis



12AC, für die näherungsweise gilt  $g(b_L, b) = const$ , eine ausreichend große Stichprobe zur Verfügung steht. Für  $g(b_L, b) = const$  lautet die Gleichung der Regressionsgeraden:

$$Z_i = \lambda_{b_l} \cdot f(\beta_w, \beta_{OZ}) \quad (6.10)$$

mit  $\lambda_{b_l} = \lambda \cdot g(b_L, b)$

Die Regressionsgeraden, die die Abhängigkeit der Zielgrößen von den Betonfestigkeiten beschreiben, verlaufen bei Ansatz von (6.8) durch den Ursprung. In der Regressionsrechnung muß deshalb nur der Schätzwert  $l_{b_l}$  für die Konstante  $\lambda_{b_l}$  bestimmt werden. Es gilt:

$$l_{b_0} = \bar{y} - l_{b_l} \cdot \bar{x} = 0 \quad \Rightarrow \quad l_{b_l} = \frac{\bar{y}}{\bar{x}} \quad (6.11)$$

Die Veränderliche  $x$  ist eine Funktion  $f$  der beiden Einflußgrößen  $\beta_w$  und  $\beta_{OZ}$ . Oben wurde bereits erläutert, wie die Betoneigenschaften, die das Verbundverhalten beeinflussen, von  $\beta_w$  und  $\beta_{OZ}$  abhängen. Es sollen einfache Transformationsfunktionen  $f(\beta_w, \beta_{OZ})$  festgelegt werden, die zu einem möglichst linearen Zusammenhang zwischen der jeweiligen Zielgröße  $Z_i$  und  $x = f(\beta_w, \beta_{OZ})$  führt. Es werden die folgenden Ansätze auf ihre Eignung hin geprüft:

- (a)  $x = \beta_{OZ}$  (nach Holzenkämpfer [12])
- (b)  $x = \sqrt{\beta_{OZ}}$
- (c)  $x = \beta_w \cdot \beta_{OZ}$
- (d)  $x = \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (e)  $x = \sqrt[3]{\beta_w} \cdot \sqrt{\beta_{OZ}}$
- (f)  $x = \sqrt[3]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (g)  $x = \beta_w^2 \cdot \beta_{OZ}$
- (h)  $x = \beta_w \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (i)  $x = \beta_w \cdot \sqrt[3]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (j)  $x = \beta_w \cdot \beta_{OZ}^2$
- (k)  $x = \beta_{OZ} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (l)  $x = \beta_{OZ} \cdot \sqrt[3]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (m)  $x = (\beta_w \cdot \beta_{OZ})^2$
- (n)  $x = \beta_w \cdot \beta_{OZ} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (o)  $x = \beta_w \cdot \beta_{OZ} \cdot \sqrt[3]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (p)  $x = \sqrt{\beta_w} \cdot \beta_{OZ}$
- (q)  $x = \sqrt[3]{\beta_w} \cdot \beta_{OZ}$
- (r)  $x = \sqrt[3]{\beta_w} \cdot \beta_{OZ} + 6 \cdot \sqrt[3]{\beta_w} \cdot \sqrt{\beta_{OZ}}$
- (s)  $x = \sqrt[4]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (t)  $x = \sqrt[5]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$
- (u)  $x = \sqrt[6]{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$

Als Maß für den Grad des linearen Zusammenhangs wird jeweils in Anlehnung an [10] die Prüfgröße  $PG$  für 1 Freiheitsgrad bestimmt:

$$PG = \frac{Q_1 / (k - 1)}{Q_2 / (n - k)} \quad (6.12)$$

mit  $Q_1 = \sum_{i=1}^k n_i \cdot (\bar{y}_i - l_{b1} \cdot x_i)^2$  (6.13)

$$Q_2 = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_i} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \quad (6.14)$$

für eine einfache Stichprobe  $\{(x_i, y_{ij})\}$  der Größe  $n = \sum_{i=1}^k n_i$ .

Ferner wird die Summe der quadrierten Abstände (S.d.q.A.) der Größen  $y_{ij}$  von der Regressionsgeraden bestimmt. Anhand der folgenden Tabellen kann die Qualität der Anpassung durch die Größen  $PG$  und S.d.q.A. für die einzelnen Transformationsansätze überprüft werden. Je geringer  $PG$ , desto besser kann die Abhängigkeit der Zielgröße  $Z_i$  von der Veränderlichen  $x$  durch eine lineare Funktion beschrieben werden. Je geringer S.d.q.A. ist, desto besser ist die Anpassung der Regressionsgeraden an die Wertepaare der vorliegenden Stichprobe.

**Tabelle 6.1:** Bewertung der Transformationsansätze zur Erfassung des Einflusses der Betonfestigkeiten auf die Zielgröße  $G_e$

Ansatz	PG				S.d.q.A.			
	$t_L \approx 5 \text{ mm}$	$t_L \approx 10 \text{ mm}$	$t_L \approx 20 \text{ mm}$	alle $t_L$	$t_L \approx 5 \text{ mm}$	$t_L \approx 10 \text{ mm}$	$t_L \approx 20 \text{ mm}$	alle $t_L$
(a)	0,5689	0,1380	0,9928	0,0543	0,0307	0,0240	0,0077	0,0671
(b)	0,4709	0,3723	1,0362	0,0820	0,0293	0,0266	0,0071	0,0688
(c)	0,9800	0,1246	1,5796	0,2114	0,0366	0,0238	0,0133	0,0767
<b>(d)</b>	<b>0,4474</b>	<b>0,1389</b>	<b>0,7114</b>	<b>0,0176</b>	<b>0,0290</b>	<b>0,0240</b>	<b>0,0070</b>	<b>0,0648</b>
(e)	0,4356	0,1986	0,7709	0,0274	0,0288	0,0247	0,0068	0,0654
(f)	0,4184	0,2912	0,8200	0,0452	0,0286	0,0257	0,0067	0,0665
(g)	1,7412	0,5079	3,3625	0,6542	0,0473	0,0281	0,0240	0,1014
(h)	0,8427	0,1055	1,2749	0,1626	0,0346	0,0236	0,0123	0,0738
(i)	0,6210	0,0641	0,8462	0,0685	0,0315	0,0232	0,0096	0,0680
(j)	2,0971	0,6435	4,1946	0,8319	0,0524	0,0297	0,0272	0,1107
(k)	1,1470	0,1746	1,9691	0,2806	0,0389	0,0244	0,0146	0,0808
(l)	0,9007	0,1036	1,4787	0,1664	0,0354	0,0236	0,0116	0,0740
(m)	3,0352	1,2604	6,6856	1,5420	0,0657	0,0366	0,0410	0,1438
(n)	1,9063	0,5624	3,7403	0,7325	0,0497	0,0288	0,0254	0,1055
(o)	1,5689	0,3802	2,9119	0,5258	0,0449	0,0267	0,0209	0,0946
(p)	0,7163	0,0697	1,1070	0,0931	0,0328	0,0232	0,0097	0,0695
(q)	0,6526	0,0776	1,0264	0,0708	0,0319	0,0233	0,0089	0,0681
(r)	0,4655	0,1513	0,7737	0,0253	0,0293	0,0241	0,0070	0,0653
(s)	0,4421	0,4016	0,9629	0,0810	0,0289	0,0269	0,0070	0,0687
(t)	0,4703	0,4797	1,0788	0,1104	0,0293	0,0278	0,0073	0,0705
(u)	0,4952	0,5369	1,1689	0,1336	0,0297	0,0285	0,0076	0,0720

**Tabelle 6.2:** Bewertung der Transformationsansätze zur Erfassung des Einflusses der Betonfestigkeiten auf die Zielgröße  $G_F$ 

Ansatz	PG				S.d.q.A.			
	$t_L \approx 5\text{mm}$	$t_L \approx 10\text{mm}$	$t_L \approx 20\text{mm}$	alle $t_L$	$t_L \approx 5\text{mm}$	$t_L \approx 10\text{mm}$	$t_L \approx 20\text{mm}$	alle $t_L$
(a)	1,3874	7,0015	1,2856	0,0843	0,2489	0,1483	0,1697	0,5819
(b)	0,6447	14,0427	1,6578	0,1430	0,1870	0,2643	0,1905	0,6482
(c)	3,2931	4,1436	1,7729	0,2823	0,4076	0,1012	0,2731	0,8166
(d)	<b>1,0174</b>	<b>7,1237</b>	<b>0,9826</b>	<b>0,0514</b>	<b>0,2180</b>	<b>0,1503</b>	<b>0,1554</b>	<b>0,5390</b>
(e)	0,8403	8,9945	1,1375	0,0656	0,2033	0,1811	0,1605	0,5569
(f)	0,6307	11,6809	1,3197	0,0954	0,1858	0,2254	0,1732	0,5935
(g)	6,0492	11,2567	4,0166	1,0456	0,6372	0,2184	0,5376	1,4394
(h)	2,9256	3,8313	1,3880	0,2292	0,3770	0,0961	0,2492	0,7573
(i)	2,0515	3,6843	0,9287	0,1115	0,3042	0,0936	0,1921	0,6187
(j)	6,9358	14,2883	5,2068	1,2205	0,7111	0,2683	0,6286	1,6512
(k)	3,7439	5,2251	2,2882	0,3680	0,4452	0,1190	0,3095	0,9075
(l)	2,8316	4,3682	1,7033	0,2129	0,3692	0,1049	0,2393	0,7414
(m)	9,9922	27,5897	8,5852	1,8083	0,9657	0,4874	0,9963	2,4900
(n)	6,4548	12,4364	4,5545	1,1250	0,6710	0,2378	0,5777	1,5314
(o)	5,3441	8,7363	3,4573	0,7748	0,5785	0,1768	0,4605	1,2588
(p)	2,1921	4,0501	1,2686	0,1266	0,3159	0,0997	0,1972	0,6380
(q)	1,8862	4,6687	1,2128	0,1004	0,2904	0,1098	0,1823	0,6044
(r)	1,0239	7,5414	1,0760	0,0586	0,2186	0,1572	0,1583	0,5482
(s)	0,5380	14,7749	1,6204	0,1492	0,1781	0,2763	0,1948	0,6556
(t)	0,5195	16,9117	1,8456	0,1952	0,1766	0,3115	0,2120	0,7051
(u)	0,5237	18,4576	2,0148	0,2329	0,1769	0,3370	0,2253	0,7433

**Tabelle 6.3:** Bewertung der Transformationsansätze zur Erfassung des Einflusses der Betonfestigkeiten auf die Zielgröße  $\tau_{Ll}$ 

Ansatz	PG				S.d.q.A.			
	$t_L \approx 5\text{mm}$	$t_L \approx 10\text{mm}$	$t_L \approx 20\text{mm}$	alle $t_L$	$t_L \approx 5\text{mm}$	$t_L \approx 10\text{mm}$	$t_L \approx 20\text{mm}$	alle $t_L$
(a)	1,2249	1,5546	1,2528	0,0224	12,229	13,988	11,905	41,776
(b)	1,4208	4,0474	0,7619	0,1136	13,077	23,798	8,822	48,380
(c)	3,0173	1,8895	5,0080	0,2314	19,988	15,306	31,429	71,745
(d)	<b>1,0713</b>	<b>1,6402</b>	<b>0,7438</b>	<b>0,0070</b>	<b>11,564</b>	<b>14,325</b>	<b>10,219</b>	<b>39,795</b>
(e)	1,0787	2,2401	0,6023	0,0142	11,596	16,686	9,104	40,746
(f)	1,2318	3,2467	0,5549	0,0497	12,259	20,647	8,607	44,540
(g)	6,7267	6,6379	12,2195	0,0486	36,046	33,992	65,931	140,869
(h)	2,8211	1,6752	4,3364	0,2082	19,138	14,463	28,933	67,653
(i)	1,9296	1,0883	2,5145	0,1494	15,279	12,153	20,131	52,359
(j)	7,5492	8,3001	14,3616	0,0370	39,606	40,533	74,629	159,260
(k)	3,4042	2,4606	5,9300	0,2001	21,663	17,554	35,045	79,169
(l)	2,3909	1,4865	3,8670	0,3064	17,276	13,720	25,112	60,754
(m)	12,1191	15,7172	23,6037	0,0179	59,389	69,721	117,837	249,594
(n)	7,0538	7,3178	13,1810	0,0429	37,462	36,668	69,792	148,626
(o)	5,5607	5,0924	10,1383	0,0662	30,998	27,910	55,621	119,547
(p)	1,8010	1,0342	2,6018	0,1459	14,723	11,940	19,360	50,508
(q)	1,5289	1,0413	2,0260	0,0718	13,545	11,968	16,322	46,070
(r)	1,0606	1,7485	0,7662	0,0077	11,518	14,751	10,050	39,897
(s)	1,5233	4,4425	0,7380	0,1290	13,520	25,353	9,034	50,595
(t)	1,7749	5,2957	0,9423	0,1967	14,610	28,710	9,711	55,514
(u)	1,9768	5,9234	1,1191	0,2328	15,484	31,180	10,343	59,356

Gewählt wird für alle Zielgrößen Ansatz (d), der hinsichtlich der Prüfgröße und der Summe der quadrierten Abstände von der Regressionsgeraden die beste Transformation darstellt. Die folgenden Bilder zeigen die Lage der Regressionsgeraden unter Verwendung von Ansatz (d) für die planmäßigen Laschendicken von 5, 10 und 20 mm. Die Gleichungen der Regressionsgeraden lauten:

für eine planmäßige Laschendicke  $t_L$  von 5 mm:

$$G_e = 0.008933 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.15)$$

$$G_F = 0.037654 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.16)$$

$$\tau_{L1} = 0.373600 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.17)$$

für eine planmäßige Laschendicke  $t_L$  von 10 mm:

$$G_e = 0.006762 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.18)$$

$$G_F = 0.039242 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.19)$$

$$\tau_{L1} = 0.422258 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.20)$$

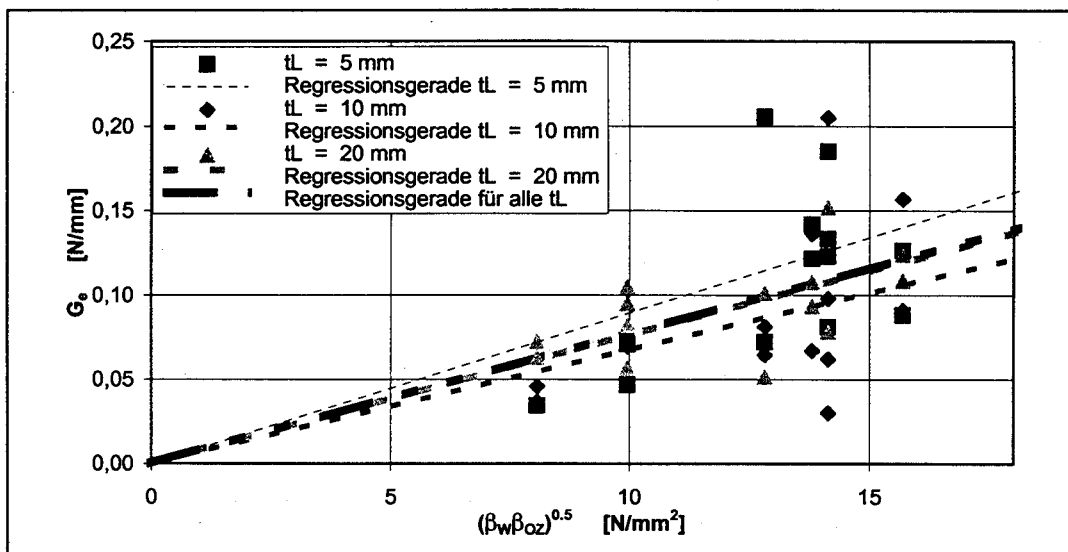
für eine planmäßige Laschendicke  $t_L$  von 20 mm:

$$G_e = 0.007633 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.21)$$

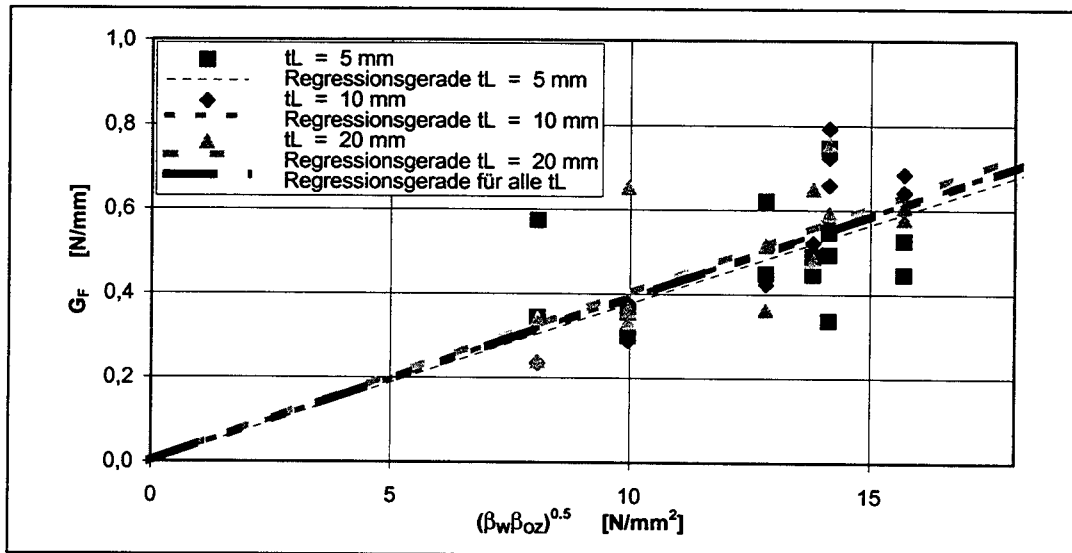
$$G_F = 0.040441 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.22)$$

$$\tau_{L1} = 0.408768 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.23)$$

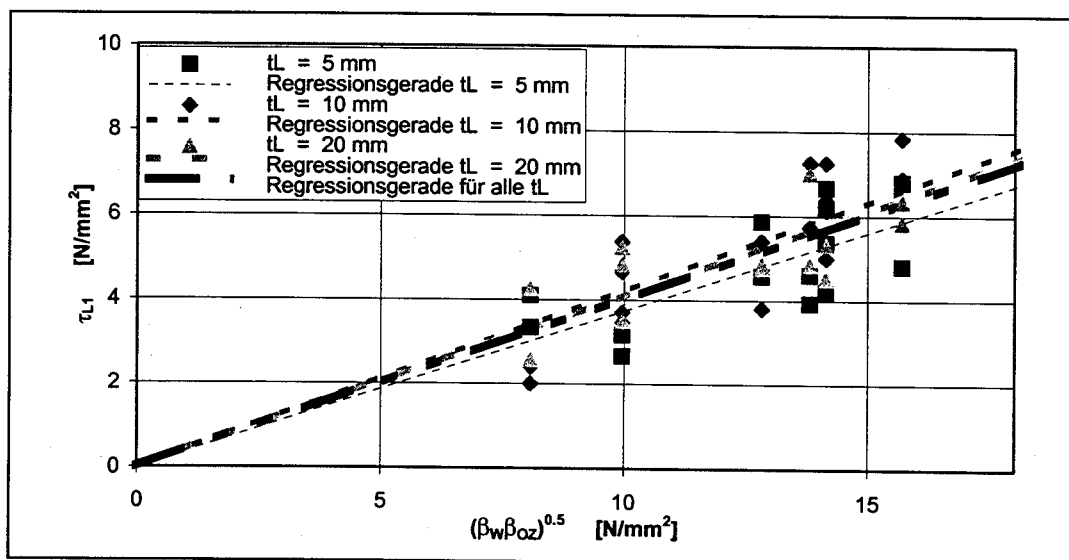
Die Betonfestigkeiten sind in  $[\text{N}/\text{mm}^2]$  einzusetzen, die Energien werden in  $[\text{N}/\text{mm}]$ , die maximale Verbundspannung in  $[\text{N}/\text{mm}^2]$  ermittelt.



**Bild 6.1:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $G_e$  unter Verwendung von Ansatz (d)



**Bild 6.2:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $G_F$  unter Verwendung von Ansatz (d)



**Bild 6.3:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $\tau_{L1}$  unter Verwendung von Ansatz (d)

Ein systematischer Einfluß der Laschendicke ist nicht zu erkennen, so daß die Zielgrößen mit den Gleichungen (6.24) bis (6.26) in Abhängigkeit von den Betonfestigkeiten  $\beta_w$  und  $\beta_{OZ}$  bestimmt werden können.

für alle Laschendicken:

$$G_e = 0.007741 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.24)$$

$$G_F = 0.039097 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.25)$$

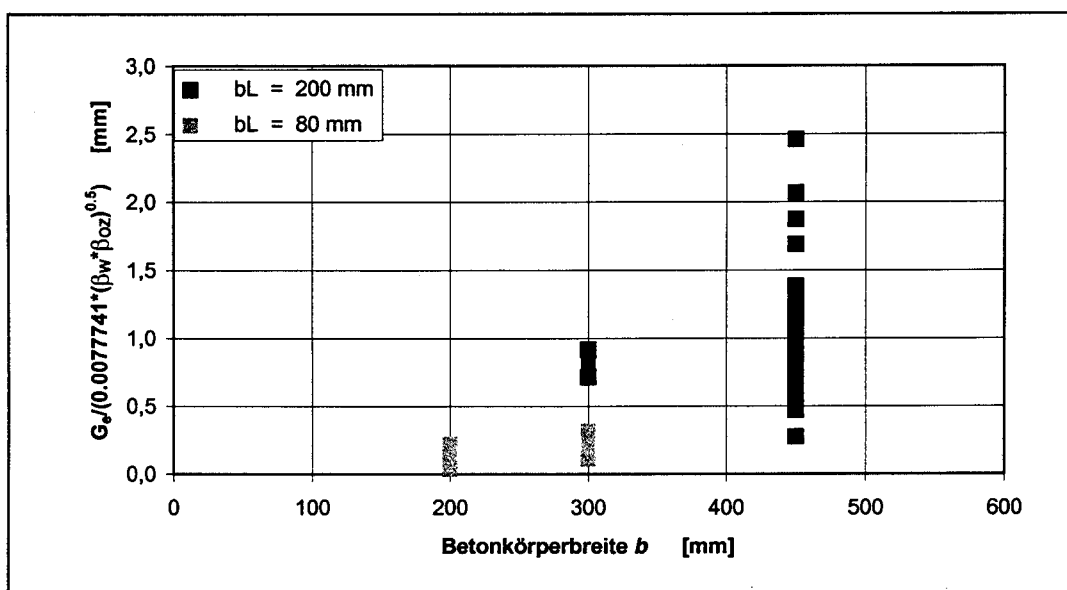
$$\tau_{L1} = 0.402190 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.26)$$

Zu den großen Streuungen bei der Zielgröße  $G_e$  ist anzumerken, daß für die im Experiment durchgeführten Relativverschiebungsmessungen aufgrund der Anordnung der Meßwertnehmer eine fehlerhafte Erfassung nicht ausgeschlossen werden kann. Auch bei der anschließenden rechnerischen Anpassung wurden recht grobe Schrittweiten für die Grezverschiebung  $s_{LI}$  angesetzt, so daß das Verbundverhalten im linear elastischen Bereich unter Umständen nicht exakt erfaßt wurde. Für die Bestimmung der am Laschenende verankerbaren Verbundbruchkraft bzw. den zwischen zwei Biegerissen erreichbaren Zugkraftzuwachs spielt die elastisch aufnehmbare Verbundenergie nur eine sehr untergeordnete Rolle, so daß die ermittelten großen Streuungen nicht weiter untersucht wurden.

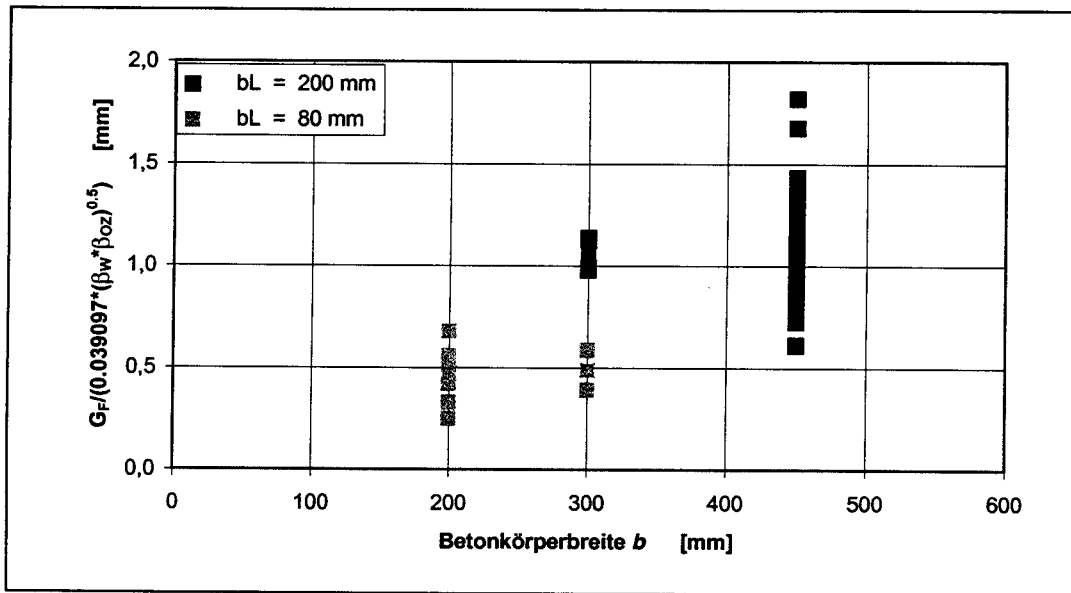
### 6.3 Untersuchung des Einflusses der Laschenbreite $b_L$ , der Betonkörperbreite $b$ und der Prüfkörperart

Zunächst ist ausdrücklich zu betonen, daß weder die im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens durchgeführten noch die zusätzlich aufgeführten Versuche zum Ziel hatten, den Einfluß der Laschen- und Betonkörperbreite auf das Verbundverhalten aufgeklebter Stahllaschen zu beschreiben. Es konnte aufgrund der Arbeiten von Holzenkämpfer [12] und Neubauer/Rostasy [20], [28] angenommen werden, daß der Einfluß der Laschen- und Betonkörpergeometrie auf die Verbundbruchkraft hinreichend untersucht und die angegebene Relation für den Faktor  $k_b$  experimentell überprüft wurde. Die Gegenüberstellung des Faktors  $k_b$  und der Verbundversuche in den Bildern 3.5 und 3.6 zeigt aber, daß die vorliegenden Ansätze zumindest für CFK-Lamellen nicht geeignet sind, den Einfluß der Lamellen- und Bauteilbreite zu erfassen.

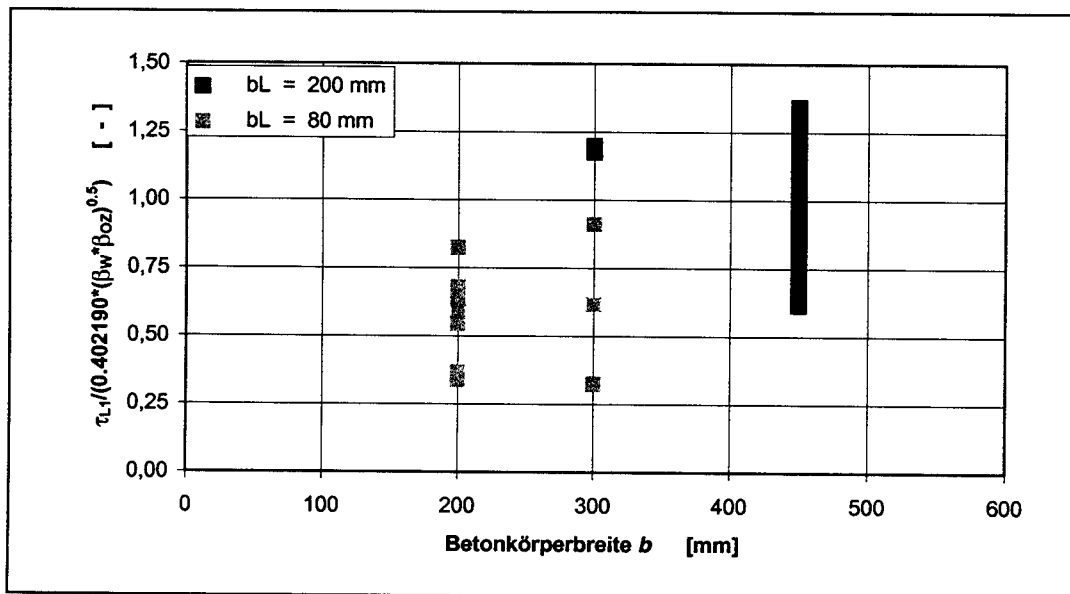
Auf der Grundlage der hier aufgeführten 38 Verbundversuche kann eine exakte Erfassung des Einflusses der Laschenbreite  $b_L$  und der Betonkörperbreite  $b$  nicht erfolgen. Die zur Verfügung stehende Datenbasis kann auch durch die in der Literatur dargestellten Versuche nicht vergrößert werden, da die für eine Auswertung notwendigen Informationen, wie zum Beispiel die Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve, nicht dokumentiert wurden. Daß eine Erfassung des Einflusses dieser beiden Größen aber notwendig ist, zeigen die folgenden Bilder. Die Zielgrößen wurden in diesen Diagrammen um den Einfluß der Betonfestigkeiten gemäß Abs. 6.2 korrigiert.



**Bild 6.4:** Einfluß der Laschenbreite  $b_L$  und der Betonkörperbreite  $b$  auf die elastisch aufnehmbare Verbundenergie  $G_e$



**Bild 6.5:** Einfluß der Laschenbreite  $b_L$  und der Betonkörperbreite  $b$  auf die Verbundbruchenergie  $G_F$

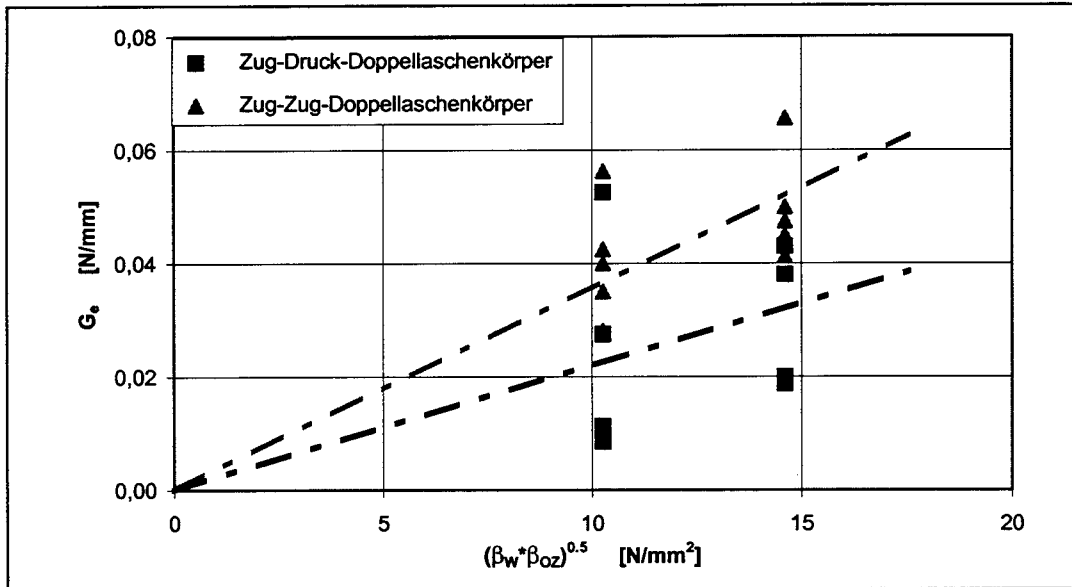


**Bild 6.6:** Einfluß der Laschenbreite  $b_L$  und der Betonkörperbreite  $b$  auf die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$

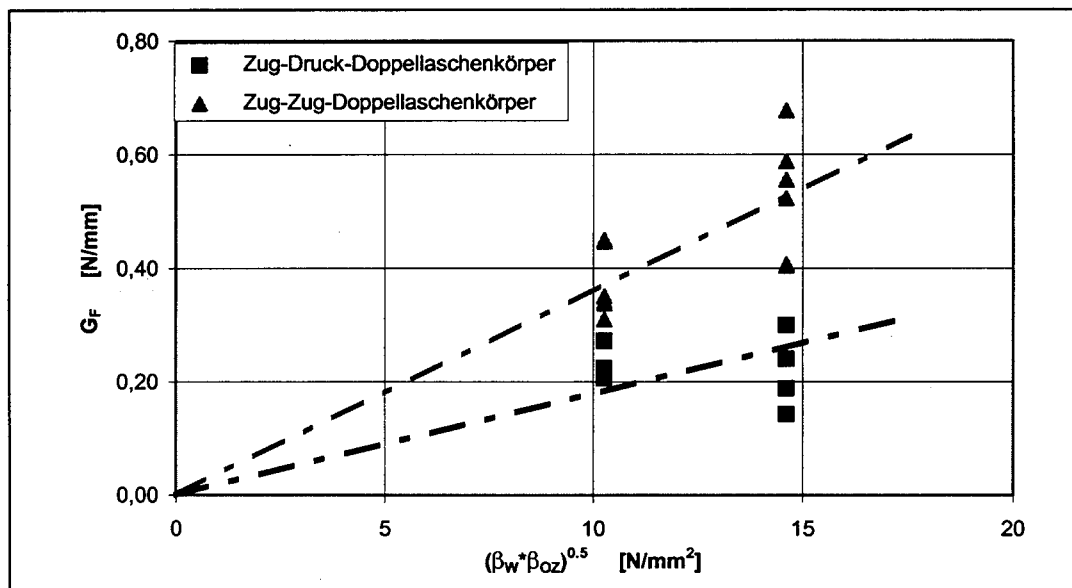
Für alle drei Zielgrößen kann ein deutlicher Einfluß der Laschenbreite  $b_L$  festgestellt werden. Die Betonkörperbreite  $b$  bzw. das Verhältnis  $b_L/b$  hingegen zeigen nur geringe Auswirkungen auf die jeweiligen Zielgrößen. Die in Bild 3.5 dargestellten Versuche von Neubauer/Rostasy mit aufgeklebten CFK-Lamellen bestätigen den Einfluß der Laschenbreite tendenziell.

Die für die Auswertung zur Verfügung stehende Datenbasis kann erheblich vergrößert werden, wenn auch die Verbundversuche an Zug-Zug-Doppellamellenkörpern herangezogen werden. Dabei besteht aber das Problem, daß die Art des Prüfkörpers vermutlich einen erheblichen Einfluß auf die Zielgrößen hat. Die folgenden Bilder zeigen einen Vergleich der Verbundversuche an

Zug-Druck- und Zug-Zug-Doppelaschenkörpern. Die beiden Versuchs körpertypen wiesen jeweils den gleichen Laschenquerschnitt und die gleiche Betonkörperbreite auf. Mit den jeweiligen Lagen der Regressionsgeraden kann ermittelt werden, um welchen Anteil die Zielgrößen bei den Zug-Zug-Körpern über den an den Zug-Druck-Körpern ermittelten liegen. So ist die elastisch aufnehmbare Verbundenergie bei den Zug-Zug-Doppelaschenkörpern um etwa 60% größer als bei den Zug-Druck-Doppelaschenkörpern. Die aufnehmbare Bruchenergie ist um etwa 100%, die maximale Verbundspannung um etwa 50% größer.

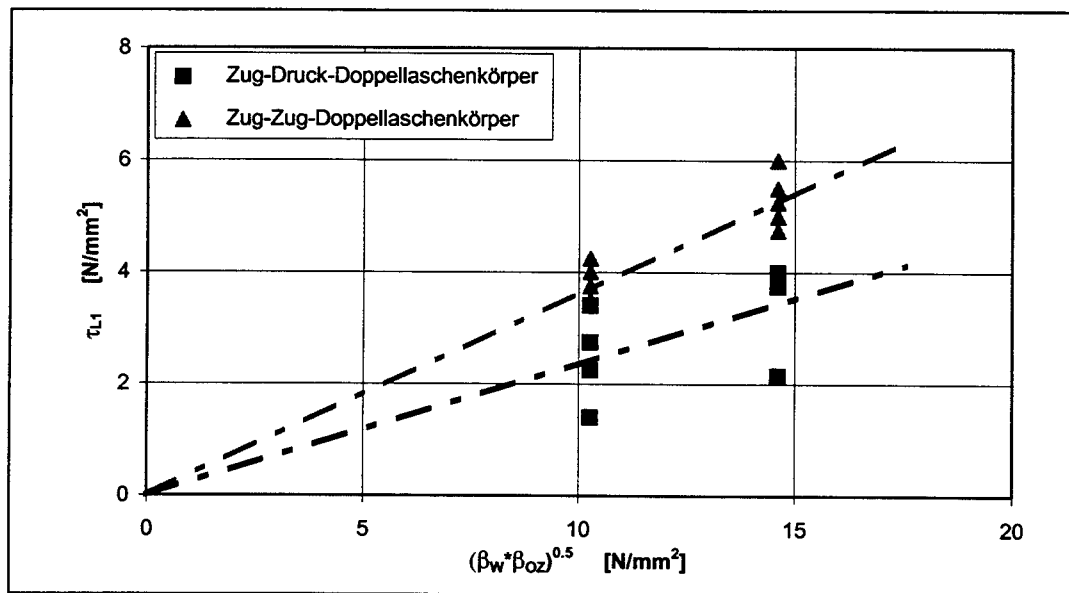


**Bild 6.7:** Einfluß der Prüfkörperart auf die elastisch aufnehmbare Verbundenergie  $G_e$



**Bild 6.8:** Einfluß der Prüfkörperart auf die aufnehmbare Bruchenergie  $G_F$





**Bild 6.9:** Einfluß der Prüfkörperart auf die maximale Verbundspannung  $\tau_{L1}$

Eine Erklärung für die höheren Zielgrößen bei den Zug-Zug-Doppelaschenkörpern könnte in der Verformung der Laschen und der Betonkörper liegen. Der Zug-Zug-Doppelaschenkörper weist am Beginn des Verbundbereiches keine Längsspannungen im Betonquerschnitt und somit auch keine Betonverformungen auf. Im weiteren Verbundbereich ist der Beton in Längsrichtung der Laschen zugbeansprucht. Es kommt zu einer Verlängerung des Betonkörpers in Längsrichtung und einer Kontraktion in Querrichtung. Am Zug-Druck-Körper hingegen liegen in diesem Bereich Längsdruckspannungen vor, die zu einer Verkürzung in Längsrichtung und einer Ausdehnung des Betonkörpers in Querrichtung führen. Bei der zugbeanspruchten Stahllasche hingegen kommt es im gleichen Bereich zu einer Längsdehnung und Querkontraktion. Stahllasche und Betonkörper weisen bei den Zug-Druck-Körpern Verformungen unterschiedlichen Vorzeichens auf, so daß bestimmte Beanspruchungen der oberflächennahen Betonschichten im Vergleich zu den Zug-Zug-Körpern bereits bei geringeren Laschendehnungen auftreten. Dies gilt sowohl für die Laschenlängs- als auch -querrichtung.

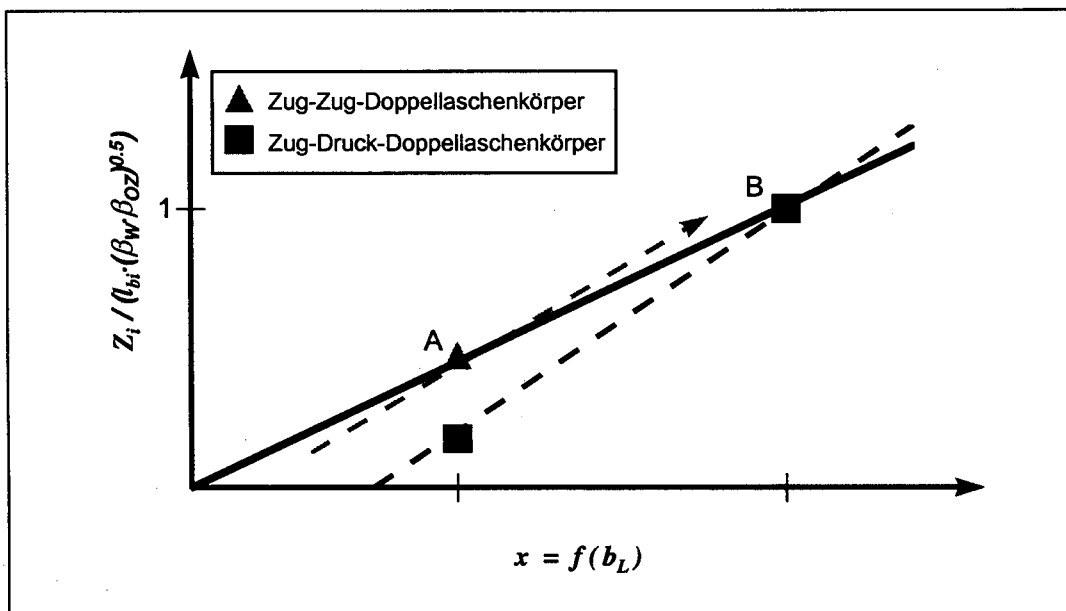
Wären ausschließlich die Verformungen, die sich infolge der Beanspruchung von Beton und Lasche einstellen, für die Höhe der aufnehmbaren Verbundenergien und Verbundspannungen verantwortlich, so müßten die Zielgrößen für größere Laschenbreiten bei entsprechender Laschendicke abnehmen, da mit der Laschenbreite auch die Relativverschiebungen in Querrichtung ansteigen, die wiederum bei gleichen Verformungen in Längsrichtung zu höheren Beanspruchungen der oberflächennahen Betonschichten führen. Neben dem Verformungsverhalten von Lasche und Betonkörper gibt es aber weitere Einflußfaktoren, wie bereits im Abschnitt 3.3 erläutert wurde.

Auf der Grundlage der vorliegenden Versuche können die entsprechenden Zusammenhänge jedoch nicht abgeleitet werden. Insbesondere der Einfluß der Prüfkörperart auf die Zielgrößen kann nicht für den gesamten Anwendungsbereich der Stahllaschenverstärkung nach Richtlinienentwurf untersucht werden, da nur eine Laschenbreite in dieser Hinsicht untersucht wurde. Es ist durchaus vorstellbar, daß bei den nicht untersuchten, großen Laschenbreiten keine so signifikanten Unterschiede zwischen Zug-Zug- und Zug-Druck-Doppelaschenkörpern bestehen. Abhilfe könnten nur weitere Verbundversuche oder eine dreidimensionale FE-Modellierung schaffen, die aber wegen des komplexen Tragverhaltens im plastisch entfestigten Verbundbereich sehr auf-

wendig ist. Beide Maßnahmen konnten allerdings im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens nicht durchgeführt werden.

Mit dem im folgenden beschriebenen Vorgehen bei der Auswertung der Verbundversuche soll trotz der geringen Datenbasis eine sichere Abschätzung des Einflusses der Laschenbreite auf die einzelnen Zielgrößen erfolgen. Zunächst ist festzuhalten, daß die Verhältnisse in der Zugzone eines Stahlbetonbiegeträgers den Verhältnissen am Zug-Zug-Doppellaschenkörper entsprechen. Es ist insofern gerechtfertigt, die an diesem Prüfkörpertyp ermittelten Zielgrößen des Verbundgesetzes für die Bemessung bzw. den Nachweis der Zugkraftdeckung zu verwenden.

Die Zielgrößen können am Zug-Zug-Körper nur für eine Laschenbreite von 80 mm angegeben werden. Auch für die nicht untersuchte Laschenbreite von 200 mm kann wegen der günstigeren Verformungsverhältnisse in Querrichtung angenommen werden, daß sich an Zug-Zug-Körpern höhere Zielgrößen ergeben. Man liegt deshalb auf der sicheren Seite, wenn für die Laschenbreite 80 mm alle an Zug-Zug-Doppellaschenkörpern ermittelten Zielgrößen angesetzt werden. Für die Laschenbreite von 200 mm werden die Ergebnisse der Zug-Druck-Doppellaschenkörper berücksichtigt. Bild 6.10 zeigt die Lage der Regressionsgeraden für dieses Vorgehen.



**Bild 6.10:** Vorgehen bei der Untersuchung des Einflusses der Laschenbreite

Der in den Zug-Druck-Versuchen festgestellte geringe Einfluß der Betonkörperbreite wird nicht berücksichtigt. Die Transformationsfunktion  $x = g(b_L, b)$  wird also nur in Abhängigkeit von der Laschenbreite  $b_L$  festgelegt. Dazu wird wie bereits in Abschnitt 6.2 eine Ursprungsregression durchgeführt. Im Gegensatz zu den Betonfestigkeiten, die nur in die Parameter des Verbundgesetzes eingehen, wird die Laschenbreite  $b_L$  über die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes bei der Ermittlung von Laschenzugkräften zusätzlich berücksichtigt (vgl. z.B. Gleichung (1.1)). Es könnte deshalb auf die Forderung verzichtet werden, daß die Regressionsgerade durch den Ursprung verläuft, da bei einer Laschenbreite  $b_L = 0$  auch für  $G_F \neq 0$  eine Verbundbruchkraft  $T_{k, max} = 0$  ermittelt wird. Wird aber die Regressionsgerade nur durch die Punkte A und B (vgl. Bild 6.10) gelegt, kann keine Transformationsfunktion festgelegt werden. Bei bloßer Abhängigkeit  $x = b_L$  wird dann beispielweise für eine Laschenbreite von 50 mm ein negativer Wert für die elastisch aufnehmbare Verbundenergie ermittelt. Hier stellt also die Forderung, daß die Regressionsgeraden durch den Ursprung verlaufen, eine sinnvolle Zusatzinformation dar, die

auf der sicheren Seite liegt, da auch bei Laschenbreite von Null der Betonuntergrund durchaus in der Lage ist, Verbundspannungen und Verbundenergien aufzunehmen.

Der Einfluß der Betonfestigkeit wird für alle Zielgrößen durch den Ansatz der oben ermittelten Transformationsfunktion  $f_i(\beta_w, \beta_{OZ}) = l_{bli} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}$  berücksichtigt. Es wurden die unten angeführten Transformationsansätze (A) bis (G) für  $x = g(b_L)$  untersucht:

$$\frac{Z_i}{\lambda_{bli} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}}} = \lambda_{b2i} \cdot g(b_L) \quad (6.27)$$

(A)  $x = b_L$

(B)  $x = \sqrt{b_L}$

(C)  $x = \sqrt[3]{b_L^2}$

(D)  $x = \sqrt[3]{b_L}$

(E)  $x = \sqrt[10]{b_L}$

(F)  $x = \sqrt{b_L^3}$

(G)  $x = b_L^2$

(H)  $x = b_L^3$

In die Regressionsanalyse gehen die Versuche 1AC bis 12AC (ohne 2BD) sowie die Versuch 17BD bis 22BD ein. In der folgenden Tabelle 6.4 sind die nach (6.12) bestimmten Prüfgrößen und die Summe der quadrierten Abstände zur Regressionsgeraden für die Zielgrößen  $G_e$ ,  $G_F$  und  $\tau_{LI}$  angegeben.

**Tabelle 6.4:** Bewertung der Transformationsansätze zur Erfassung des Einflusses der Laschenbreite  $b_L$

Transformationsansatz	elastische Verbundenergie $G_e$		Bruchenergie $G_F$		maximale Verbundspannung $\tau_{LI}$	
	PG	S.d.q.A.	PG	S.d.q.A.	PG	S.d.q.A.
(A)	1,6697	8,4482	1,9988	3,2286	5,9251	2,7399
(B)	3,9131	9,4456	0,0315	2,9000	0,8743	2,1449
(C)	5,6879	10,2346	0,3087	2,9463	0,0021	2,0422
(D)	8,0541	11,2866	1,8826	3,2092	0,8910	2,1469
(E)	12,6299	13,3209	0,0096	2,9914	0,0087	1,8712
(F)	0,2853	7,8328	7,7281	4,1854	16,7339	4,0132
(G)	0,0006	7,7062	13,6764	5,1788	27,0829	5,2323
(H)	0,2788	7,8299	22,0355	6,5748	41,1125	6,8850

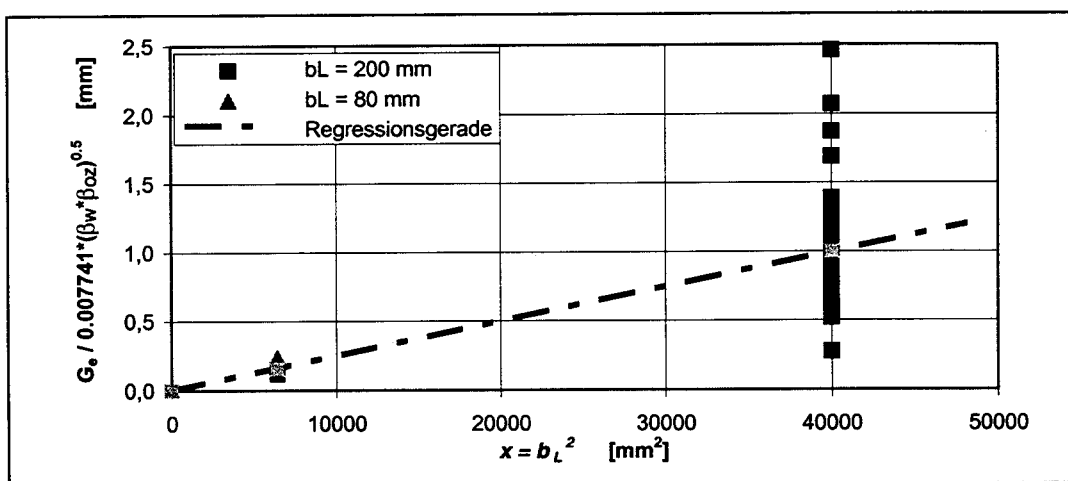
Die am besten geeignete Transformation zur Erfassung des Einflusses der Laschenbreite für die Bruchenergie  $G_F$  und die maximale Verbundspannung  $\tau_{LI}$  stellt Ansatz (E) dar. Für die elastisch aufnehmbare Verbundenergie  $G_e$  wird Ansatz (G) gewählt. Die Lage der Regressionsgeraden für die jeweils geeigneten Transformationsansätze können den Bildern 6.11 bis 6.13 entnommen werden.

Die Bestimmungsgleichungen für die um den Einfluß der Betonfestigkeit korrigierten Zielgrößen lauten mit diesen Transformationsansätzen:

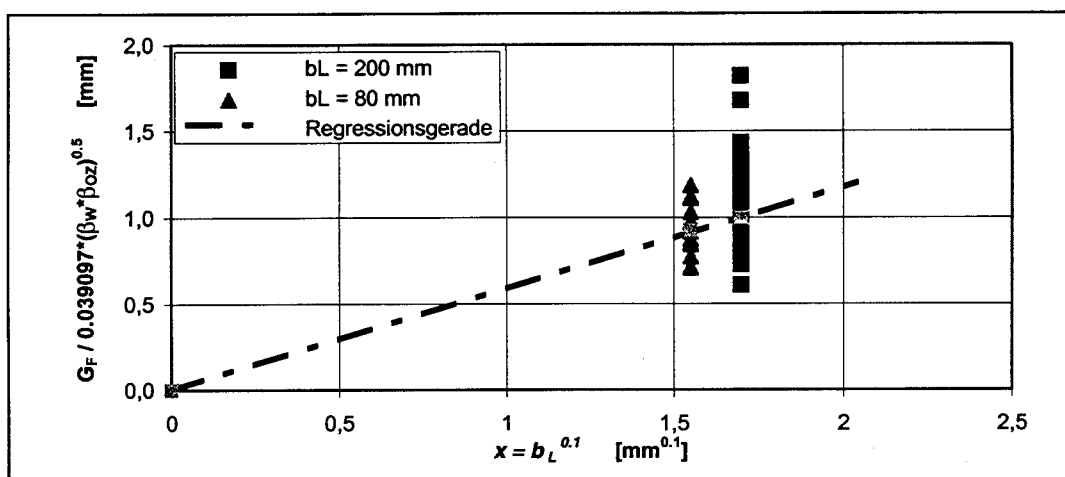
$$\frac{G_e}{0.007741 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{Oz}}} = 0.000024984 \cdot b_L^2 \quad (6.28)$$

$$\frac{G_F}{0.039097 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{Oz}}} = 0.58945081 \cdot \sqrt[10]{b_L} \quad (6.29)$$

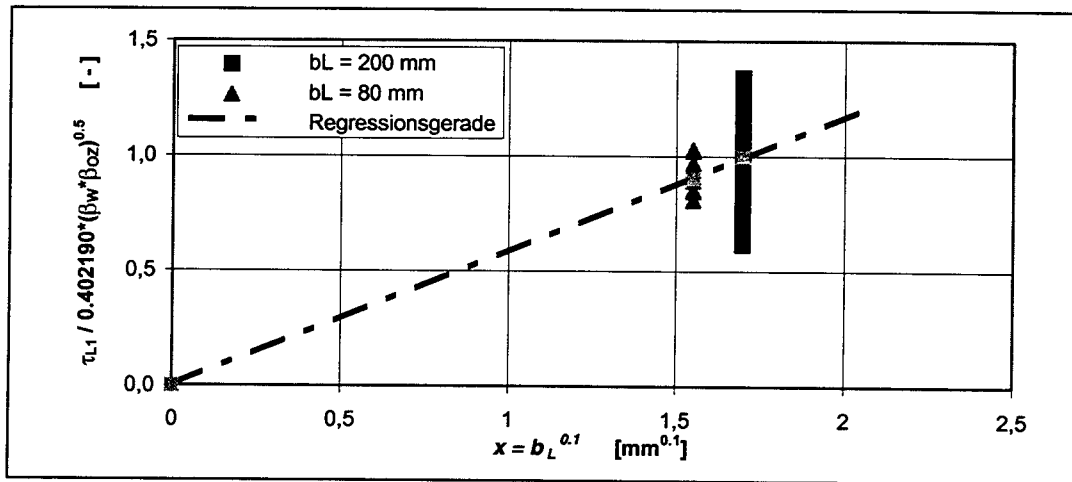
$$\frac{\tau_{L1}}{0.402190 \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{Oz}}} = 0.58719093 \cdot \sqrt[10]{b_L} \quad (6.30)$$



**Bild 6.11:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $G_e$  unter Verwendung von Ansatz (F)



**Bild 6.12:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $G_F$  unter Verwendung von Ansatz (E)



**Bild 6.13:** Lage der Regressionsgeraden für die Zielgröße  $\tau_{LI}$  unter Verwendung von Ansatz (E)

Die Eignung des Ansatzes (E) für die Zielgrößen  $G_F$  und  $\tau_{LI}$  verdeutlicht, daß die Laschenbreite  $b_L$  für die vorliegende Datenbasis nur einen sehr geringen Einfluß hat. Es wird deshalb in den endgültigen Bestimmungsgleichungen für diese Zielgrößen auf die Erfassung des Einflusses der Laschenbreite verzichtet.

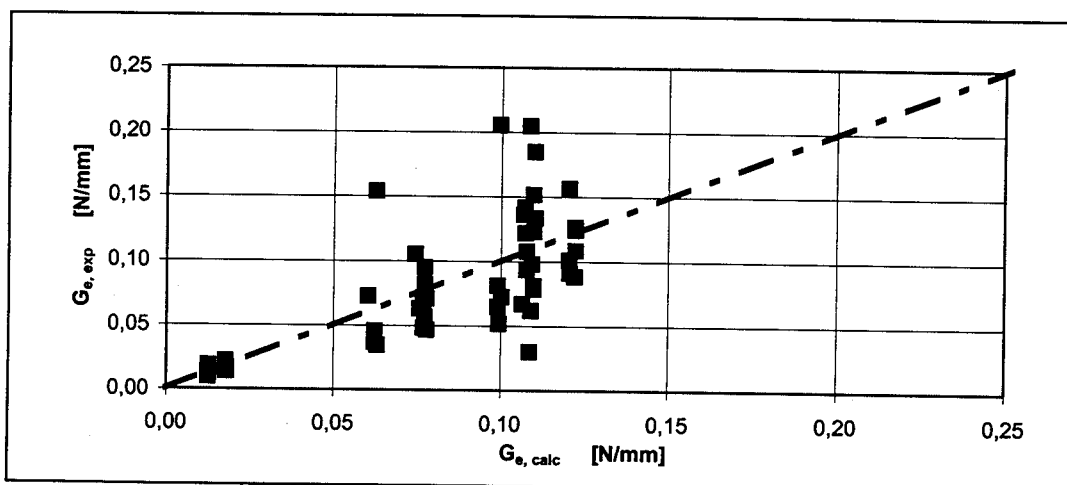
Die endgültigen Bestimmungsgleichungen lauten somit:

$$G_e = 1.934 \cdot 10^{-7} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \cdot b_L^2 \quad (6.31)$$

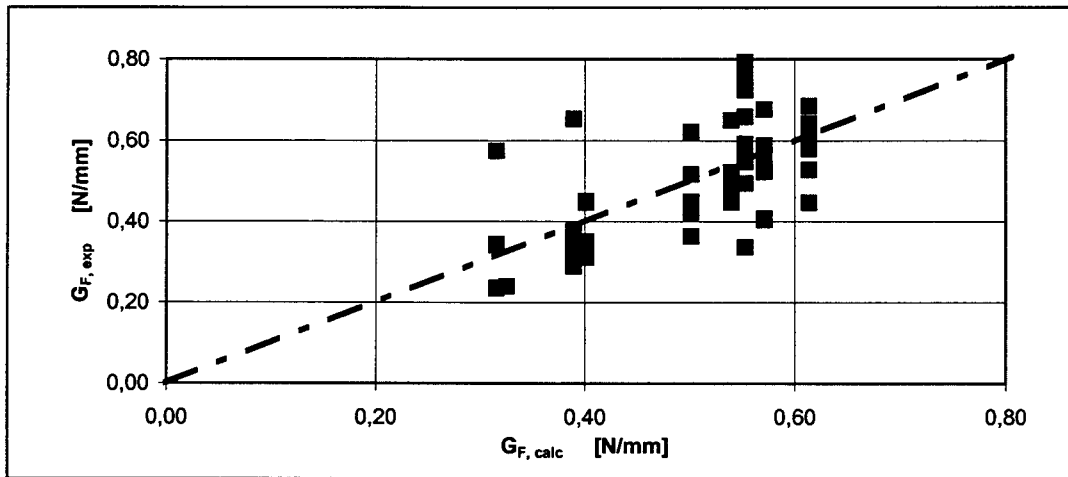
$$G_F = 3.910 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.32)$$

$$\tau_{LI} = 4.0219 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{\beta_w \cdot \beta_{OZ}} \quad (6.33)$$

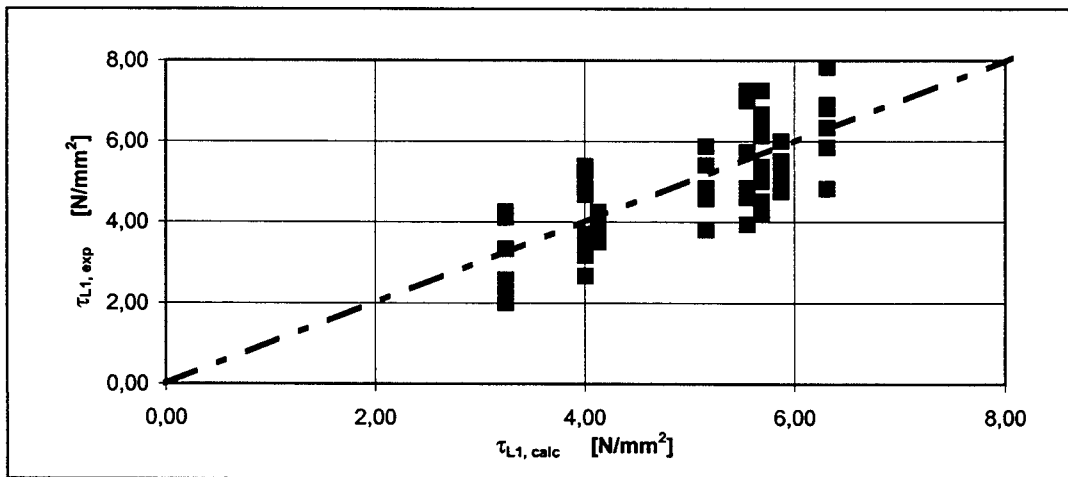
Die folgenden Bilder zeigen eine Gegenüberstellung der rechnerisch mit diesen Gleichungen bestimmten und der experimentell ermittelten Zielgrößen, die den Regressionsanalysen zugrunde liegen.



**Bild 6.14:** Vergleich der rechnerisch und experimentell vom Klebeverbund elastisch aufnehmbaren Verbundenergie  $G_e$



**Bild 6.15:** Vergleich der rechnerisch und experimentell vom Klebeverbund aufnehmbaren Bruchenergie  $G_F$



**Bild 6.16:** Vergleich der rechnerisch und experimentell vom Klebeverbund aufnehmbaren maximalen Verbundspannung  $\tau_{LI}$

#### 6.4 Bestimmungsgleichungen für die charakteristischen Werte der vom Klebeverbund aufnehmbaren Energien $G_e$ und $G_F$ sowie der maximalen Verbundspannung $\tau_{LI}$

Für die Bemessung eines Bauteils müssen noch die charakteristischen Beanspruchbarkeiten  $R_k$  - hier die elastisch aufnehmbare Energie  $G_{ek}$ , die Bruchenergie  $G_{Fk}$  und die maximale Verbundspannung  $\tau_{LIk}$  - des Klebeverbundes abgeschätzt werden. Die oben abgeleiteten Zusammenhänge zwischen den Einflußgrößen  $\beta_w$ ,  $\beta_{OZ}$ ,  $b_L$  und der Beanspruchbarkeit werden durch das Rechenmodell  $h_{R,calc}(\underline{X})$  beschrieben. Wird vorausgesetzt, daß  $R$  mit einem näherungsweise konstanten Variationskoeffizienten behaftet ist, so kann der charakteristische Wert der Beanspruchbarkeit  $r_k$  nach [6] geschätzt werden. Dazu muß die Mittelwertkorrekturgröße  $\bar{b}$  ermittelt und der charakteristische Wert der Streukorrekturgröße  $\Delta$  geschätzt werden. Mit dem charakteristischen Wert der Rechengröße  $r_{calc,k}$  kann der charakteristische Wert der Beanspruchbarkeit mit

Gleichung (6.35) ermittelt werden. Der charakteristische Wert der Rechengröße  $r_{calc,k}$  kann näherungsweise mit folgendem Ausdruck ermittelt werden.

$$r_{calc,k} = h_{R_{calc}}(\underline{x}_k) \quad (6.34)$$

$$r_k = \bar{b} \cdot r_{calc,k} \cdot \hat{\delta}_k \quad (6.35)$$

Dabei ist  $\bar{b}$  der Parameter einer Regressionsgeraden  $R_{exp} = \bar{b} \cdot R_{calc}$  durch den Ursprung, die den Zusammenhang von experimentell ermittelter Beanspruchbarkeit  $R_{exp}$  und rechnerisch bestimmtem Wert  $R_{calc}$  beschreibt,  $\hat{\delta}_k$  ist der Schätzwert für den charakteristischen Wert der Korrekturgröße.

Zunächst wird die Gleichung der Regressionsgeraden bestimmt:

$$\bar{b} = \frac{1}{n} \sum b_i \quad (6.36)$$

$$b_i = \frac{r_{exp,i}}{r_{calc,i}} \quad (6.37)$$

mit:  $r_{exp,i}$  experimentell ermittelte Beanspruchbarkeit im Versuch  $i$   
 $r_{calc,i}$  rechnerisch ermittelte Beanspruchbarkeit für den Versuch  $i$

Für jede Probe  $i$  wird nun die Abweichung von der Mittelwertkorrektur  $\delta_i$  bestimmt.

$$\delta_i = \frac{b_i}{\bar{b}} \quad (6.38)$$

Nach [6] ist für die Bestimmung des charakteristischen Wertes der Beanspruchbarkeit  $R$  davon auszugehen, daß  $R$  und die Streukorrekturgröße  $\Delta$  logarithmisch normalverteilt und voneinander unabhängig sind. Die Größe  $\delta_i$  wird deshalb wie folgt transformiert:

$$\delta_i' = \ln \delta_i \quad (6.39)$$

Mittelwert  $\bar{\delta}'$  und Standardabweichung  $s_{\delta}'$  von  $\delta'$  können für einen Freiheitsgrad ( $\nu = n - 1$ ) wie folgt bestimmt werden:

$$\bar{\delta}' = \frac{1}{n} \sum \delta_i' \quad (6.40)$$

$$s_{\Delta}' = \sqrt{\frac{1}{v} \sum (\delta_i' - \bar{\delta}')^2} \quad (6.41)$$

Der charakteristische Wert für die Streukorrekturgröße  $\Delta$  kann mit folgender Gleichung geschätzt werden:

$$\delta_k = \exp(\bar{\delta}' - K_S \cdot s_{\Delta}') \quad (6.42)$$

Der Fraktillfaktor  $K_S$  wird nach [6] für ein 5%-Fraktile für eine Aussagewahrscheinlichkeit von  $W = 0.75$  bestimmt. Für die der Auswertung zugrunde liegenden Versuche ergeben sich für die einzelnen Beanspruchbarkeiten die in der folgenden Tabelle zusammengestellten Korrekturgrößen. Die Bestimmung dieser Größen kann den Tabellen auf den Anlagen 6.1 bis 6.3 entnommen werden.

**Tabelle 6.5:** Korrekturgrößen zur Ermittlung der charakteristischen Beanspruchbarkeit

Beanspruchbarkeit	$G_e$	$G_F$	$\tau_{L1}$
$\bar{b}$	0.9912	0.9825	0.9787
$\delta_k$	0.4823	0.6576	0.6948

Mit diesen Korrekturgrößen können die Bestimmungsgleichungen für die charakteristischen Beanspruchbarkeiten festgelegt werden. Für die Ermittlung müssen nach [6] die charakteristischen Werte der jeweiligen Rechengröße angesetzt werden, die vereinfachend nach (6.34) unter Ansatz der charakteristischen Werte für die Einflußgrößen bestimmt werden können.

$$G_{e,k} = 9.2456 \cdot 10^{-8} \cdot \sqrt{\beta_{W,k} \cdot \beta_{OZ,k}} \cdot b_L^2 \quad (6.43)$$

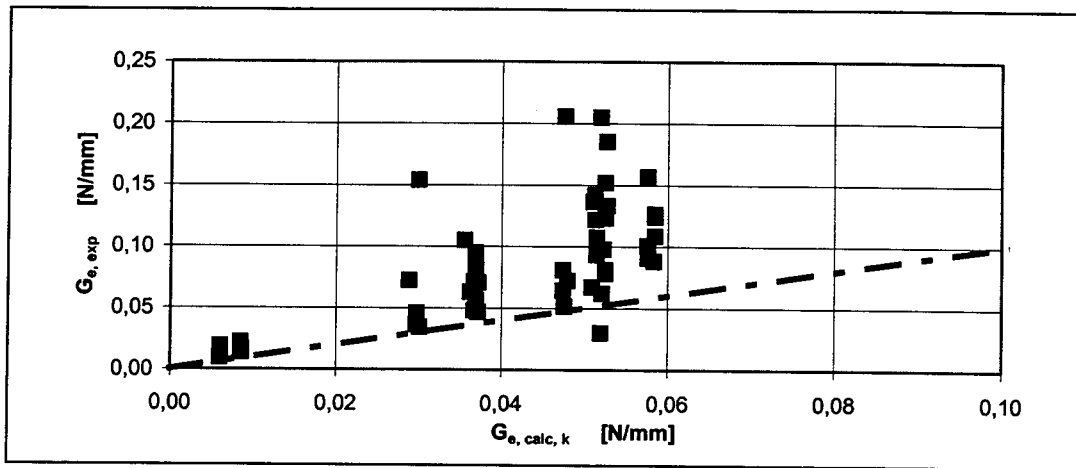
$$G_{F,k} = 2.5262 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\beta_{W,k} \cdot \beta_{OZ,k}} \quad (6.44)$$

$$\tau_{L1,k} = 2.7349 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{\beta_{W,k} \cdot \beta_{OZ,k}} \quad (6.45)$$

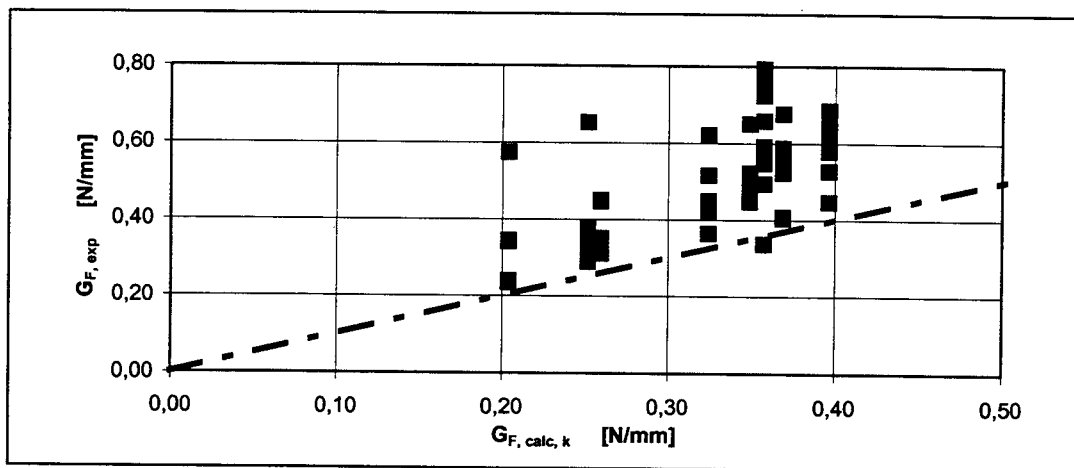
Bei diesem Vorgehen existiert die Problematik, daß die Streuungen den Materialeigenschaften sowohl in den Korrekturgrößen für das Rechenmodell als auch im Ansatz charakteristischer Werte für die Einflußgrößen erfaßt werden. Die wirklichen Streuungen auf Material- und Modellseite können jedoch nur in sehr aufwendigen Untersuchungen quantifiziert werden. Es wird daher empfohlen, wie auch im Richtlinienentwurf [7] die nach DIN 1048, Teil 2, Anhang A aus Stichproben ermittelte Abschätzung für den Mittelwert der Grundgesamtheit zu verwenden.

Bild 6.17, Bild 6.18 und Bild 6.19 zeigen einen Vergleich der charakteristischen rechnerischen Werte und der experimentell ermittelten Werte für  $G_e$ ,  $G_F$  und  $\tau_{L1}$ . Anstelle der charakteristischen Werte der Einflußgrößen wurden die der Auswertung zugrunde liegenden Mittelwerte in die Bestimmungsgleichungen (6.43) bis (6.45) eingesetzt.

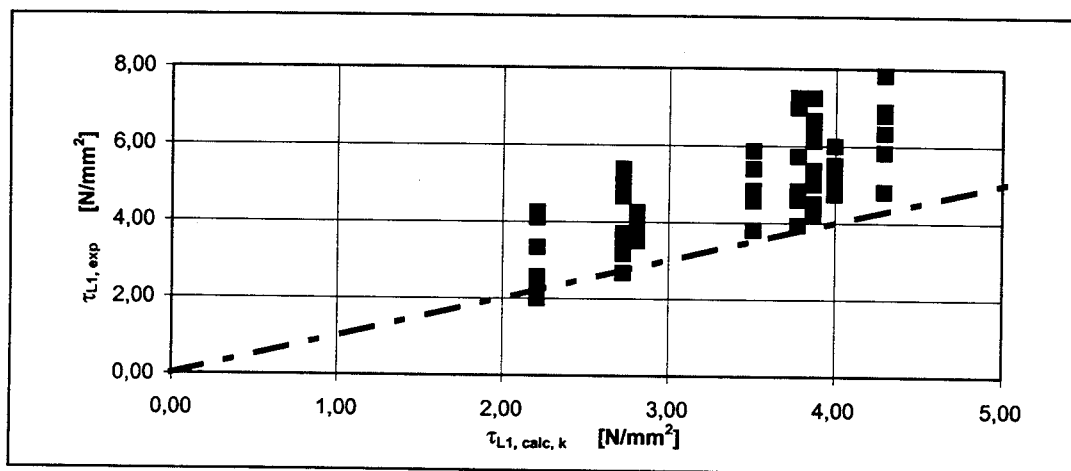




**Bild 6.17:** Vergleich der experimentell ermittelten elastisch aufnehmbaren Energie  $G_e$  mit den charakteristischen, rechnerischen Werten



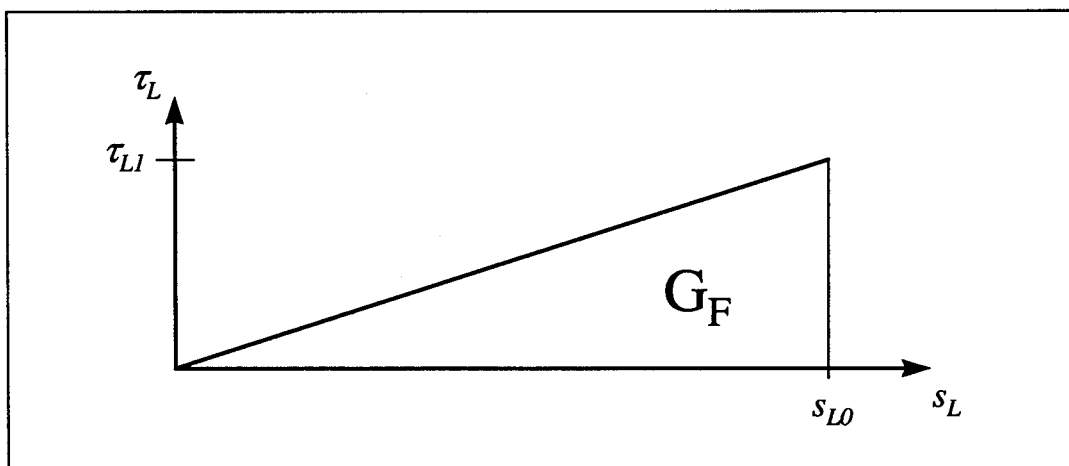
**Bild 6.18:** Vergleich der experimentell ermittelten aufnehmbaren Bruchenergie  $G_F$  mit den charakteristischen, rechnerischen Werten



**Bild 6.19:** Vergleich der experimentell ermittelten maximalen Verbundspannung  $\tau_{L1}$  mit den charakteristischen, rechnerischen Werten

### 6.5 Endverankerungsnachweis

Für einen Endverankerungsnachweis wie er nach dem Richtlinienentwurf zu führen ist, muß noch der Zusammenhang zwischen aufnehmbarer Verbundbruchkraft und vorhandener Verankerungslänge abgeleitet werden. Bei Ansatz des gewählten bilinearen Verbundansatzes ist die explizite Angabe einer der maximalen Verbundbruchkraft zugeordneten Verankerungslänge allerdings schwierig, da die Länge des elastisch beanspruchten Verbundbereiches  $al$  nur iterativ unter Verwendung von Gleichung (5.28) bestimmt werden kann. Von Holzenkämpfer [12] wird deshalb ein Rechenmodell vorgeschlagen, das näherungsweise einen linearen Verbundansatz nach Bild 6.20 verwendet. Für ein konkretes Zahlenbeispiel stellt Holzenkämpfer fest, daß sein Rechenmodell nur um maximal 6 % von der zuvor abgeleiteten theoretischen Lösung für den bilinearen Verbundansatz abweicht.



**Bild 6.20:** Linearer Verbundansatz für das Rechenmodell zur Bestimmung der Verbundbruchkraft von Holzenkämpfer

Die Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes unter Vernachlässigung von Betonverformungen führt für den linearen Verbundansatz auf die folgende Gleichung, mit der die Verbundbruchkraft  $F$  in Abhängigkeit von der Verbundlänge  $l_V$  bestimmt werden kann.

$$F = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \cdot \tanh \sqrt{\frac{\tau_{L1}^2 \cdot l_V^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} \quad (6.46)$$

Die maximale Verbundbruchkraft  $F_{max}$  nach Gleichung (6.51), die nur von der Bruchenergie  $G_F$  abhängt, wird für diesen Verbundansatz nur erreicht, wenn  $l_V$  unendlich groß wird, da dann gilt:

$$\tanh \sqrt{\frac{\tau_{L1}^2 \cdot l_V^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} = 1 \quad (6.50)$$

$$F_{max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (6.51)$$

Für endliche Verbundlängen ist der hyperbolische Term stets kleiner als 1. Bei der von Holzenkämpfer für sein Entwurfsmodell angegebenen Verankerungslänge  $l_i$  werden exakt 96.4 % der maximalen Verbundbruchkraft  $F_{max}$  erreicht.

$$l_i = 2\sqrt{\frac{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}{\tau_{LI}^2}} \quad (6.52)$$

Holzenkämpfer ersetzt in seinem Entwurfmodell die Näherungslösung des Rechenmodelles durch eine weitere Approximation. Für Verbundlängen  $0 \leq l_V \leq l_i$  kann die aufnehmbare Verbundbruchkraft aus der Parabelgleichung (6.53) ermittelt werden, für größere Verbundlängen gilt Gleichung (6.54).

Für  $0 \leq l_V \leq l_i$ :

$$F = \frac{l_V}{l_i} \cdot \left(2 - \frac{l_V}{l_i}\right) \cdot F_{max} = \frac{l_V}{l_i} \cdot \left(2 - \frac{l_V}{l_i}\right) \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (6.53)$$

Für  $l_i \leq l_V$ :

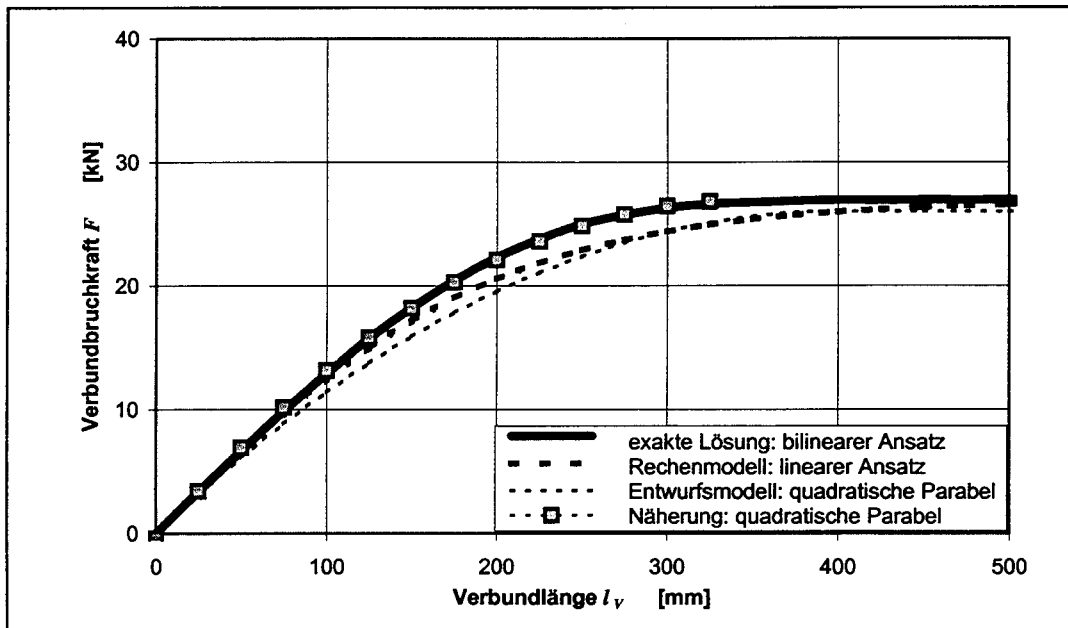
$$F = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (6.54)$$

Die folgende Tabelle zeigt das Ergebnis einer Parameterstudie, in der die maximale Abweichung der von Holzenkämpfer verwendeten Näherungen von der exakten Lösung für den bilinearen Verbundansatz numerisch ermittelt wurde. Die angegebenen Werte entsprechend der maximalen Abweichung also nur näherungsweise. Untersucht wurden extreme Betongüten sowie erhebliche Abweichungen der Oberflächenzugfestigkeit vom rechnerischen Mittelwert der zentrischen Zugfestigkeit.

**Tabelle 6.6:** Abweichungen [%] der Näherungslösungen (Rechen- und Entwurfsmodell) von der exakten Lösung für den bilinearen Ansatz

$\beta_w$	15 N/mm <sup>2</sup>		35 N/mm <sup>2</sup>		35 N/mm <sup>2</sup>		55 N/mm <sup>2</sup>	
$\beta_{oz}$	1.4597 N/mm <sup>2</sup>		1.5 N/mm <sup>2</sup>		3.5 N/mm <sup>2</sup>		3.4710 N/mm <sup>2</sup>	
Modell	Rechenmodell	Entwurfsmodell	Rechenmodell	Entwurfsmodell	Rechenmodell	Entwurfsmodell	Rechenmodell	Entwurfsmodell
$t_L = 5 \text{ mm}$	7.66	12.55	8.46	12.77	6.48	9.04	7.04	9.49
$t_L = 10 \text{ mm}$	7.61	9.42	8.46	10.06	6.34	8.80	6.87	9.26
$t_L = 15 \text{ mm}$	7.60	10.56	8.41	10.87	6.57	8.89	7.10	9.25
$t_L = 20 \text{ mm}$	7.60	10.58	8.43	11.21	6.55	8.80	7.10	9.04

Es stellen sich also Abweichungen zwischen Näherungslösung und exakter Lösung von bis zu 13 % ein. Bild 6.21 zeigt den Verlauf der exakten Lösung sowie der Näherungslösungen für die folgenden Parameter:  $\beta_w = 35 \text{ N/mm}^2$ ,  $\beta_{oz} = 1.5 \text{ N/mm}^2$ ,  $t_L = 5 \text{ mm}$ . Diese Abweichungen treten bei mittleren bis größeren Verbundlängen auf.

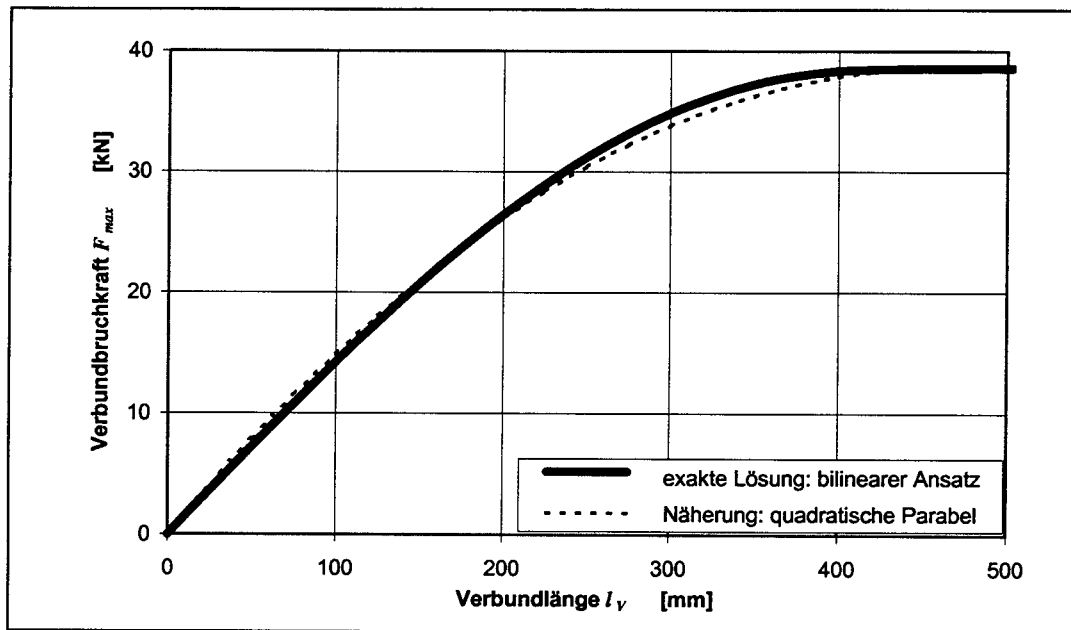


**Bild 6.21:** Abweichungen der Näherungslösungen (Rechen- und Entwurfsmodell) von der exakten Lösung für den bilinearen Verbundansatz

Aus Bild 6.21 ist auch ersichtlich, daß durch eine quadratische Parabel eine hervorragende Näherung der exakten Lösung für den bilinearen Verbundansatz möglich ist. Es ist aber gegenüber den Ansätzen von Holzenkämpfer noch eine Korrekturfunktion  $K$  einzuführen, so daß die Näherungslösung im Bereich  $0 \leq l_V \leq l_t$  wie folgt lautet.

$$F = K(\underline{X}) \cdot \frac{l_V}{l_t} \cdot \left(2 - \frac{l_V}{l_t}\right) \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (6.55)$$

Die Funktion  $K$  kann entsprechend den Bestimmungsgleichungen der Parameter des Verbundgesetzes von verschiedenen Einflußgrößen  $X_i$  abhängen. Die einfachste Art der Korrekturfunktion stellt ein konstanter Faktor  $k$  dar, mit dem eine bestimmte Einflußgröße multipliziert wird. In Parameterstudien, in welchen die Laschengometrie, die Betongüte, sowie die Abweichungen der Oberflächenzugfestigkeit vom rechnerischen Mittelwert der zentrischen Zugfestigkeit untersucht wurden, konnte ermittelt werden, daß eine sehr gute Anpassung der quadratischen Parabel an die exakte Lösung erreicht wird, wenn die Verankerungslänge  $l_V$  mit dem Faktor  $k = 1.1446$  multipliziert bzw.  $l_t$  durch diese Zahl dividiert wird. Bild 6.22 zeigt den Verlauf der Näherung und der exakten Lösung für die Parameter, die auch den Kurven in Bild 6.21 zugrunde liegen. Die Anpassung im Bereich größerer Verbundlängen ist besser als mit der Näherungslösung Holzenkämpfers. Lediglich im Bereich sehr kurzer Verbundlängen ergeben sich die in Tabelle 6.7 zusammengestellten Abweichungen von der exakten Lösung in der Größenordnung von etwa 10 bis 13%. Die angegebenen Werte wurden in einer Parameterstudie numerisch ermittelt und entsprechen dem Maximalwert der Abweichung nur näherungsweise. Im Gegensatz zu der Näherungslösung treten diese prozentual maximalen Abweichungen nicht im Bereich mittlerer und größerer Verbundlängen, sondern bei sehr kurzen Verbundlängen auf.



**Bild 6.22:** Abweichungen der Näherungslösungen (Rechen- und Entwurfsmo-  
dell) von der exakten Lösung für den bilinearen Verbundansatz

**Tabelle 6.7:** Abweichung [%] der Näherungslösung von der exakten Lösung für  
den bilinearen Verbundansatz

	$\beta_w$	15 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	55 N/mm <sup>2</sup>
	$\beta_{oz}$	1.4597 N/mm <sup>2</sup>	1.5 N/mm <sup>2</sup>	3.5 N/mm <sup>2</sup>	3.4710 N/mm <sup>2</sup>
$t_L = 5 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	11.95	11.40	10.76	10.37
	$b_L = 100 \text{ mm}$	12.01	11.46	10.81	10.42
	$b_L = 150 \text{ mm}$	11.52	10.96	10.32	9.92
	$b_L = 200 \text{ mm}$	11.64	11.08	10.43	10.03
$t_L = 10 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	12.62	12.22	11.75	10.37
	$b_L = 100 \text{ mm}$	12.69	12.29	11.81	10.42
	$b_L = 150 \text{ mm}$	12.20	11.79	11.32	9.92
	$b_L = 200 \text{ mm}$	12.33	11.92	11.44	10.03
$t_L = 15 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	12.93	12.60	12.20	10.37
	$b_L = 100 \text{ mm}$	13.00	12.66	12.27	10.42
	$b_L = 150 \text{ mm}$	12.50	12.17	11.77	9.92
	$b_L = 200 \text{ mm}$	12.63	12.30	11.90	10.03
$t_L = 20 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	13.11	12.82	12.48	10.37
	$b_L = 100 \text{ mm}$	13.18	12.89	12.54	10.42
	$b_L = 150 \text{ mm}$	12.68	12.39	12.05	9.92
	$b_L = 200 \text{ mm}$	12.82	12.52	12.18	10.03

Die Abweichungen im Bereich kurzer Verbundlängen spielen aber für die Bemessung nur eine untergeordnete Rolle, da hinsichtlich Bemessung und Ausführung auf der Grundlage der derzeit vorliegenden Versuche ohnehin eine Mindestverbundlänge gefordert werden muß. Versuche mit Stahllaschen, die Verbundlängen kürzer als 200 mm aufweisen, liegen nur für Laschendicken

kleiner 6 mm vor. Für die nach Richtlinienentwurf kleinste zulässige Laschendicke sollte deshalb auch eine Mindestverbundlänge von 200 mm gefordert werden. Die Verankerungslänge  $l_v$  hängt linear vom Ausdruck  $\sqrt{t_L}$  ab, so daß auch für größere Laschendicken entsprechende Mindestverbundlängen angegeben werden können. Vereinfachend wird empfohlen, daß die Mindestverbundlänge der folgenden Bedingung genügen soll.

$$l_v \geq 25t_L \quad \wedge \quad l_v \geq 200 \text{ mm} \quad (6.56)$$

Mit dieser Bedingung ergeben sich bedeutend kleinere Abweichungen der Näherungslösung von der exakten Lösung für das mittlere bilineare Verbundgesetz, die in Tabelle 6.8 zusammengestellt sind. Tabelle 6.9 zeigt die maximalen Abweichung der Näherungslösung nach den Gleichungen (6.57) bis (6.60) für das charakteristische Verbundgesetz. Dabei wurde ein Korrekturfaktor  $k = 1.144$  ermittelt. Eine Gegenüberstellung der exakten und der Näherungslösung für die in Tabelle 6.9 aufgeführten Parameter zeigen die Bilder A6.1 bis A6.16 im Anhang Anlagen 6.4 bis 6.11.

**Tabelle 6.8:** Abweichung [%] der Näherungslösung von der exakten Lösung unter Beachtung der Bedingung (6.56) für das mittlere Verbundgesetz

	$\beta_w$	15 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	55 N/mm <sup>2</sup>
	$\beta_{oz}$	1.4597 N/mm <sup>2</sup>	1.5 N/mm <sup>2</sup>	3.5 N/mm <sup>2</sup>	3.4710 N/mm <sup>2</sup>
$t_L = 5 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	2,98	2,97	2,96	2,98
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,31	2,27	2,26	2,30
	$b_L = 150 \text{ mm}$	1,33	1,29	1,20	1,37
	$b_L = 200 \text{ mm}$	1,66	1,63	1,48	1,44
$t_L = 10 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	2,97	2,99	3,00	2,98
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,32	2,23	2,28	2,30
	$b_L = 150 \text{ mm}$	2,19	1,23	1,27	1,37
	$b_L = 200 \text{ mm}$	2,55	1,65	1,52	1,44
$t_L = 15 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	3,00	3,01	3,00	2,98
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,28	2,22	2,24	2,30
	$b_L = 150 \text{ mm}$	1,30	1,30	1,20	1,37
	$b_L = 200 \text{ mm}$	1,63	1,65	1,62	1,44
$t_L = 20 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	2,98	3,00	2,97	2,98
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,24	2,29	2,19	2,30
	$b_L = 150 \text{ mm}$	1,29	1,20	1,06	1,37
	$b_L = 200 \text{ mm}$	1,57	1,60	1,55	1,44

Mit der Näherungslösung in Form einer Kombination aus quadratischer Parabel und anschließender Halbgeraden kann die sich aus dem bilinearen Verbundansatz ergebende Verbundbruchlast von aufgeklebten Stahllaschen am Einzelriß bzw. am äußersten Biegeriß in guter Näherung bestimmt werden. Ein Endverankerungsnachweis kann somit mit den folgenden Gleichungen geführt werden:

$$l_{t,k} = 17483 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot G_{F,k} \cdot E_L \cdot t_L}{\tau_{LI,k}^2}} \quad (6.57)$$

$$F_{max,k} = 0.2248 \cdot b_L \cdot \sqrt{\sqrt{\beta_W \cdot \beta_{OZ}} \cdot E_L \cdot t_L} \quad (6.58)$$

Für  $0 \leq l_V \leq l_{t,k}$ :

$$F_k = \frac{l_V}{l_{t,k}} \cdot \left( 2 - \frac{l_V}{l_{t,k}} \right) \cdot F_{max,k} \quad (6.59)$$

Für  $l_{t,k} \leq l_V$ :

$$F_k = F_{max,k} \quad (6.60)$$

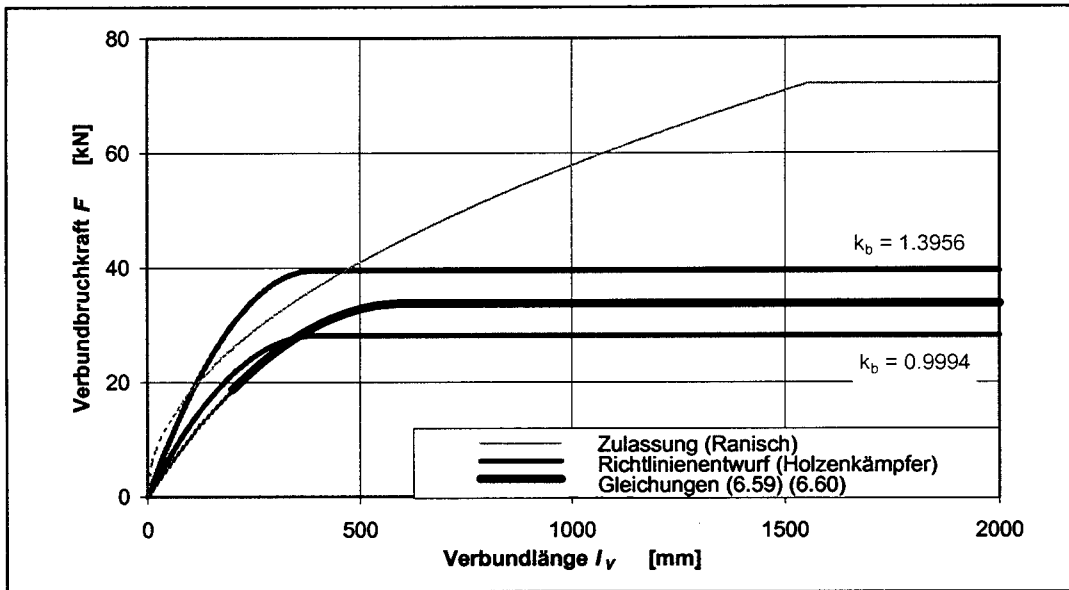
**Tabelle 6.9:** Abweichung [%] der Näherungslösung von der exakten Lösung unter Beachtung der Bedingung (6.56) für das charakteristische Verbundgesetz

	$\beta_W$	15 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	35 N/mm <sup>2</sup>	55 N/mm <sup>2</sup>
	$\beta_{OZ}$	1.4597 N/mm <sup>2</sup>	1.5 N/mm <sup>2</sup>	3.5 N/mm <sup>2</sup>	3.4710 N/mm <sup>2</sup>
$t_L = 5 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	3,06	3,05	3,07	3,05
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,52	2,54	2,55	2,55
	$b_L = 150 \text{ mm}$	2,25	1,85	1,73	1,68
	$b_L = 200 \text{ mm}$	2,50	1,15	0,99	0,98
$t_L = 10 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	3,08	3,09	3,10	3,08
	$b_L = 100 \text{ mm}$	3,07	2,50	2,49	2,49
	$b_L = 150 \text{ mm}$	3,32	1,75	1,79	1,72
	$b_L = 200 \text{ mm}$	3,31	1,92	1,05	1,04
$t_L = 15 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	3,06	3,08	3,08	3,10
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,54	2,49	2,51	2,57
	$b_L = 150 \text{ mm}$	1,76	1,75	1,80	1,73
	$b_L = 200 \text{ mm}$	1,89	1,05	1,08	1,06
$t_L = 20 \text{ mm}$	$b_L = 50 \text{ mm}$	3,07	3,08	3,07	3,09
	$b_L = 100 \text{ mm}$	2,53	2,55	2,53	2,51
	$b_L = 150 \text{ mm}$	1,77	1,74	1,78	1,66
	$b_L = 200 \text{ mm}$	1,05	1,11	1,12	1,11

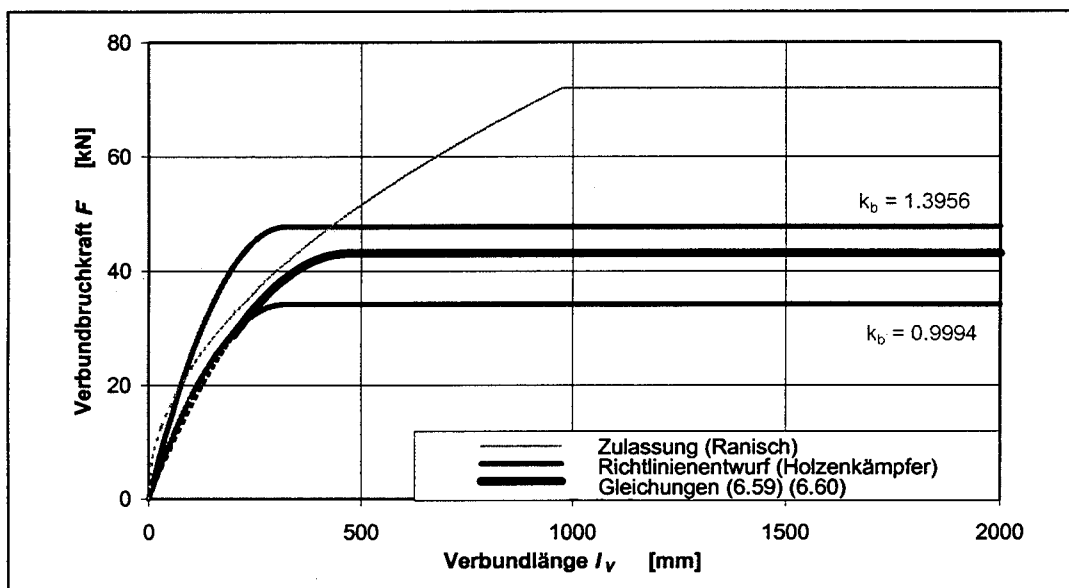
Abschließend sollen die hier abgeleiteten Bestimmungsgleichungen mit den in den derzeit gültigen Zulassungsbescheiden bzw. im Richtlinienentwurf enthaltenen Ansätzen nach Ranisch bzw. Rostasy/Holzenkämpfer/Hankers für zwei typische Laschenquerschnitte (50x6 mm<sup>2</sup> und 200x10 mm<sup>2</sup>) und zwei Betongüten (B 25 und B 45) verglichen werden.

Mit der in den derzeit gültigen Zulassungsbescheiden enthaltenen Bestimmungsgleichung (2.1) werden sowohl für große als auch für geringe Verbundlängen zu hohe Verbundbruchkräfte ermittelt, so daß eine Ablösung dieses Ansatzes von Ranisch dringend erforderlich ist. Vor allem

infolge des von Holzenkämpfer festgelegten Faktors  $k_b$ , liefert auch der Ansatz im Richtlinienentwurf (2.7) insbesondere für große Betonkörperbreiten deutlich zu hohe Verbundbruchkräfte, die experimentell nicht bestätigt werden können. Für die von Holzenkämpfer nicht untersuchten großen Laschenbreiten hingegen, die nach dem Richtlinienentwurf aber zulässig sind, wird die maximal erreichbare Verbundbruchkraft unterschätzt. Wegen der zahlreichen Annahmen bei der Modellbildung und -kalibrierung ist eine sichere und realistische Bestimmung der aufnehmbaren Verbundbruchkraft mit dem Holzenkämpfer-Ansatz, vor allem außerhalb der experimentell untersuchten Parameterbereiche, nicht möglich.

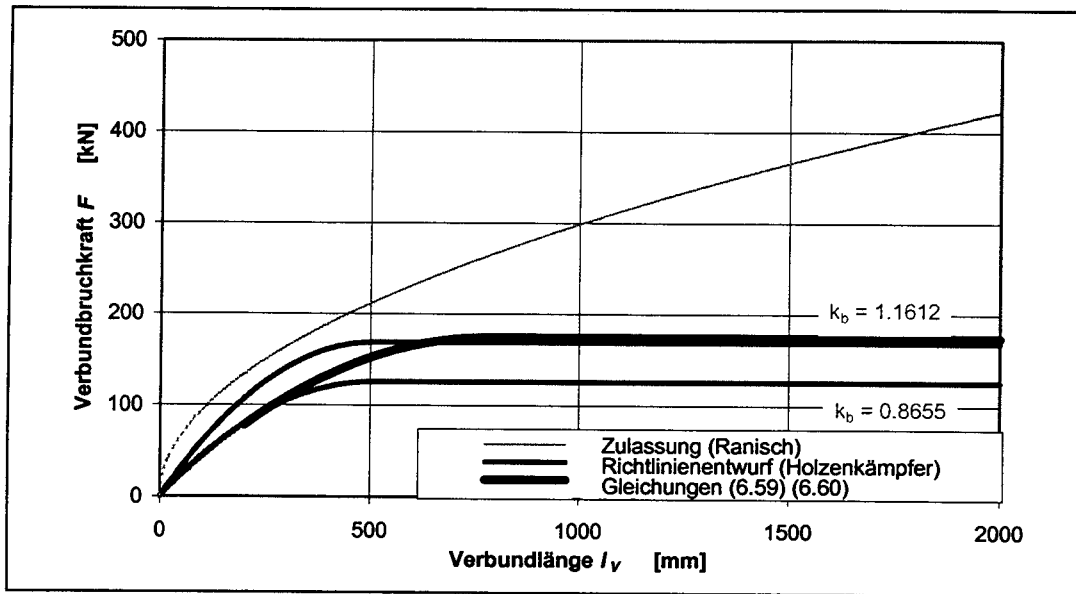


**Bild 6.23:** Vergleich der Ansätze zur Bestimmung der Verbundbruchkraft für eine Stahllasche  $50 \times 6 \text{ mm}^2$ , Betongüte B 25

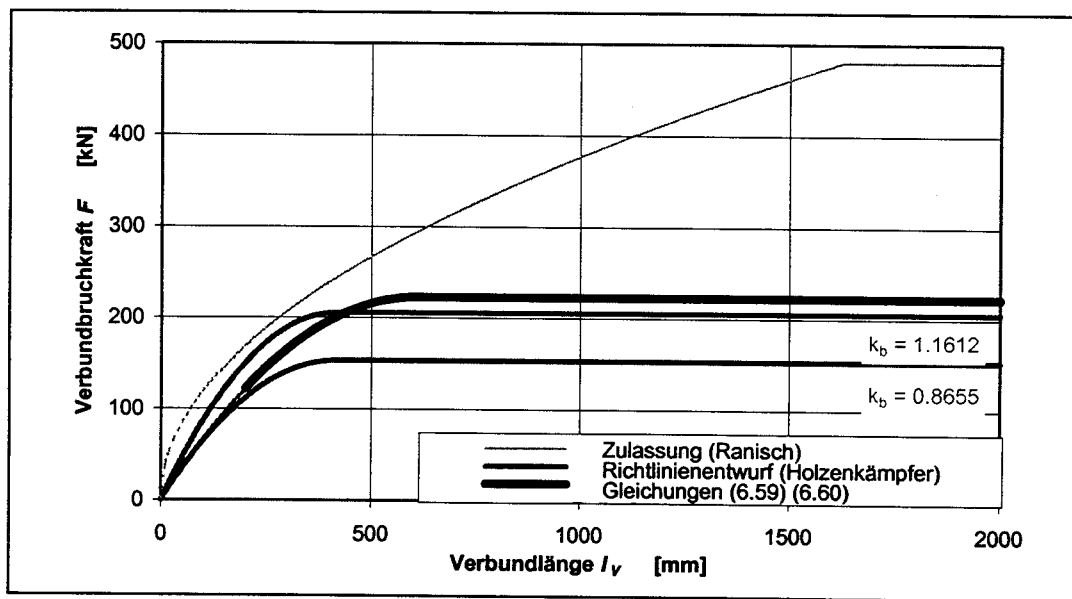


**Bild 6.24:** Vergleich der Ansätze zur Bestimmung der Verbundbruchkraft für eine Stahllasche  $50 \times 6 \text{ mm}^2$ , Betongüte B 45





**Bild 6.25:** Vergleich der Ansätze zur Bestimmung der Verbundbruchkraft für eine Stahlflasche  $200 \times 10 \text{ mm}^2$ , Betongüte B 25

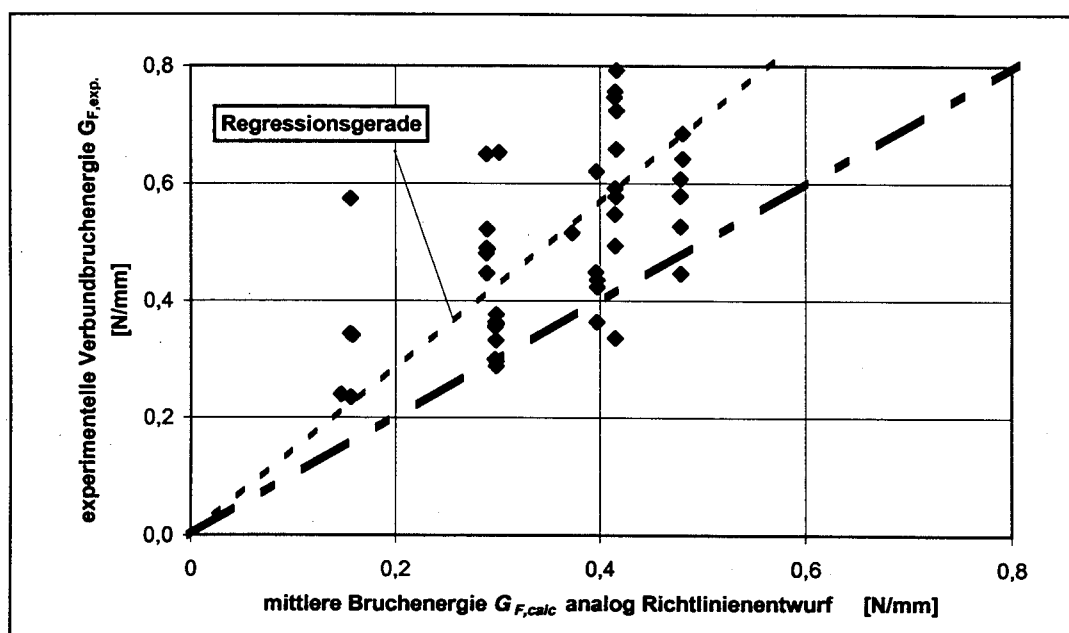


**Bild 6.26:** Vergleich der Ansätze zur Bestimmung der Verbundbruchkraft für eine Stahlflasche  $200 \times 10 \text{ mm}^2$ , Betongüte B 45

Insgesamt kann festgestellt werden, daß trotz der deutlich konservativeren Auswertung der hier dargestellten Verbundversuche in vielen Anwendungsfällen, vor allem bei der Verstärkung von balkenartigen Trägern wie Unterzügen, mit den Gleichungen (6.57) bis (6.60) um bis zu 50% höhere Verbundbruchkräfte ermittelt werden, als mit den Ansätzen von Holzenkämpfer. Bei der Verstärkung von plattenartigen Bauteilen mit größeren Laschenabständen hingegen, werden mit den hier abgeleiteten Gleichungen etwa 10 bis 20 % geringere Verbundbruchkräfte bestimmt. Bei einem Zugkraftdeckungskonzept das einen Endverankerungsnachweis fordert, wird dieser wegen der höheren Schubbeanspruchung vor allem bei Unterzügen maßgebend werden, so daß festgestellt werden kann, daß mit den hier vorgestellten Ansätze der mögliche Anwendungsbereich des Stahlflaschenverfahrens gegenüber dem Richtlinienentwurf [8] deutlich vergrößert wird.

## 7 Zusammenfassung

Im Rahmen des durch das Deutsche Institut für Bautechnik geförderten Forschungsvorhabens „Ermittlung der charakteristischen Verbundbruchkraft für auf Betonbauteile aufgeklebte Stahllaschen“ wurden 24 Verbundversuche an Zug-Druck-Doppellaskenkörpern durchgeführt. Variiert wurden die Parameter Betongüte und Stahllaschendicke. In früheren experimentellen Studien waren nur geringe Stahllaschendicken untersucht worden, so daß die im „Richtlinienentwurf für das Verstärken von Betonbauteilen durch Ankleben von Stahllaschen“ angegebene Bestimmungsgleichung für die Verbundbruchkraft nicht für den gesamten zulässigen Anwendungsbereich verifiziert werden konnte. Untersuchungen zum Verbund von aufgeklebten, dünnen CFK-Lamellen hatten zudem gezeigt, daß bei stahläquivalentem Elastizitätsmodul der Lamellen deutlich höhere Verbundbruchenergien erreicht werden, als rechnerisch nach der Bestimmungsgleichung des Richtlinienentwurfes. Mit dem aus der Literatur ansonsten bekannten Wissensstand zum Tragverhalten des Klebeverbundes mußte angenommen werden, daß eine indirekte Proportionalität zwischen der aufnehmbaren Verbundbruchenergie und der Dicke der Klebarmierung besteht. Ziel des Forschungsvorhabens war die Erweiterung des im Richtlinienentwurf enthaltenen Ansatzes für den gesamten Bereich der zulässigen Laskendicken.



**Bild 7.1:** Gegenüberstellung von rechnerischer und experimenteller Verbundbruchenergie

Eine Gegenüberstellung der im Rahmen dieses Forschungsvorhabens experimentell ermittelten Verbundbruchenergien und der rechnerisch analog dem Richtlinienansatz bestimmten mittleren Verbundbruchenergie in Bild 7.1 zeigt, wie auch schon in den Versuchen mit aufgeklebten CFK-Lamellen, deutliche Abweichungen zwischen Versuch und Rechenmodell. Die vom Klebeverbund aufnehmbare Bruchenergie, die unabhängig von der Stahllaschendicke ist, wird mit dem Richtlinienansatz um 40 % unterschätzt.

Um die Ursachen dieser Abweichungen zu klären wurde das zugrundeliegende Rechenmodell erstmalig intensiv diskutiert. Es zeigte sich, daß einige, dem Modell zugrunde liegenden Annah-

men durch experimentelle Untersuchungen nicht bestätigt werden können. Ferner wurden bei der Kalibrierung des Modelles an überwiegend aus der Literatur entnommenen Versuchsergebnissen Vereinfachungen getroffen, die zu einer Fehleinschätzung der aufnehmbaren Verbundbruchkraft führen. Die anschließende, unveränderte Übernahme des theoretischen Rechenmodelles in das Nachweiskonzept des Richtlinienentwurfes führt in der Folge im zulässigen Anwendungsbereich zu deutlichen Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung. Hier sei nur auf den im Richtlinienansatz enthaltenen Faktor zur Erfassung des Einflusses der Betonierlage verwiesen. Dieser diente ursprünglich bei der Modellkalibrierung, die vom Mittelwert der rechnerischen zentrischen Zugfestigkeit ausging, nur der Erfassung von Unterschieden der Oberflächenzugfestigkeit an verschiedenen Bauteilflächen. Die Kombination dieses Faktors mit dem tatsächlich am Bauteil bestimmten Mittelwert der Oberflächenzugfestigkeit führt zu einer Fehleinschätzung der Verbundbruchkraft um etwa 13%.

Wegen der festgestellten Abweichungen zwischen dem bestehenden Rechenmodell und Versuchen wurde auf der Basis der im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten experimentellen Untersuchungen sowie unter Einbeziehung weiterer, am Lehrstuhl für Massivbau der Technischen Universität München vorliegender Versuchsergebnisse, neue Ansätze zur Bestimmung der aufnehmbaren Verbundbruchkraft abgeleitet. Ferner wurden die Versuche so ausgewertet, daß eine Überprüfung der Zugkraftdeckung am gesamten verstärkten Biegebauteil unter Berücksichtigung des spröden Verbundverhaltens der Klebarmierung möglich wird. Das vorliegende Konzept zur Zugkraftdeckung im Richtlinienentwurf besteht aus einem Enverankerungsnachweis in Kombination mit einer pauschal festgelegten Grenzdehnung. Dieses Vorgehen ist in vielen Fällen unwirtschaftlich, da wegen der rein empirischen Festsetzung die Grenzdehnung so niedrig gewählt werden mußte, daß alle vorliegenden Versuchsergebnisse über dieser Schranke liegen. Es liegt jedoch bereits ein mechanisch begründetes, verbundorientiertes Konzept vor, mit dem die Zugkraftdeckung am Biegeträger nicht nur am Laschenende sondern im gesamten querkraftbeanspruchten Bereich überprüft werden kann. Dieses am Lehrstuhl für Massivbau der Technischen Universität München entwickelte Modell geht vom Verbundverhalten der Klebarmierung aus. Deshalb wurde in der hier durchgeführten Versuchsauswertung nicht nur, wie in den aus der Literatur bekannten Untersuchungen, die Verbundbruchenergie bestimmt sondern das Verbundverhalten in Form eines klassischen Verbundgesetzes beschrieben.

Unter Berücksichtigung des beobachteten Tragverhaltens und der aufgetretenen Bruchmechanismen wurde gezeigt, daß das Verbundverhalten der aufgeklebten Stahllaschen sehr gut durch einen bilinearen Verbundansatz beschrieben werden kann. In aufwendigen, rechnergestützten Auswertungen wurden ausgehend von der experimentell gemessenen Relativverschiebung am lastseitigen Beginn des Verbundbereiches und der zugehörigen Laschenlängsdehnung die bestimmenden Parameter des bilinearen Verbundansatzes für jeden Versuch in mehreren Meßachsen bestimmt. Dabei wurde die Verknüpfung der Relativverschiebung und der Längsdehnung über die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes hergestellt.

Anschließend erfolgte über Regressionsanalysen die Festlegung von mathematischen Beziehungen zwischen den Parametern des bilinearen Verbundansatzes und den am Bauteil quantifizierbaren Einflußgrößen. Die Einflußgrößen waren erstmalig im Rahmen derartiger Untersuchungen mit großem Aufwand an den Prüfkörpern ermittelt worden. Da ursprünglich nur eine Ausweitung bestehender Modelle geplant war, standen nicht genügend Versuche zur Verfügung, um alle Einflußgrößen hinreichend zu erfassen. Es war jedoch im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durch eine konservative Versuchsauswahl eine vorsichtige Abschätzung des Einflusses aller Versuchsparameter möglich.

Unter Verwendung des so in Abhängigkeit von den quantifizierbaren Einflußgrößen festgelegten allgemeinen, charakteristischen Verbundgesetzes wurden abschließend Bestimmungsgleichungen für einen Endverankerungsnachweis am Einzelriß bzw. am äußersten Biegeriß festgelegt. Dabei

konnte eine gute Approximation der exakten Lösung für das bilineare Verbundgesetz durch einfache Näherungsfunktionen erfolgen. Diese experimentell verifizierten Bestimmungsgleichungen wurden mit den Ansätzen im Richtlinienentwurf verglichen. Dabei wurden größere Abweichungen sowohl zur sicheren als auch zur unsicheren Seite hin festgestellt. Insgesamt ist davon auszugehen, daß mit den im Rahmen dieses Forschungsvorhabens abgeleiteten Ansätzen eine realistischere Einschätzung des Verbundtragverhaltens aufgeklebter Stahllaschen möglich ist, als mit den bisher vorliegenden Modellen. In vielen Anwendungsfällen, insbesondere bei der Verstärkung von Balken, kann die Klebarmierung mit den neuen Ansätzen am Laschenende höher ausgenutzt werden als mit den Vorgaben des Richtlinienentwurfes.

Es bleiben jedoch offene Fragen hinsichtlich des Einflusses der Prüfkörperform zurück. Diese sollten durch experimentelle und theoretische Untersuchungen geklärt werden. Es ist auf der Grundlage der vorliegenden Versuchsergebnisse davon auszugehen, daß die hier abgeleiteten Ansätze für größere Laschendicken nach oben korrigiert werden können und somit eine noch wirtschaftlichere Bemessung möglich wird.

## 8 Literatur

- [1] **Bay, H.:** Gleit- und Trennriß beim ebenen Spannungszustand; Beton- und Stahlbetonbau 6/1964, S. 125 - 132; 1964
- [2] **Budnik, J.; Dornauer, H.:** Sichere Grundlage für Beschichtungen - Untersuchungen zur Abreißfestigkeit von Betonen; Beton, 1993, Heft 12, S. 650 - 653
- [3] **Comité Euro-International du Béton:** CEB - FIP Model Code 1990; 1993
- [4] **Deuring, M.; Steiner, W.:** Verstärken durch CFK - Lamellen; Schweizer Ingenieur und Architekt, Nr. 44, S. 989 - 994; 1996
- [5] **Deutsches Institut für Bautechnik:** Zulassungsbescheid Nr. Z-36.12-4: Schubfeste Klebeverbindung zwischen Stahlplatten und Stahlbetonbauteilen oder Spannbetonbauteilen; Berlin; 1992
- [6] **Deutsches Institut für Bautechnik:** Grundlagen zur Beurteilung von Baustoffen, Bauteilen und Bauarten im Prüfzeichen- und Zulassungsverfahren - Fassung Mai 1986
- [7] **Deutsches Institut für Bautechnik:** Richtlinie für das Verstärken von Betonbauteilen durch Ankleben von Stahllaschen - Entwurf März 1996; Berlin; 1996 (unveröffentlicht)
- [8] **Deutsches Institut für Bautechnik:** Richtlinie für das Verstärken von Betonbauteilen durch Ankleben von Stahllaschen - Entwurf Juni 1997; Berlin; 1997 (unveröffentlicht)
- [9] **Eibl, J.; Ivanyi, G.:** Studie zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton; DAfStb, Heft 260; 1976
- [10] **Graf, U.; Henning, K., Stange, H. J.:** Formeln und Tabellen der mathematischen Statistik; 2. Auflage; Springer Verlag, Berlin/Heidelberg; 1966
- [11] **Heilmann, H.:** Beziehungen zwischen Zug- und Druckfestigkeiten des Betons; beton 2-69; S. 68 - 70; 1969
- [12] **Holzenkämpfer, P.:** Ingenieurmodelle des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile; Dissertation, TU Braunschweig; 1994
- [13] **Ivanyi, G.; Buschmeyer, W.:** Verstärkung von Spannbetonbrücken durch Stahllaschen - Anwendungskriterien; Beton- und Stahlbetonbau 87, Heft 11, S. 265 - 271, Nr. 12, S. 305 - 311;
- [14] **Kaiser, H.:** Bewehren von Stahlbeton mit kohlenstoffaserverstärkten Epoxidharzen. Dissertation Nr. 8918; ETH Zürich, 1989
- [15] **Kerschensteiner, M.:** Verstärken von Stahlbeton-Biegebalken mit faserverstärkten Kunststoffen; Diplomarbeit am Lehrstuhl für Massivbau, TU München; 1996
- [16] **Krenchel, H.; Bickley, J. A.:** Concrete Pullout Test Methods: Historical Background and Scientific Level Today; Vortrag auf der 1984 Convention, American Concrete Institute, Phoenix, Arizona, 4. - 9. März 1984
- [17] **Kuntz, S.:** Verbundverhalten von laschenverstärkten Stahlbetonzuggliedern; Diplomarbeit, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig; 1993
- [18] **Kupfer, H.:** Das Verhalten des Betons unter mehrachsiger Kurzzeitbeanspruchung unter besonderer Berücksichtigung der zweiachsigen Beanspruchung; Deutscher Ausschluß für Stahlbeton, Heft 229; 1973
- [19] **Leon, A.:** Über die Scherfestigkeit des Betons; Beton und Eisen; Jg. 1935; S 130 ff.
- [20] **Neubauer, U.; Rostasy, F.S.:** Design Aspects of Concrete Structures Strengthened with Externally Bonded CFRP-Plates; Structural Faults + Repair - 97, Edinburgh; 1997
- [21] **Niedermeier, R.:** Untersuchungen zum Verbundverhalten aufgeklebter Kohlenstoffaseroberflächen; Aus unseren Forschungsarbeiten VIII; ; Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München; 1998
- [22] **Niedermeier, R.:** Verbundtragfähigkeit aufgeklebter Bewehrung; 3. Münchner Massivbau Seminar, 4./5. 3. 1999; TU München; 1999
- [23] **Nissen, I.:** Ribverzahnung des Betons - Gegenseitige Ribfüerverschiebungen und übertragene Kräfte; Dissertation, Technische Universität München; 1987
- [24] **Pichler, D.:** Die Wirkung von Anpreßdrücken auf die Verankerung von Klebelamellen; Dissertation, Universität Innsbruck; 1993.
- [25] **Ranisch, E.-H.:** Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - geklebte Bewehrung; Dissertation, TU Braunschweig; 1982
- [26] **Rilem:** Technical Recommendations for the Testing and Use of Construction Materials; E & FN Spon; London; 1994
- [27] **Rostasy, F. S.; Gunkler, E.:** Prüfung des Epoxidharzklebers Sikadur 30 und des Primers Icosit 277 gemäß den „Richtlinien für Zulassungsprüfungen an Reaktionsharzklebern und Primern für angeklebte Laschenverstärkungen von Stahlbetontraggliedern“ (Entwurf 1989); Prüfbericht Nr. 1871/0054 der Amtlichen Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen, Technische Universität Braunschweig; 1994 (unveröffentlicht)
- [28] **Rostasy, F. S.; Neubauer, U.:** Verstärkung von vorgespannten Balkonplatten mit CFK-Lamellen - Forschung und Bemessungskonzept; Heft 142 des Institutes für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig: Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Falkner, S. 241 - 250; 1999

- [29] **Rostasy, F. S.; Perbix; Ranisch, E.-H.:** Zulassungsprüfungen an Reaktionsharzklebern und Primern für angeklebte Laschenverstärkungen von Stahlbetontraggliedern; Untersuchungsbericht Nr. 4436/1560 der Amtlichen Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen, Technische Universität Braunschweig; 1988 (unveröffentlicht)
- [30] **Rostasy, F. S.; Ranisch, E.-H.; Alda, W.:** Nachträgliche Verstärkung von Spannbetonbrücken im Koppelfugenbereich durch geklebte Stahllaschen; Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 326; 1981
- [31] **Schulz, R. R.:** Beton als Beschichtungsuntergrund - Über die Prüfung des Festigkeitsverhaltens von Betonoberflächen mit dem Abreißversuch; Dissertation, RWTH Aachen; 1984
- [32] **Sika Chemie GmbH:** Technische Dokumentation Bau, Ausgabe Juli 1998; Stuttgart, 1998
- [33] **Weigler, H.; Karl, S.:** Beton: Arten - Herstellung - Eigenschaften; Ernst & Sohn; Berlin; 1989
- [34] **Wörner, J.-D.; Deußner, S.; Isheim, A.:** Vergleich der Berechnungsverfahren für mit aufgeklebten Stahllaschen verstärkte Stahlbetonbauteile anhand vorhandener Versuchsergebnisse; Forschungsbericht des Instituts für Statik der TH Darmstadt; Dezember 1996

**Tabelle A4.1:** Würfel- und Zylinderdruckfestigkeit der Vergleichskörper zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung

Versuch	Probekörperalter zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung	Würfeldruckfestigkeit	Zylinderdruckfestigkeit
	[d]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
1AC	211	38,1	36,2
1BD	176	37,7	36,2
2AC	192	37,9	36,2
2BD	177	37,7	36,2
3AC	210	38,1	36,2
3BD	177	37,7	36,2
4AC	210	38,1	36,2
4BD	176	37,7	36,2
5AC	203	38,0	36,2
5BD	213	38,1	36,2
6AC	208	38,0	36,2
6BD	178	37,7	36,2
7AC	188	60,5	58,2
7BD	204	60,9	58,4
8AC	204	60,9	58,4
8BD	194	60,7	58,3
9AC	204	60,9	58,4
9BD	191	60,6	58,2
10AC	203	60,9	58,4
10BD	192	60,6	58,2
11AC	206	61,0	58,4
11BD	189	60,6	58,2
12AC	189	60,6	58,2
12BD	105	58,5	56,8
13BD	259	38,7	36,1
14BD	260	38,7	36,1
15BD	254	62,1	59,2
16BD	257	62,2	59,3
17BD	283	39,0	36,1
18BD	281	38,9	36,1
19BD	283	39,0	36,1
20BD	274	62,6	59,5
21BD	274	62,6	59,5
22BD	271	62,5	59,5
23BD	116	34,6	32,5
24BD	114	34,5	32,5
25BD	115	34,5	32,5
26BD	95	33,7	32,1

**Tabelle A4.2: Zerstörungsfrei ermittelte Würfeldruckfestigkeit zu verschiedenen Zeitpunkten**

Körper	Seite	Alter des Betonkörpers	$\beta_{w,Rückprall}$	Alter des Betonkörpers	$\beta_{w,Rückprall}$	Alter des Betonkörpers	$\beta_{w,Rückprall}$
1	A	79	35.4			271	39.2
	B	79	30.3			271	44.7
	C	79	37	241	42.2		
	D	79	31.9			271	39.7
2	A	79	31.2	241	36.6		
	B	79	31.7			271	43.1
	C	79	37.5			271	48.2
	D	79	33.2			271	44.6
3	A	79	18.4			271	30.3
	B	79	38.9			271	44.2
	C	79	37.1			271	46.6
	D	79	32.4	241	37.1		
4	A	79	21.4			271	32.4
	B	79	34.2	241	43.3	271	38.3
	C	79	37.1			271	51
	D	79	32.1			271	41.9
5	A	79	32.6	241	41		
	B	79	31.2			271	42
	C	79	37.5			271	47.9
	D	79	34.1			271	46
6	A	79	24.8			271	38.7
	B	79	30.1			271	49.7
	C	79	38.7	241	49.2		
	D	79	32.7			271	49.2
7	A	71	50.5			263	54.9
	B	71	45.5			263	57.2
	C	71	48.6			263	64
	D	71	48.6	233	59.4	263	57
8	A	71	46.9			263	57.4
	B	71	48.2			263	57
	C	71	45.7			263	55.2
	D	71	51.2	233	52.2	263	51.2
9	A	71	44.9			263	56
	B	71	47.5			263	58
	C	71	45.5	233	63	263	60.7
	D	71	42.8			263	57
10	A	71	46.4	233	52.9	263	55.1
	B	71	43.1			263	56
	C	71	47.3			263	54.9
	D	71	45.7			263	56.4
11	A	71	41			263	55.2
	B	71	50.3	233	54.5	263	56
	C	71	49.2			263	58
	D	71	49.9			263	59.2
12	A	71	51.4			263	59
	B	71	42.8	233	56		
	C	71	50.3			263	53.9
	D	71	50.3			263	58.2
13	B	79	30.4	274	46.4	335	40.3
	D	79	27.8	274	41	335	32.7
14	B	79	29.1	274	42.4	335	35.5
	D	79	29.4	274	42.4	335	35.9
15	B	71	43.1	266	58.2	327	59.4
	D	71	46	266	56.2	327	58
16	B	71	44.7	266	62.4	327	61.1
	D	71	47.5	266	58.8	327	57.2
17	B	79	31.1			335	41.9
	D	79	26.7			335	41.5
18	B	79	24	274	34.1	335	35.4
	D	79	28.5	274	34.4	335	39.6
19	B	79	30.1			335	36.8
	D	79	31.2			335	40.1
20	B	71	46.8	266	56	327	59.4
	D	71	45.8	266	52.4	327	57.8
21	B	71	47.3			327	50.7
	D	71	44.4			327	52.9
22	B	71	43.1			327	58
	D	71	44.9			327	56.4
23	B			219	38.7	280	33.7
	D			219	47.3	280	34.1
24	B			219	41.9	280	42
	D			219	43.8	280	41.5
25	B			219	34.9	280	30.9
	D			219	32.7	280	31.7
26	B			219	48.8	280	40.6
	D			219	49.2	280	39.2



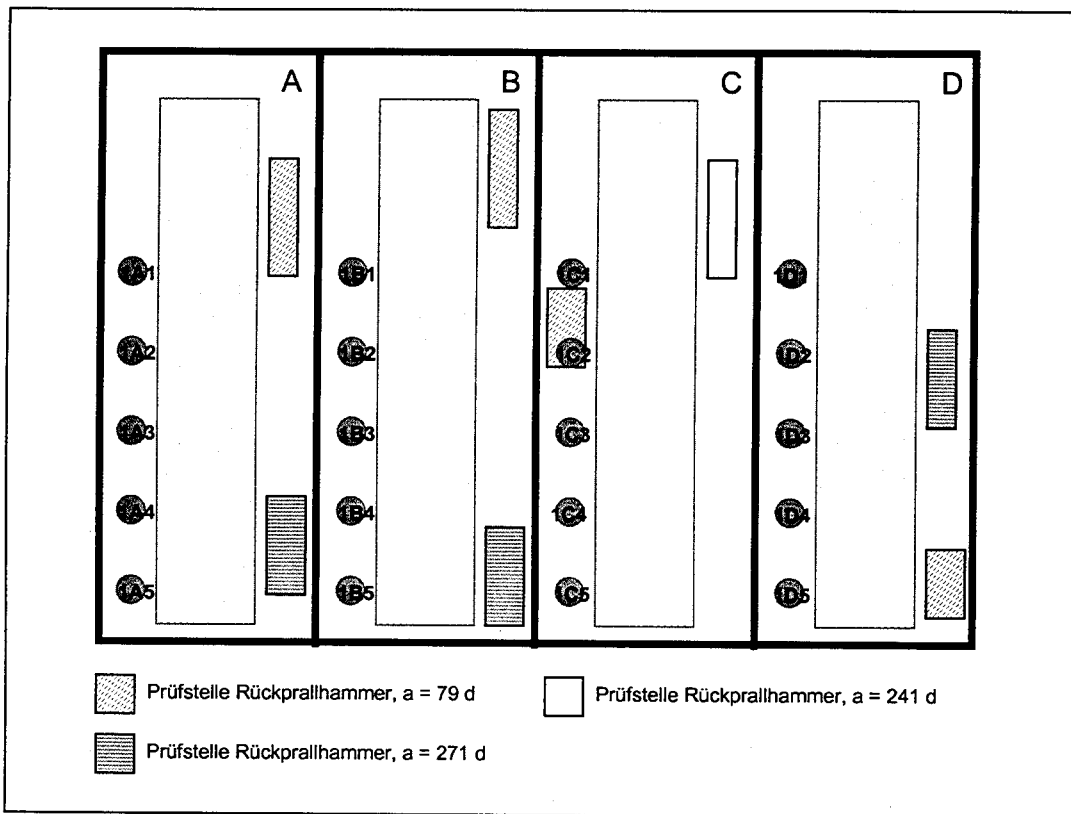


Bild A4.1: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 1

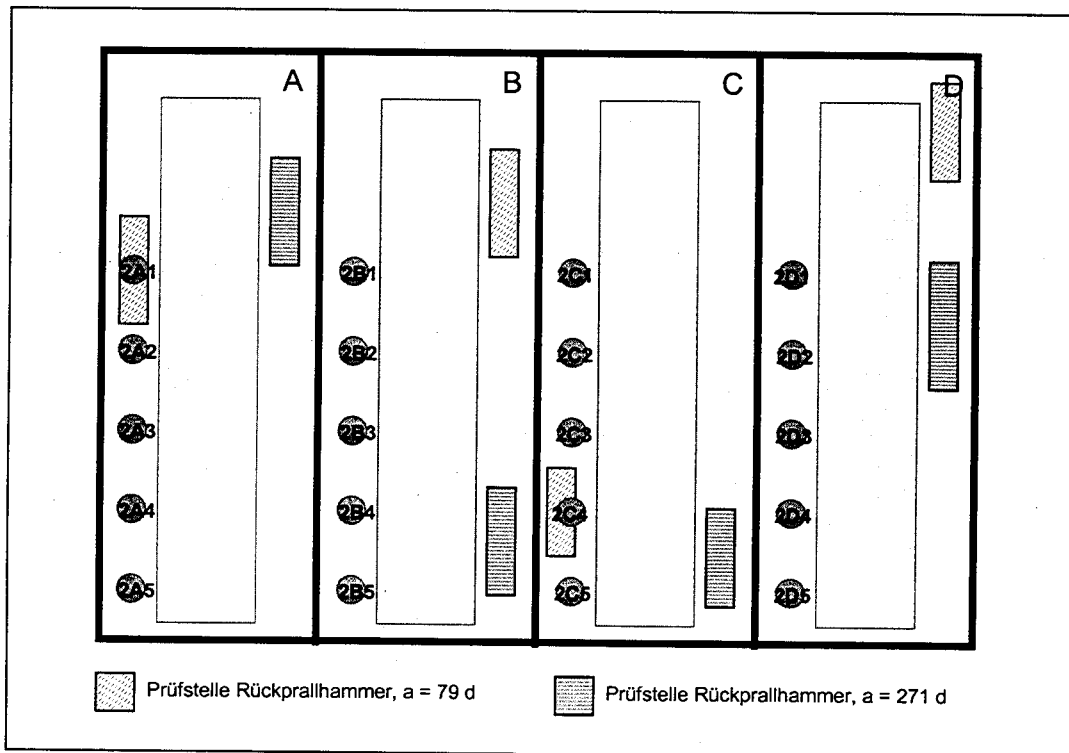
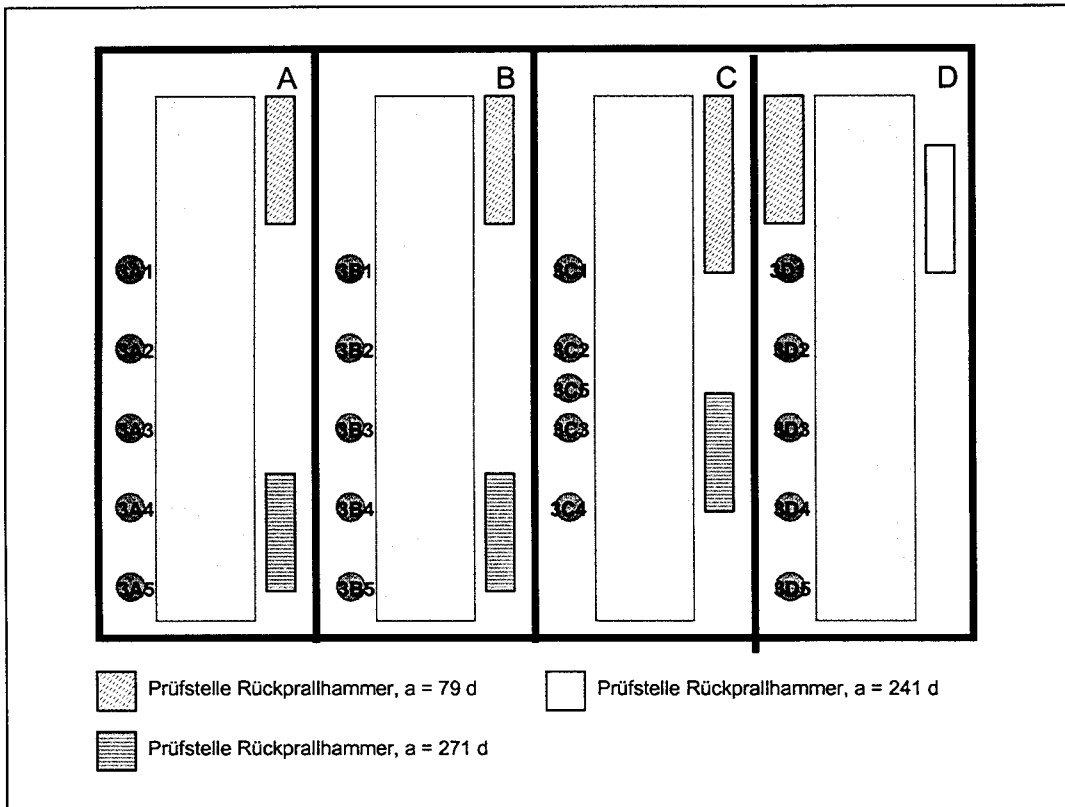
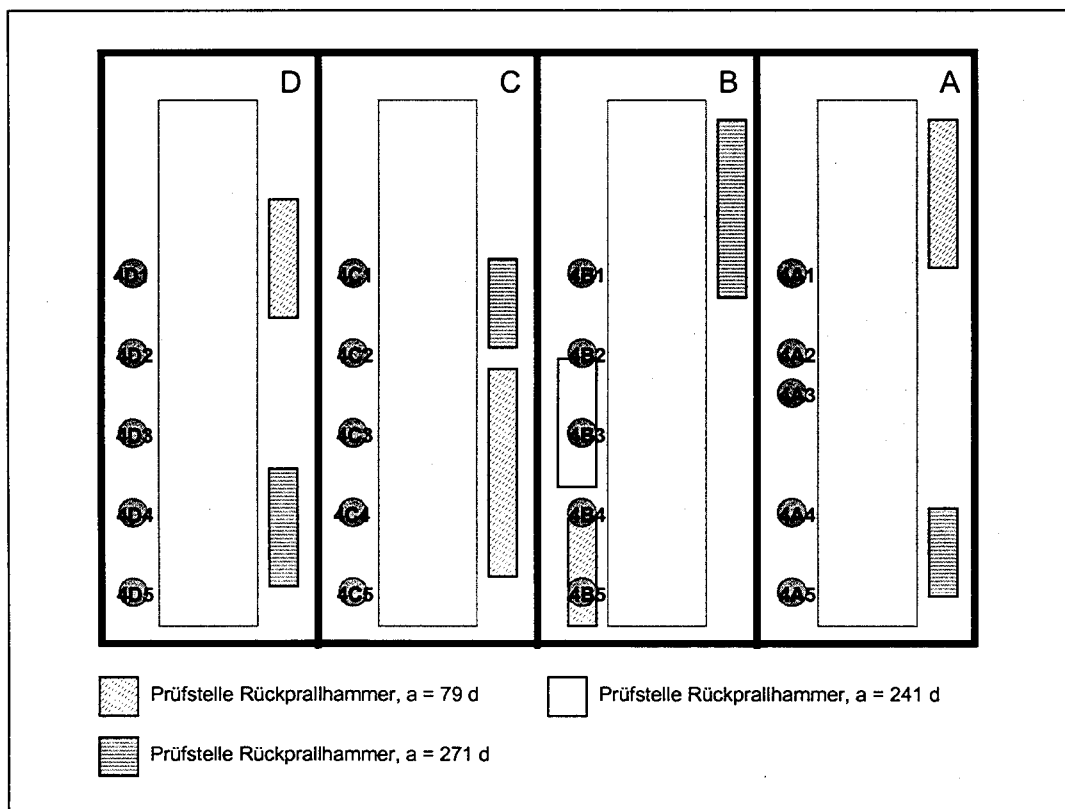


Bild A4.2: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 2



**Bild A4.3:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 3



**Bild A4.4:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 4

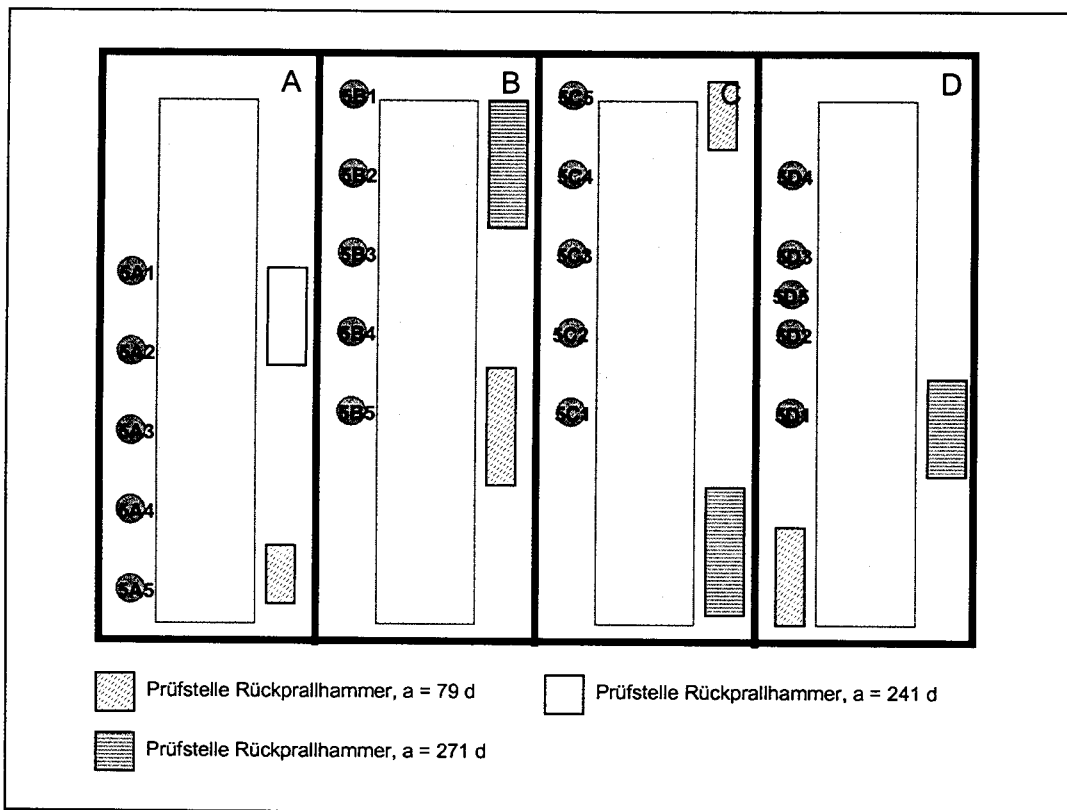


Bild A4.5: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 5

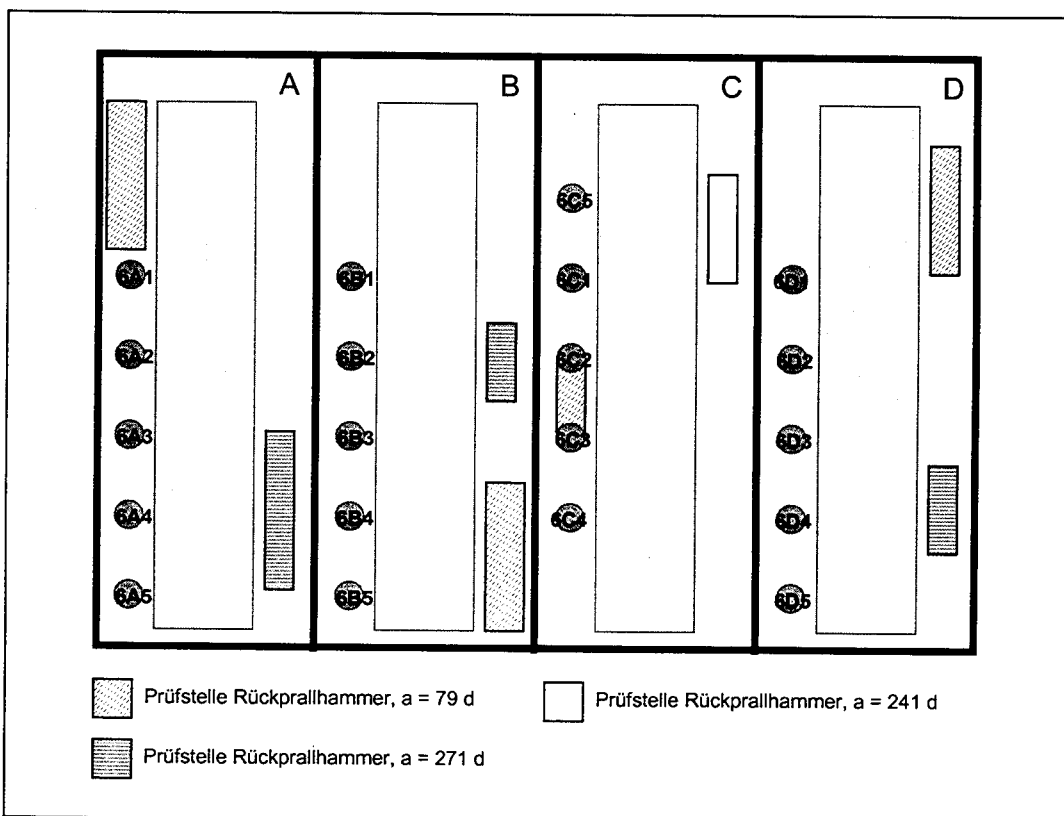
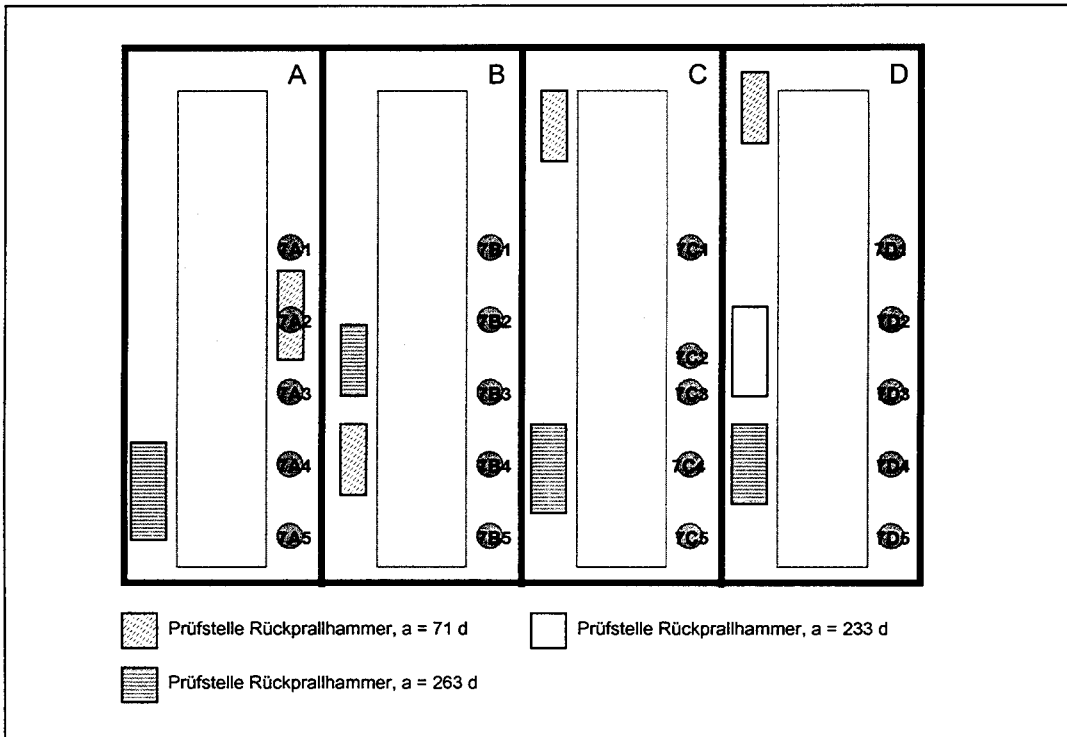
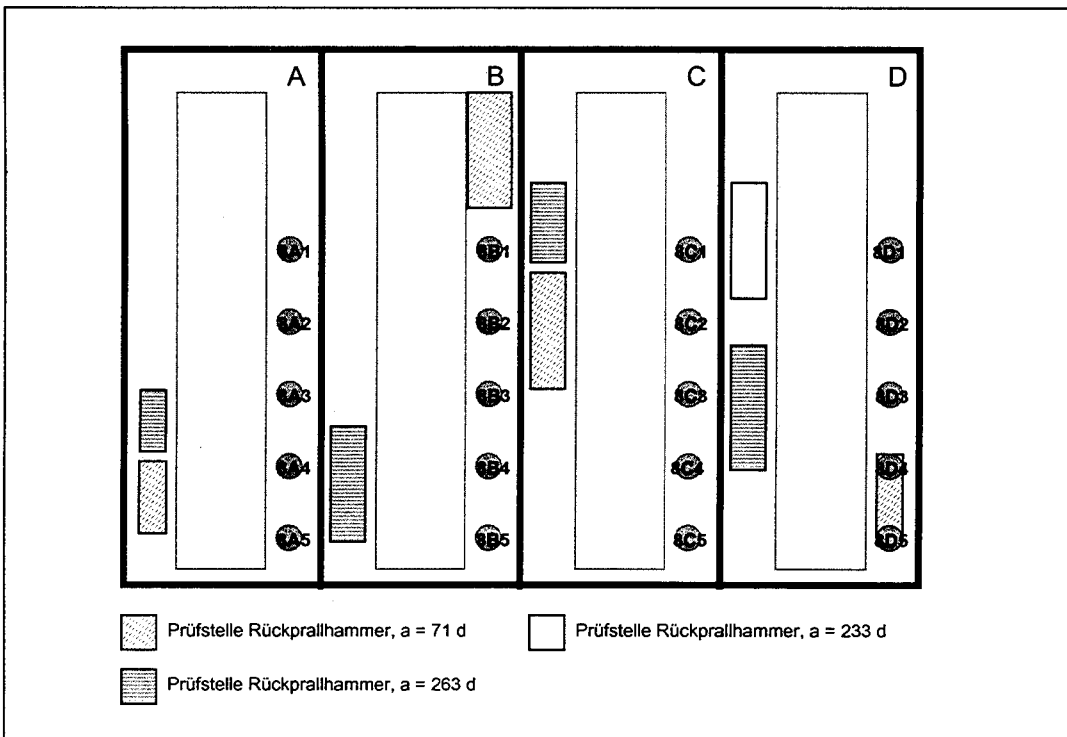


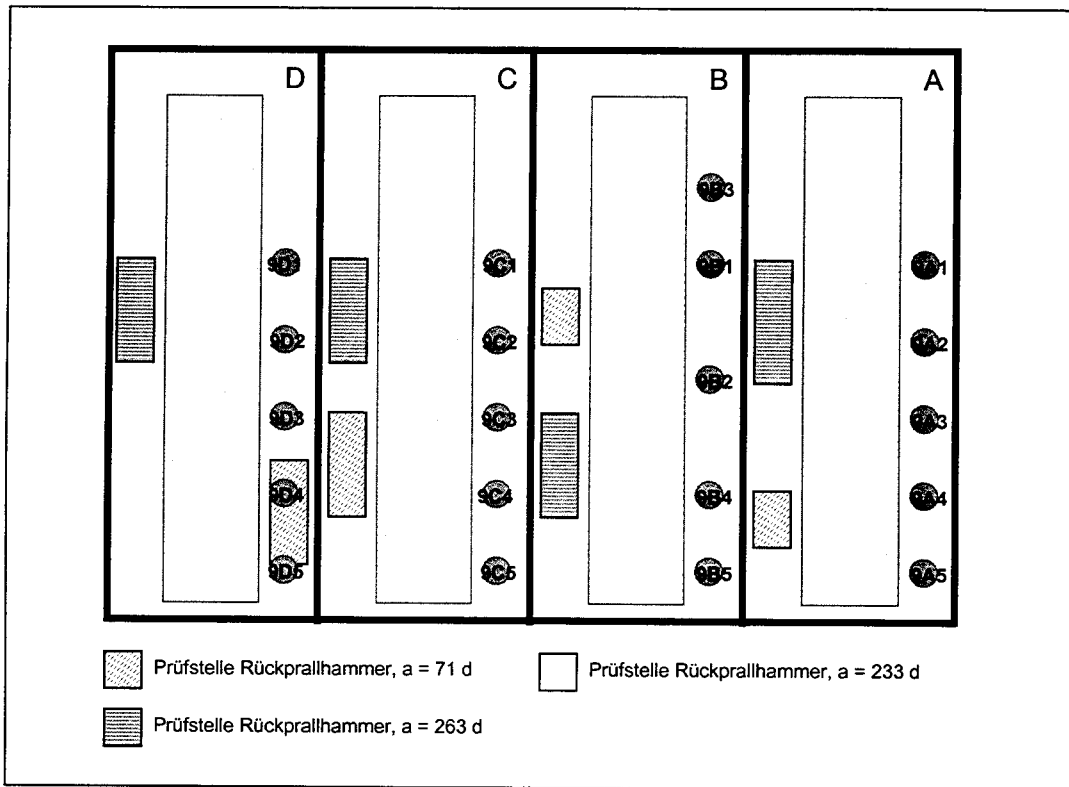
Bild A4.6: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 6



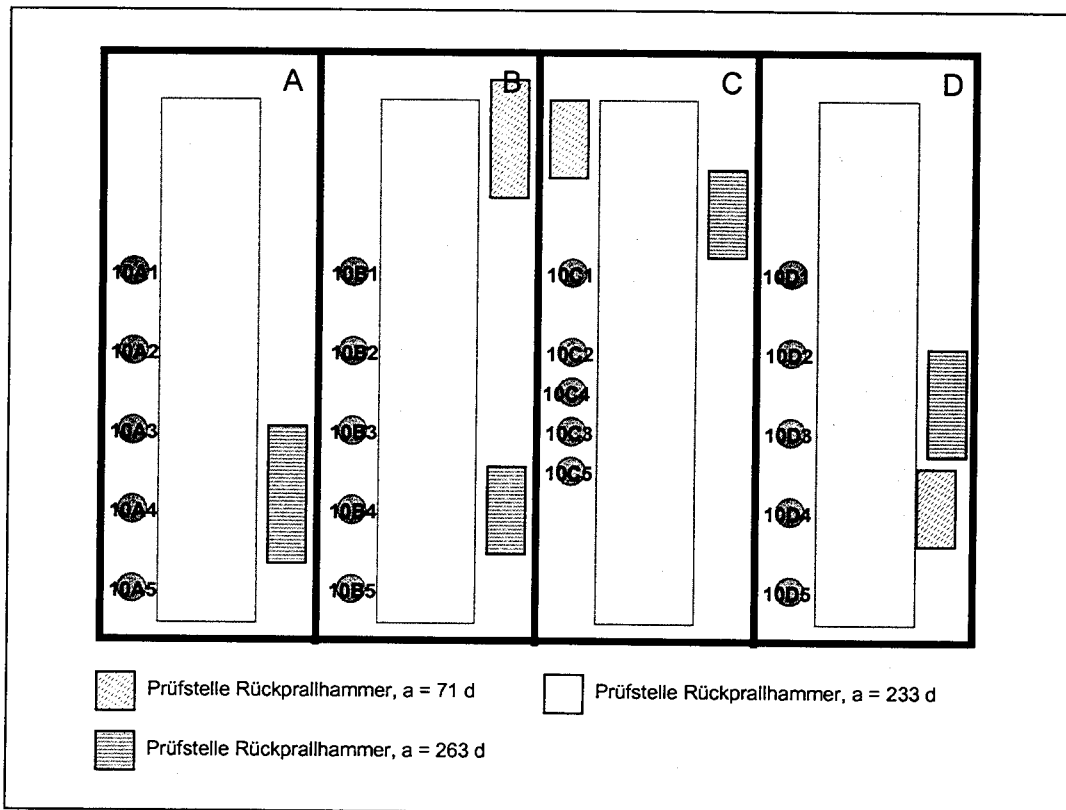
**Bild A4.7:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 7



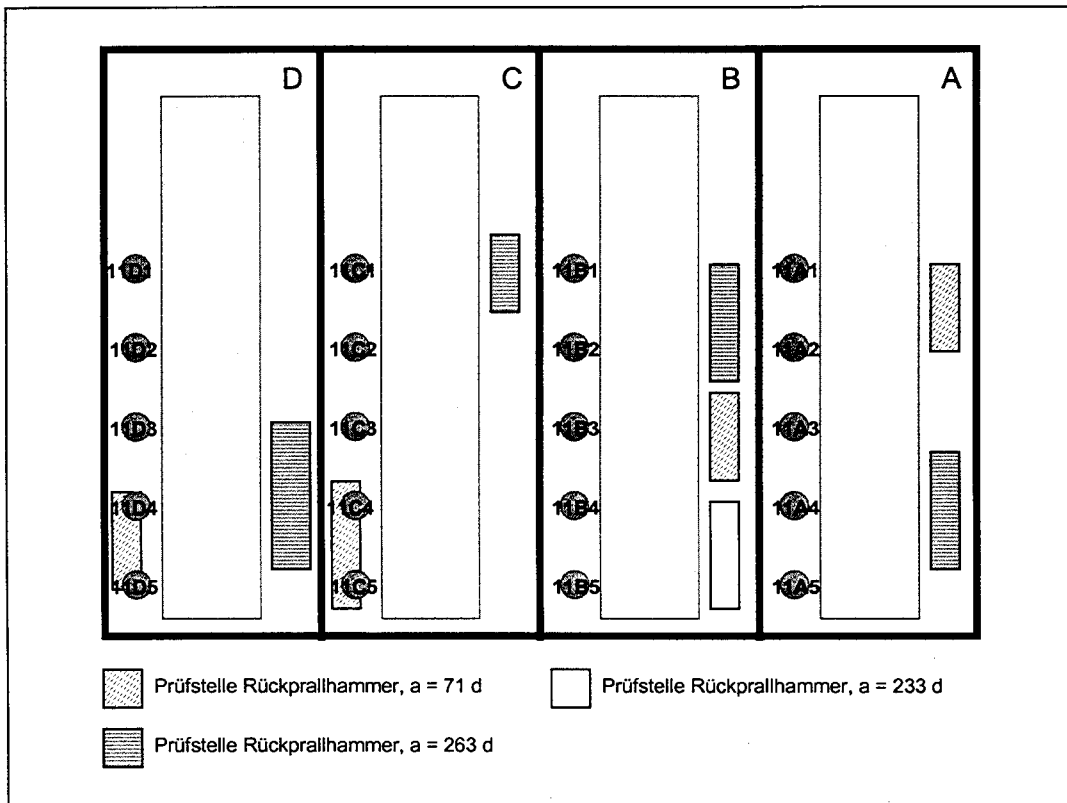
**Bild A4.8:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 8



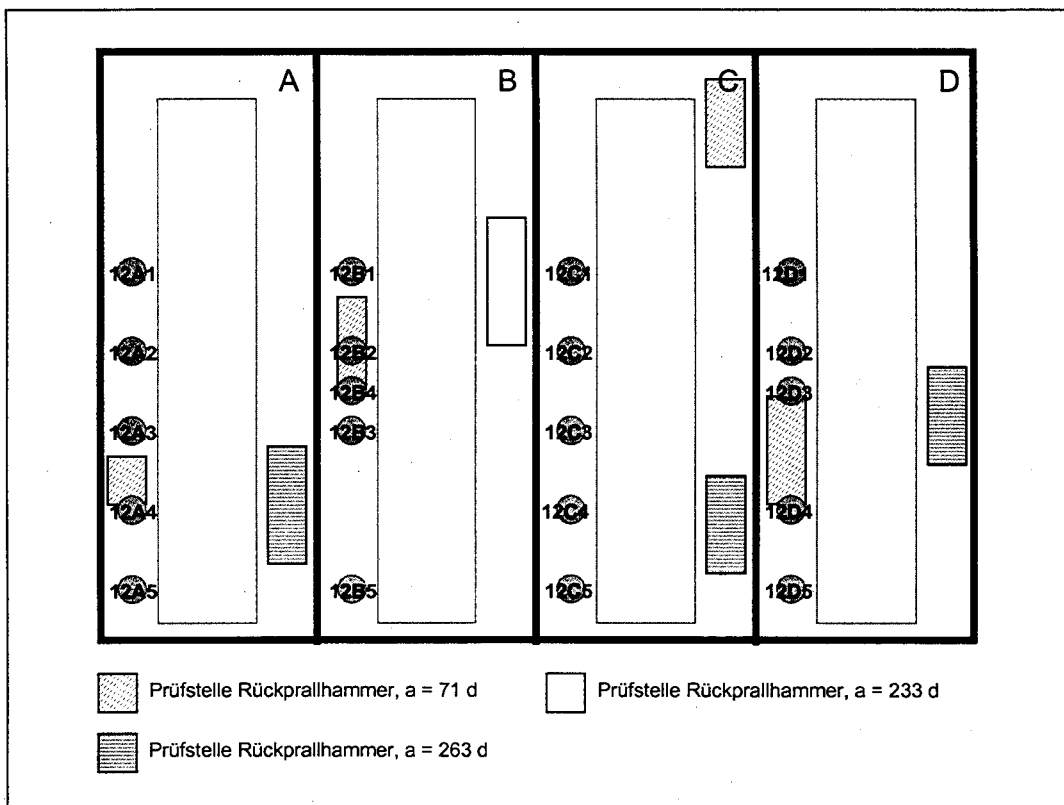
**Bild A4.9:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 9



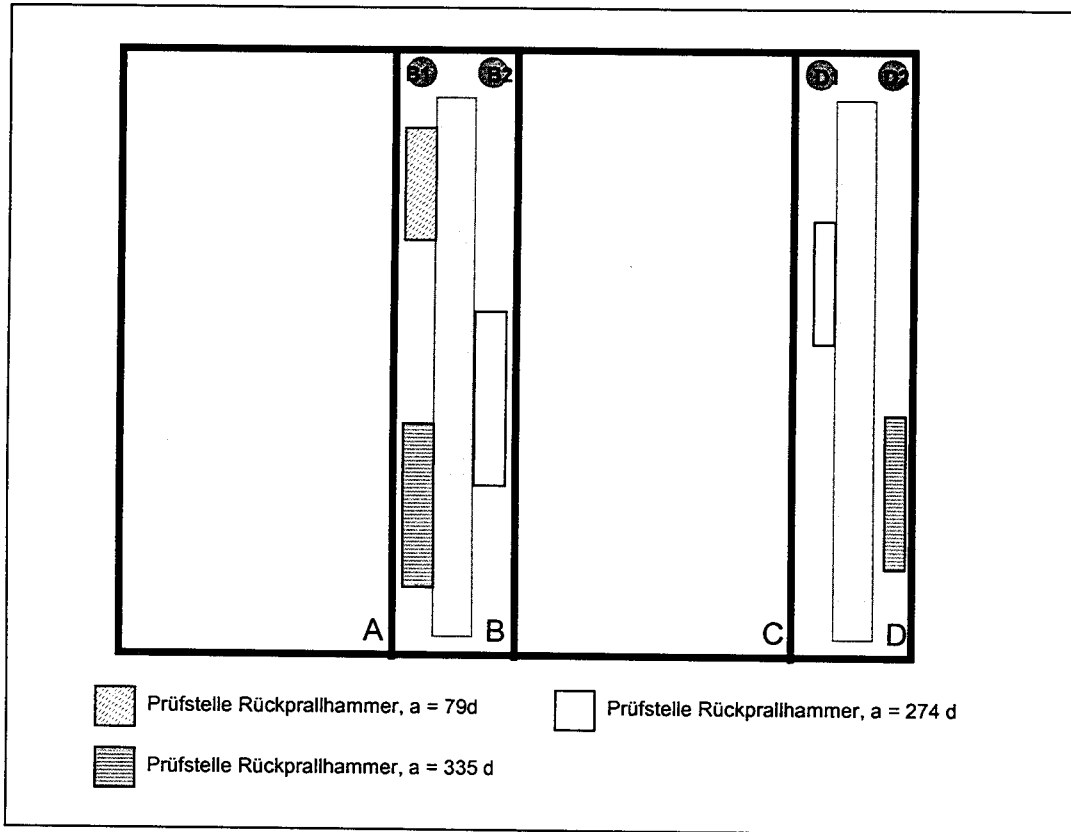
**Bild A4.10:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 10



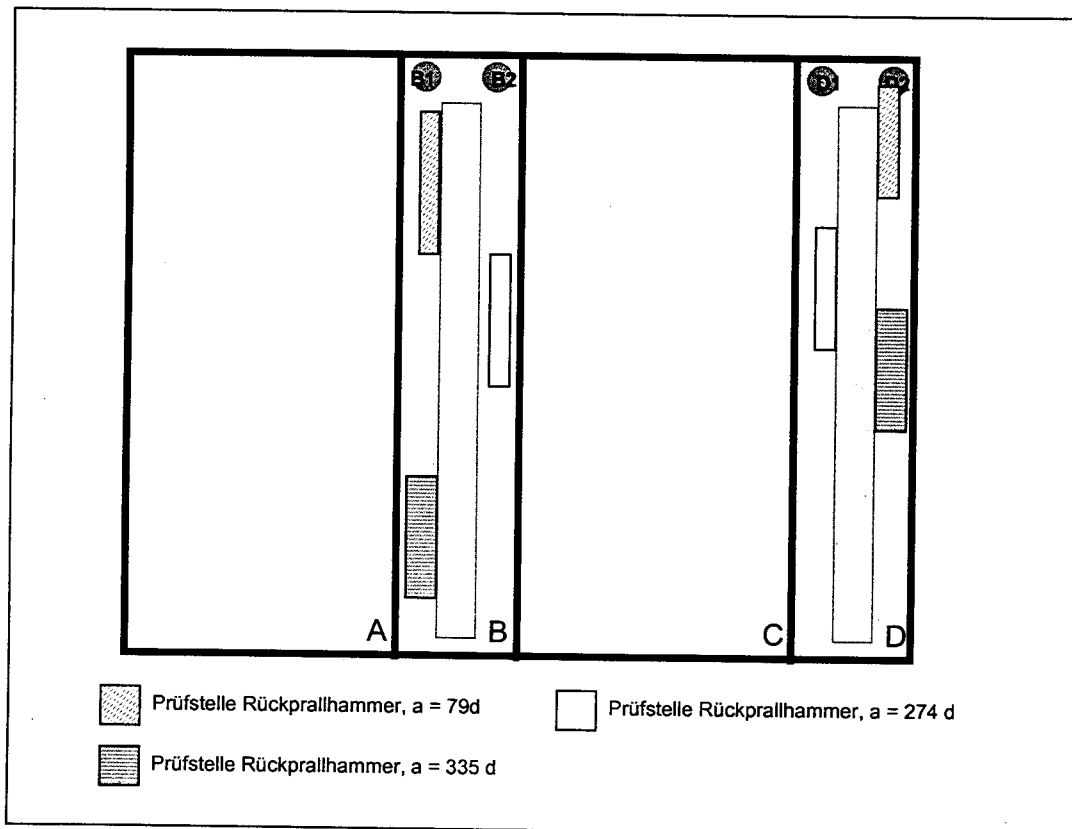
**Bild A4.11:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 11



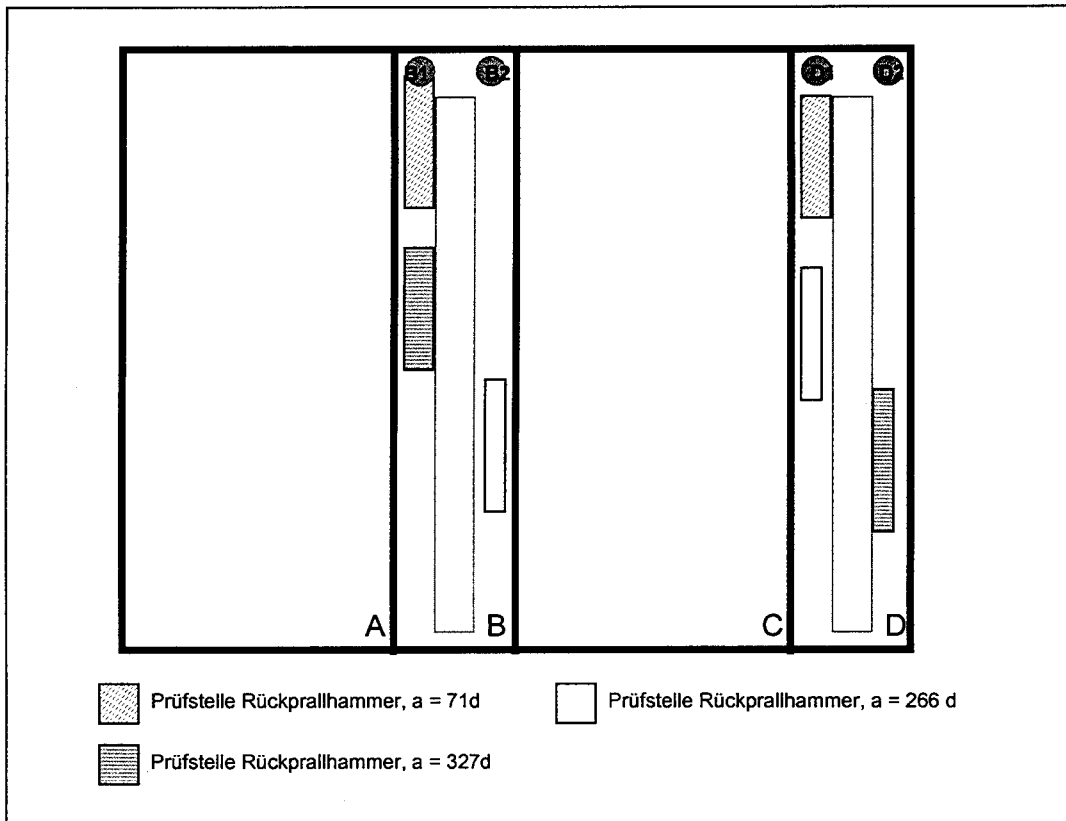
**Bild A4.12:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 12



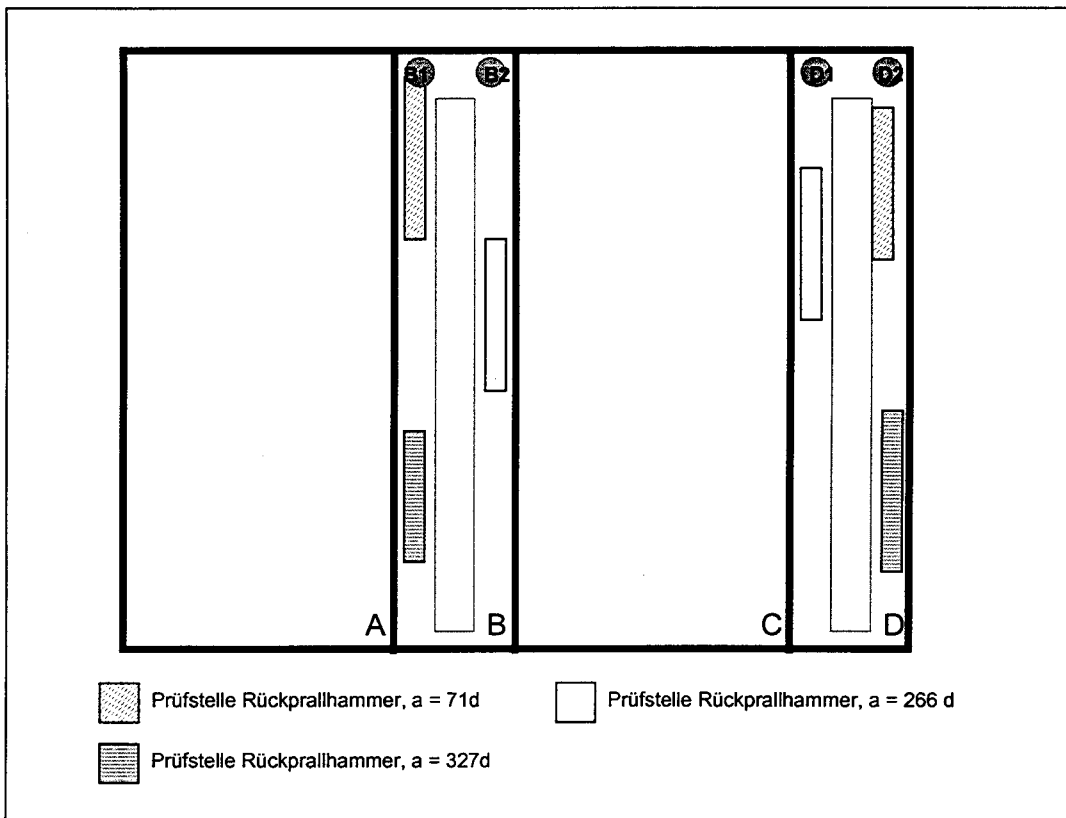
**Bild A4.13:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 13



**Bild A4.14:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 14

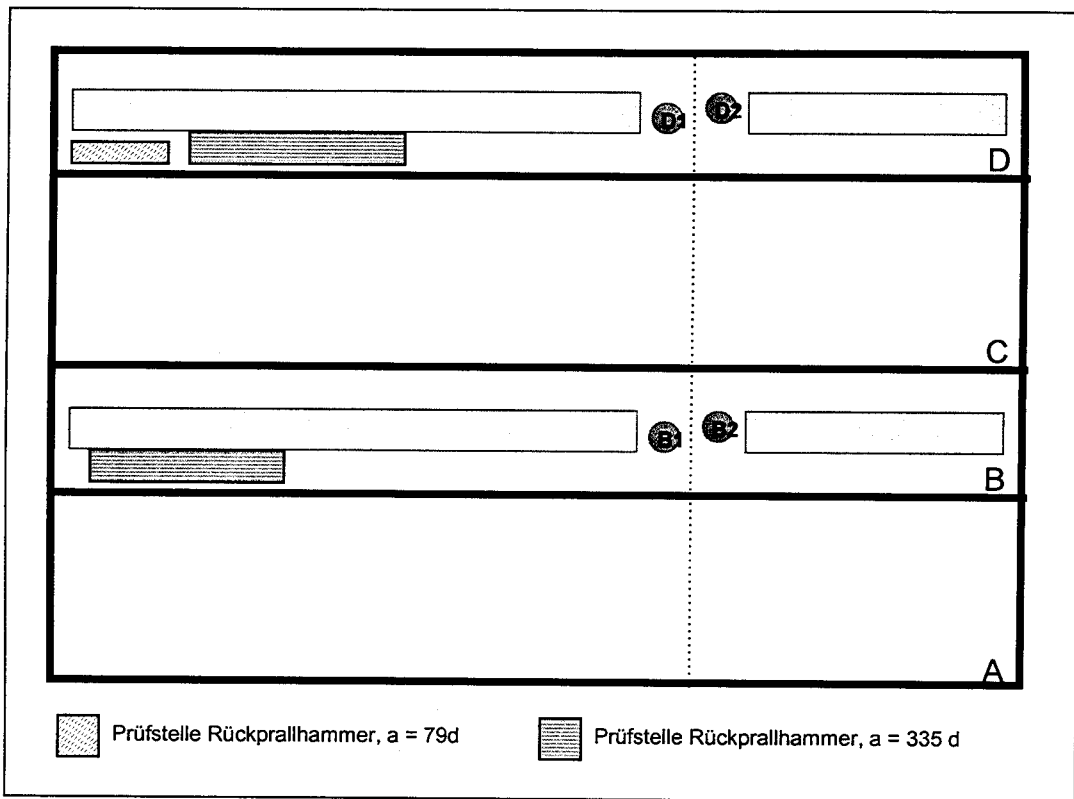


**Bild A4.15:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 15

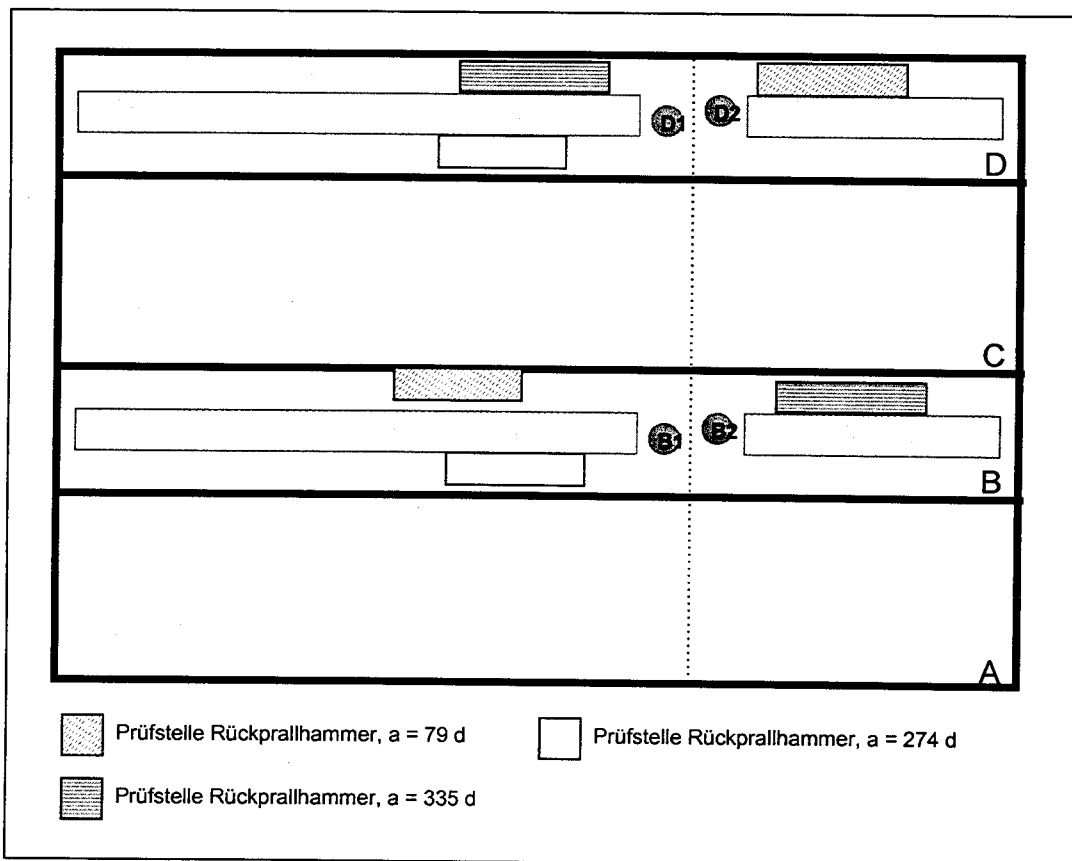


**Bild A4.16:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 16

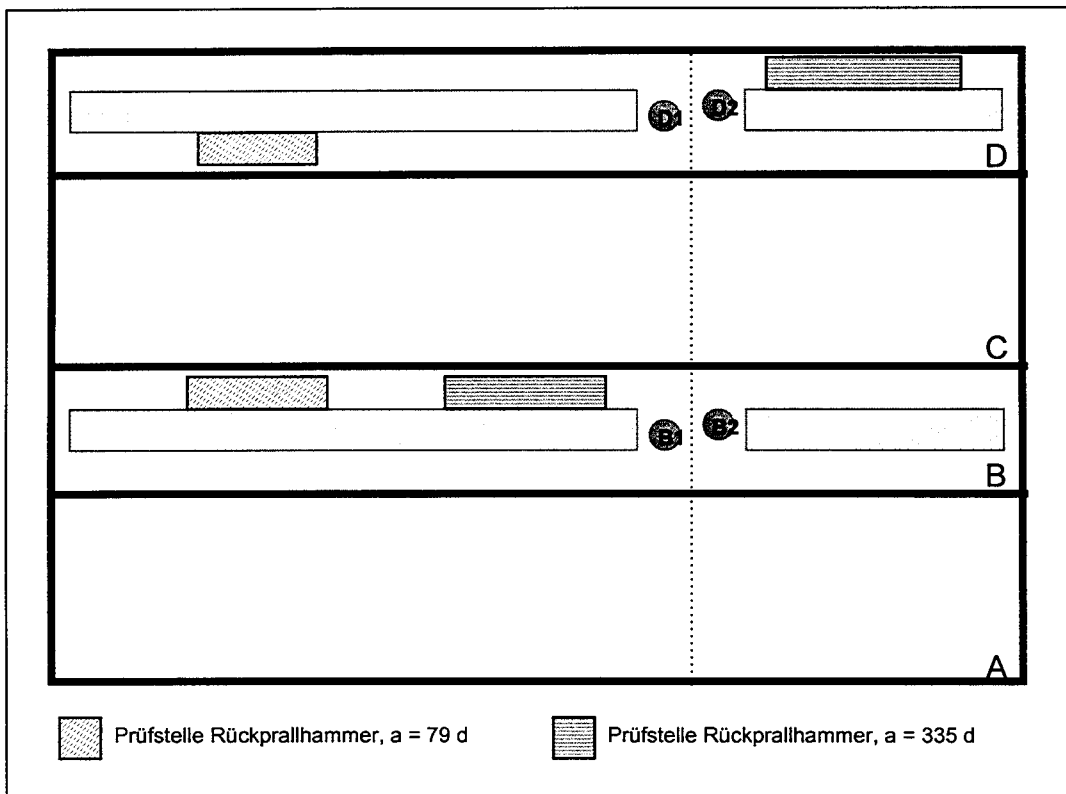




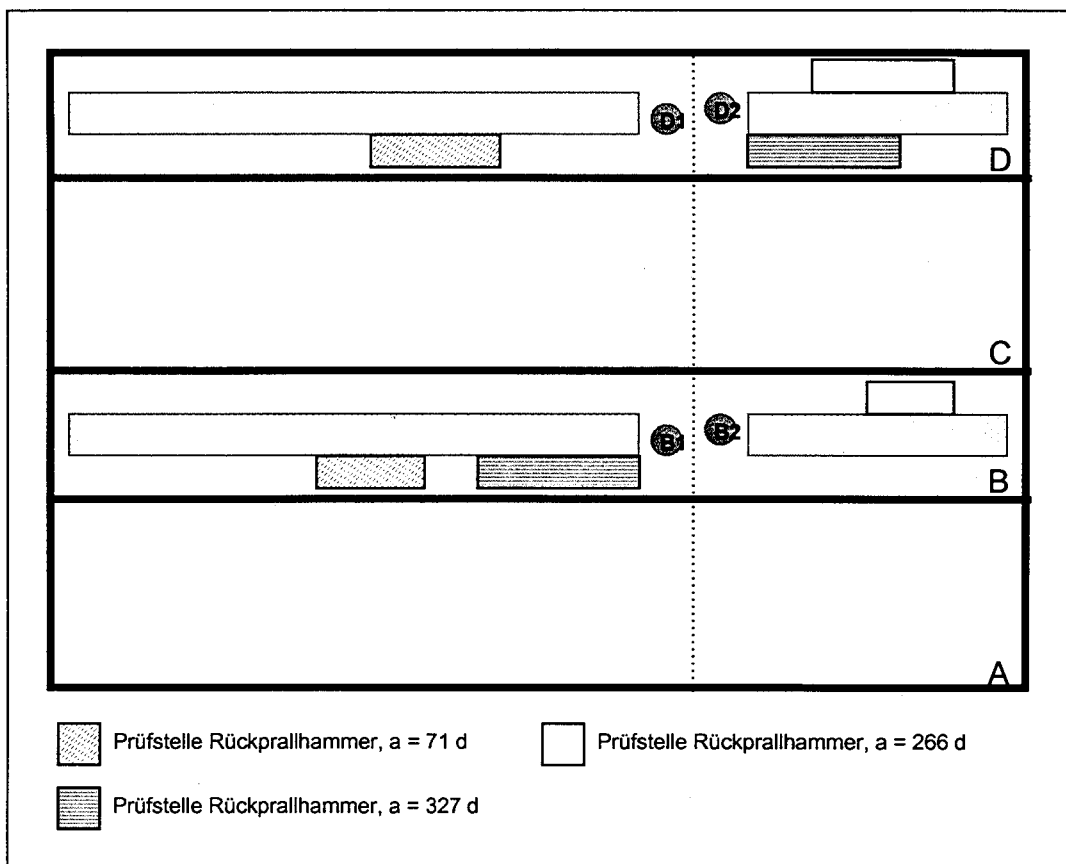
**Bild A4.17:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 17



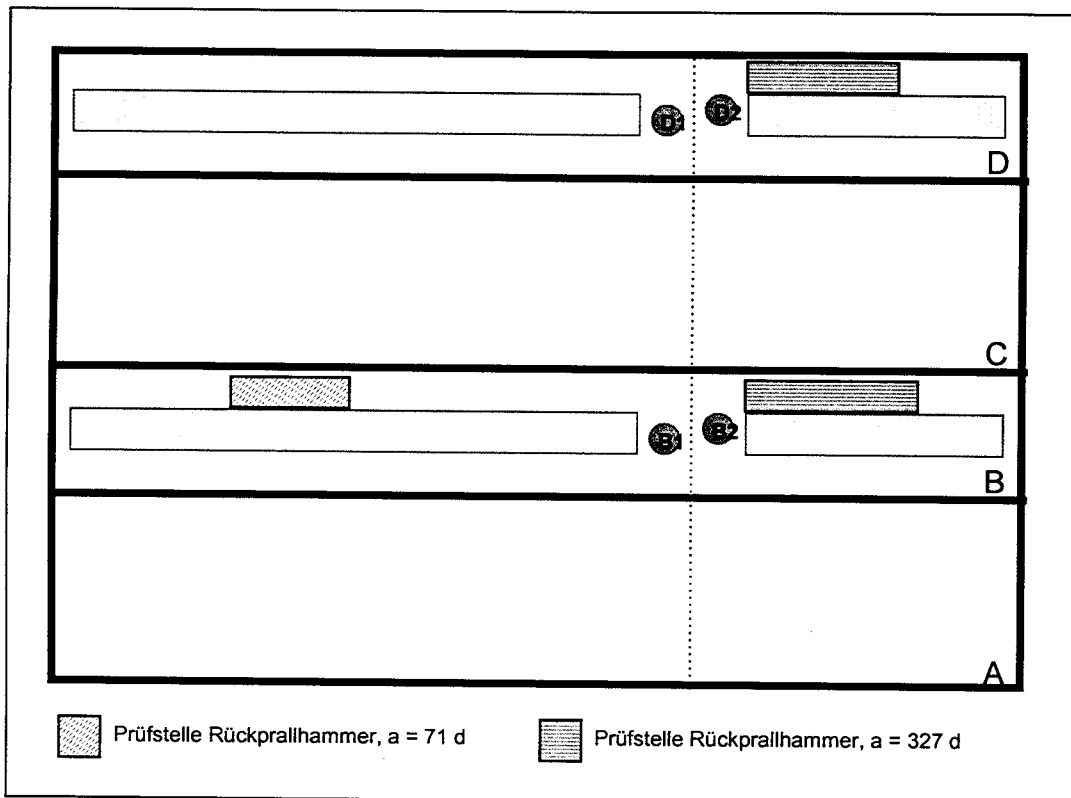
**Bild A4.18:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 18



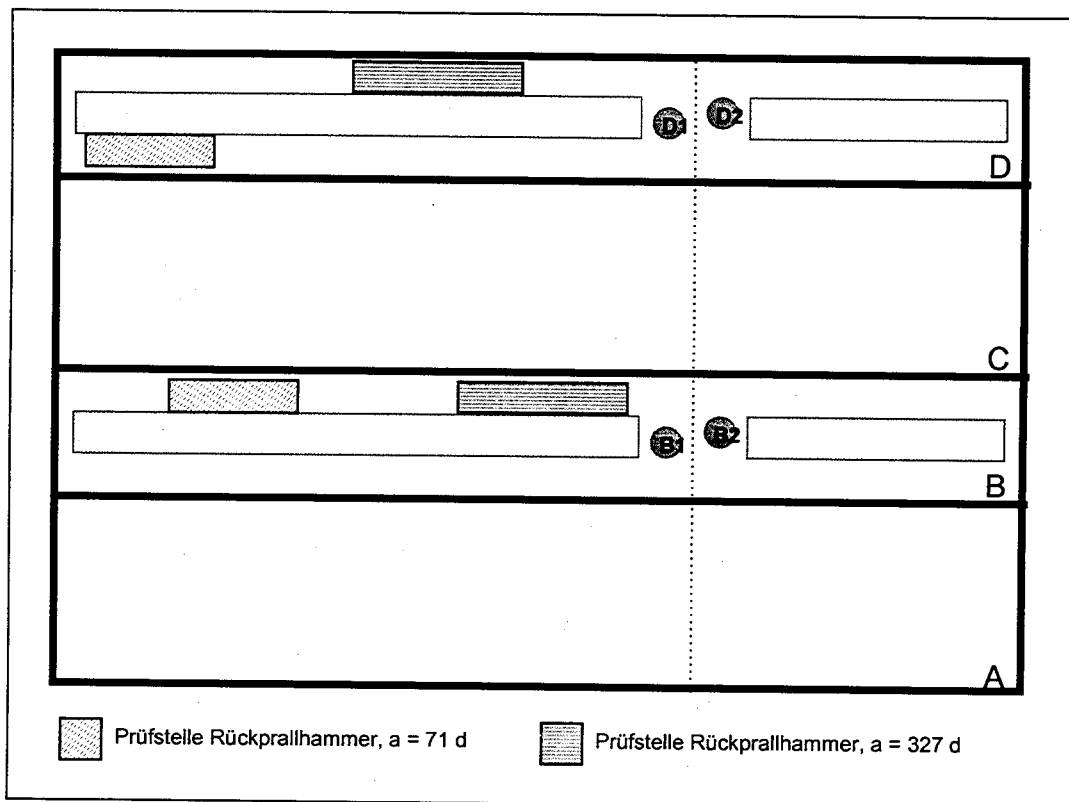
**Bild A4.19:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 19



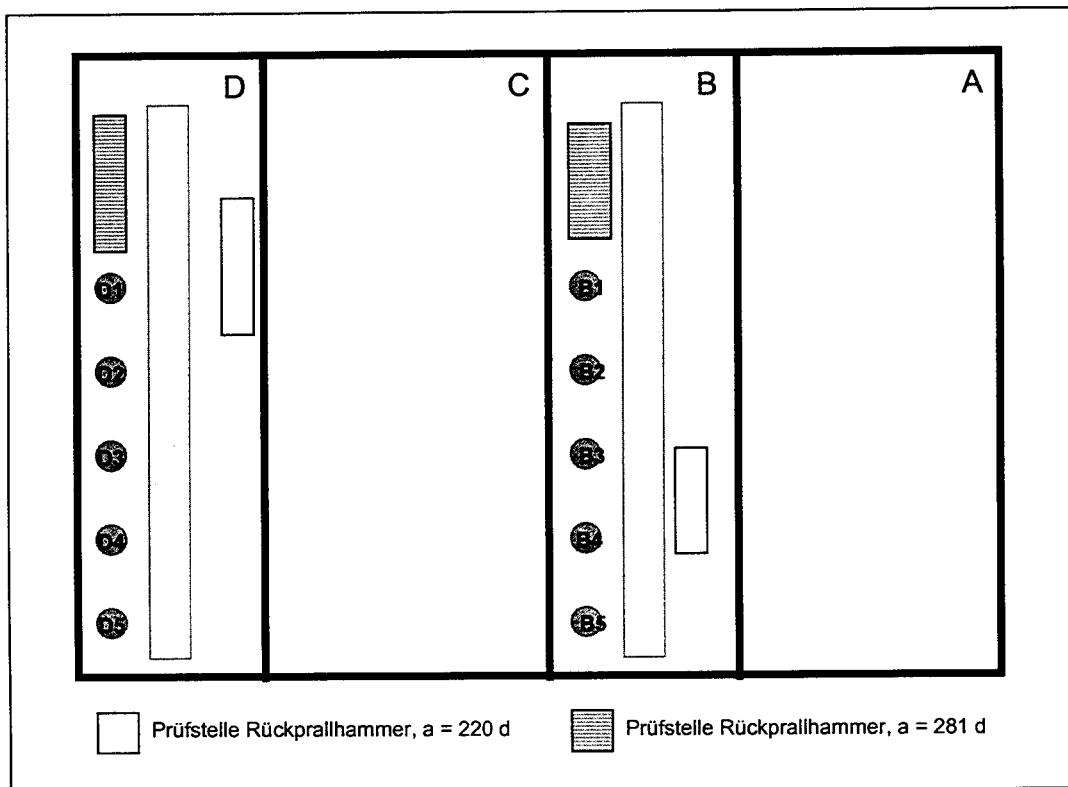
**Bild A4.20:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 20



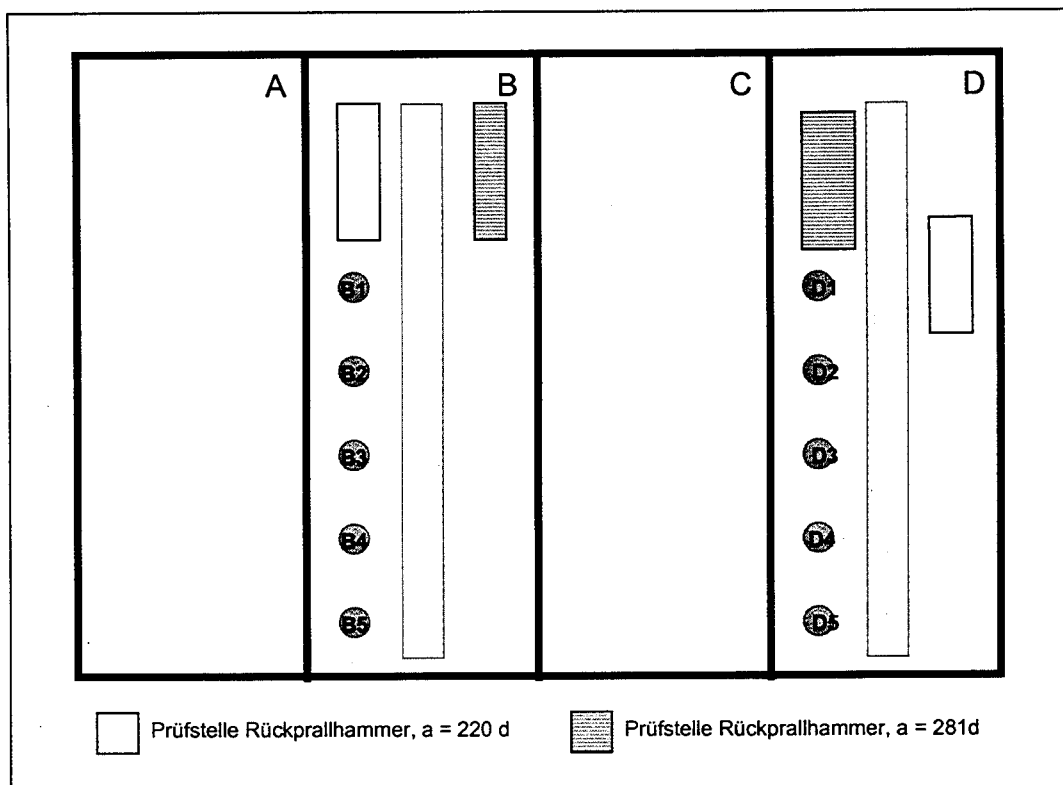
**Bild A4.21:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 21



**Bild A4.22:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 22



**Bild A4.23:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 23



**Bild A4.24:** Lage der Prüfflächen am Betonkörper 24

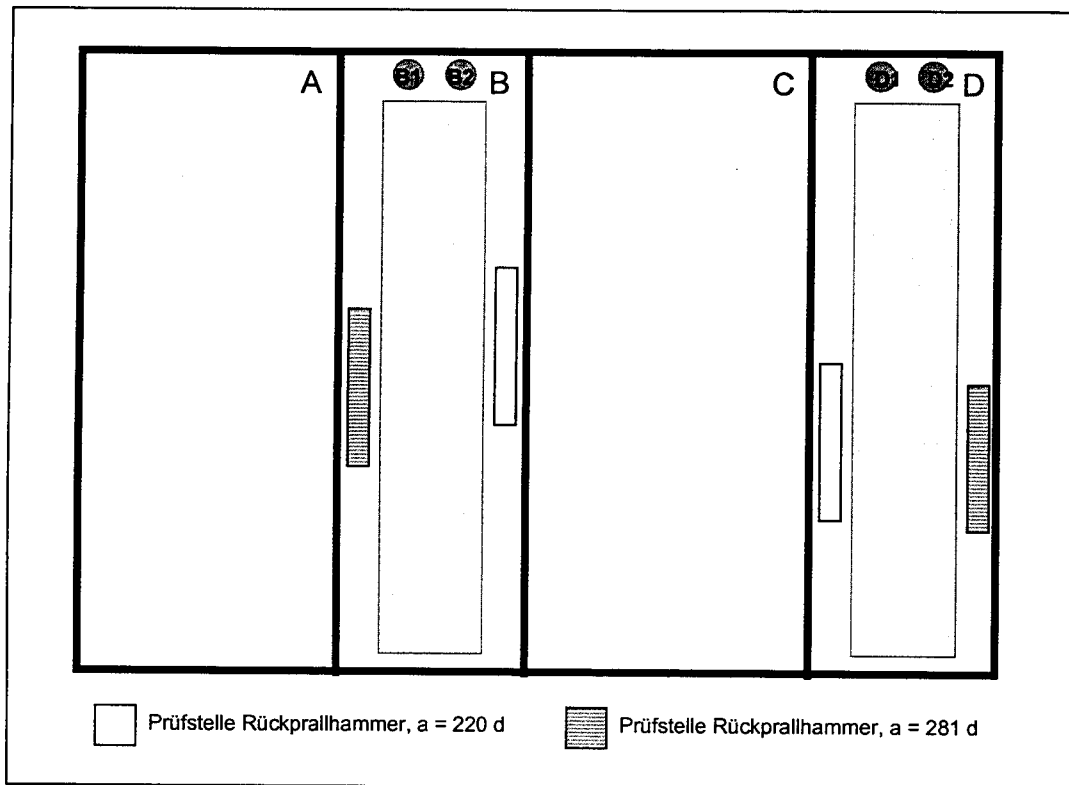


Bild A4.25: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 25

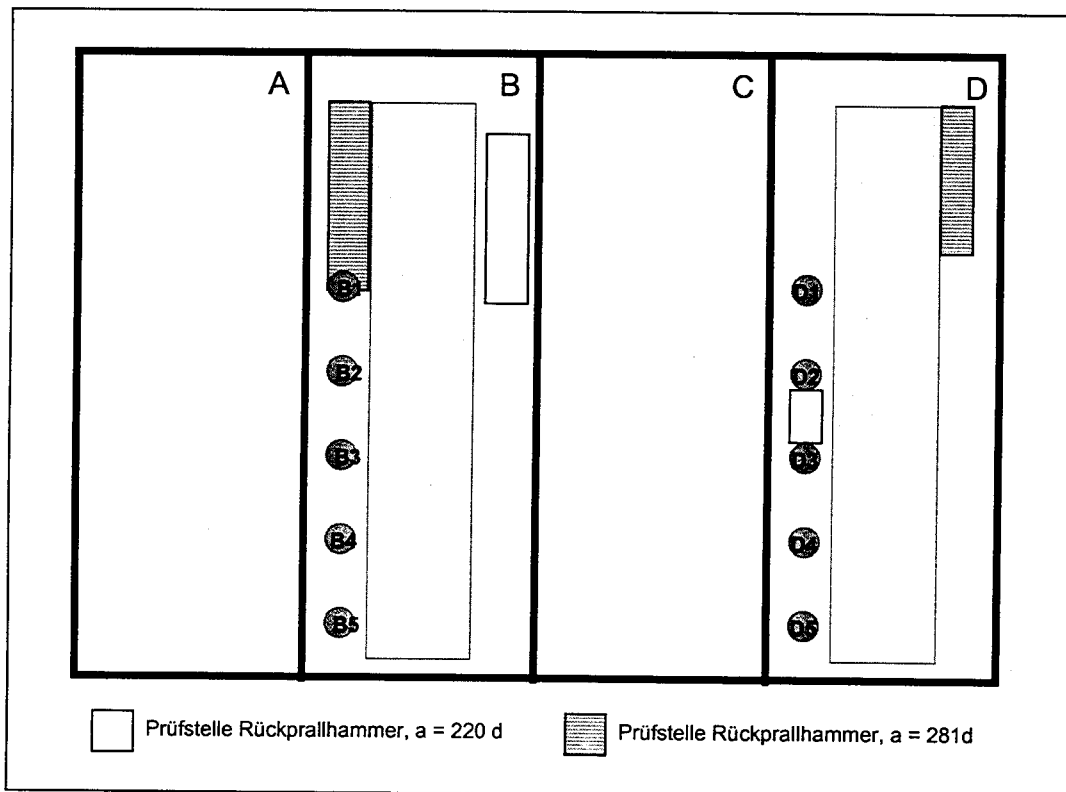


Bild A4.26: Lage der Prüfflächen am Betonkörper 26

**Tabelle A4.3:** Zerstörungsfrei ermittelte Würfeldruckfestigkeit in Abhängigkeit vom Betonalter zum Zeitpunkt der Durchführung des Verbundversuches

Körper	Seite	Betonalter [d]	$\beta_{w, \text{Rückoral}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Körper	Seite	Betonalter [d]	$\beta_{w, \text{Rückoral}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
1	A	211	33,8	10	C	203	55,3
	B	176	35,4		D	192	52,3
	C	211	44,8	11	A	206	53,3
	D	176	35,4		B	189	52,2
2	A	192	32,9	12	C	206	55,5
	B	177	35,4		D	189	52,2
	C	192	43,7	13	A	189	52,5
	D	177	35,4		B	105	48,0
3	A	210	33,8	14	C	189	54,5
	B	177	35,4		D	105	48,0
	C	210	44,7	15	B	259	39,2
	D	177	35,4		D	259	39,2
4	A	210	33,8	16	B	260	39,2
	B	176	35,4		D	260	39,2
	C	210	44,7	17	B	254	55,4
	D	176	35,4		D	254	55,4
5	A	203	33,4	18	B	257	55,6
	B	213	37,1		D	257	55,6
	C	203	44,4	19	B	283	40,3
	D	213	37,1		D	283	40,3
6	A	208	33,7	20	B	281	40,2
	B	178	35,5		D	281	40,2
	C	208	44,6	21	B	283	40,3
	D	178	35,5		D	283	40,3
7	A	188	52,4	22	B	274	56,4
	B	204	52,9		D	274	56,4
	C	188	54,4	23	B	274	56,4
	D	204	52,9		D	274	56,4
8	A	204	53,2	24	B	271	56,2
	B	194	52,4		D	271	56,2
	C	204	55,4	25	B	116	32,7
	D	194	52,4		D	116	32,7
9	A	204	53,2	26	B	114	32,6
	B	191	52,3		D	114	32,6
	C	204	55,4	27	B	115	32,6
	D	191	52,3		D	115	32,6
10	A	203	53,2	28	B	95	31,7
	B	192	52,3		D	95	31,7

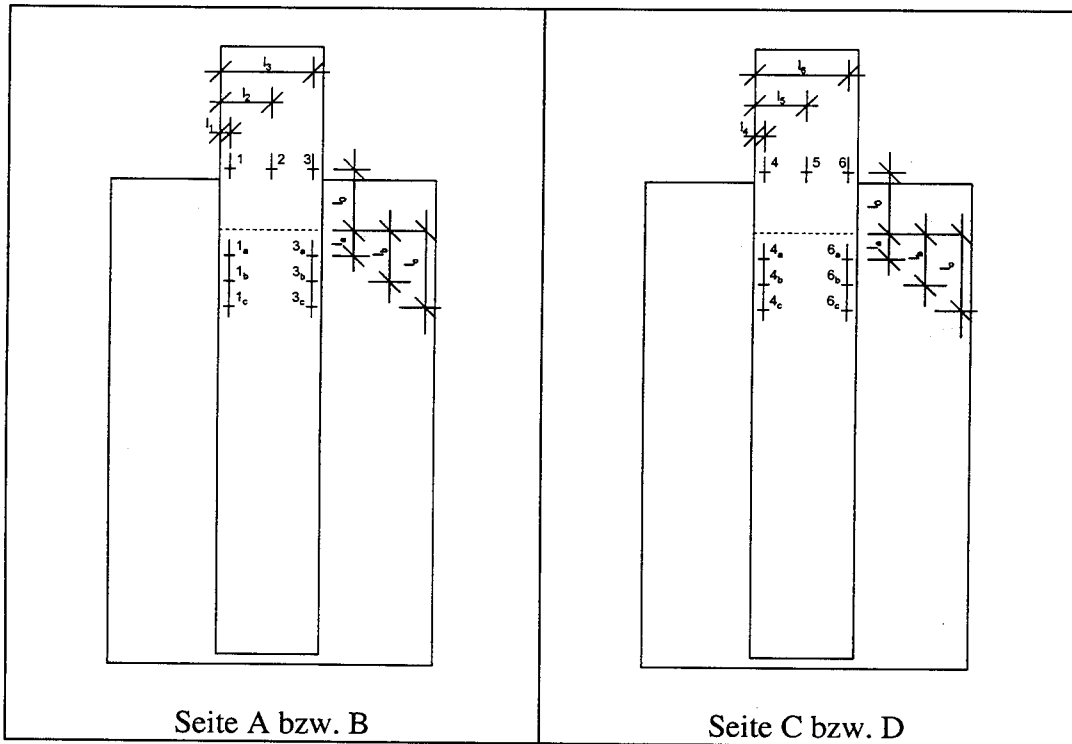
Tabelle A4.4: Abmessungen und Elastizitätsmodul der verwendeten Stahllaschen

Körper	Seite	Liefercharge	$E_L$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$b_L$ [mm]	$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]	$t_t$ [mm]	Körper	Seite	Liefercharge	$E_L$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$b_L$ [mm]	$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]	$t_t$ [mm]
1	A	II-3	206279	200,90	5,23	5,35	5,29	10	C	III-2	210577	199,30	10,20	10,20	10,20
	B	II-3	206279	200,90	5,23	5,35	5,29		D	III-2	210577	199,90	9,99	10,04	10,02
	C	II-3	206279	201,00	5,35	5,35	5,35	11	A	III-3	196410	200,70	20,23	20,34	20,29
	D	II-3	206279	201,00	5,35	5,35	5,35		B	III-3	196410	200,25	20,23	20,25	20,24
2	A	II-3	206279	200,30	5,31	5,35	5,33		C	III-3	196410	200,80	20,35	20,28	20,32
	B	II-3	206279	200,25	5,49	5,31	5,40		D	III-3	196410	200,30	20,31	20,24	20,28
	C	II-3	206279	200,25	5,49	5,31	5,40	12	A	III-3	196410	200,70	20,23	20,34	20,29
	D	II-3	206279	200,30	5,31	5,35	5,33		B	I-1	208010	220,30	20,13	20,05	20,09
3	A	II-4	203608	199,70	10,40	10,49	10,45		C	III-3	196410	200,80	20,35	20,28	20,32
	B	II-4	203608	199,70	10,40	10,49	10,45		D	I-1	208010	220,30	20,16	20,41	20,29
	C	II-4	203608	199,80	10,52	10,50	10,51	13	B	II-2	206769	79,80	5,30	5,40	5,35
	D	II-4	203608	199,80	10,52	10,50	10,51		D	II-2	206769	79,80	5,30	5,30	5,30
4	A	II-4	203608	199,60	10,43	10,56	10,50	14	B	II-2	206769	80,20	5,30	5,30	5,30
	B	II-4	203608	199,80	10,44	10,42	10,43		D	II-2	206769	79,70	5,20	5,20	5,20
	C	II-4	203608	199,80	10,44	10,42	10,43	15	B	II-2	206769	80,30	5,30	5,30	5,30
	D	II-4	203608	199,60	10,43	10,56	10,50		D	II-2	206769	80,00	5,40	5,40	5,40
5	A	I-1	208010	220,30	20,16	20,41	20,29	16	B	II-2	206769	79,70	5,10	5,10	5,10
	B	III-3	196410	200,25	20,23	20,25	20,24		D	II-2	206769	79,90	5,40	5,40	5,40
	C	I-1	208010	220,30	20,13	20,05	20,09	17	B	II-1	206668	79,70	5,20	5,10	5,15
	D	III-3	196410	200,30	20,31	20,24	20,28		D	II-1	206668	79,70	5,10	5,10	5,10
6	A	II-6	202370	196,55	20,44	20,67	20,56	18	B	II-1	206668	79,40	5,10	5,10	5,10
	B	II-6	202370	200,15	19,99	20,23	20,11		D	II-1	206668	79,90	5,10	5,10	5,10
	C	II-6	202370	200,15	19,99	20,23	20,11	19	B	II-1	206668	79,80	5,10	5,15	5,13
	D	II-6	202370	196,55	20,44	20,67	20,56		D	II-1	206668	79,60	5,10	5,20	5,15
7	A	III-1	210144	200,35	5,82	6,08	5,95	20	B	II-1	206668	79,70	5,10	5,10	5,10
	B	III-1	210144	200,60	5,95	5,89	5,92		D	II-1	206668	79,70	5,10	5,10	5,10
	C	III-1	210144	200,60	5,95	5,89	5,92	21	B	II-1	206668	79,40	5,10	5,10	5,10
	D	III-1	210144	200,35	5,82	6,08	5,95		D	II-1	206668	79,40	5,10	5,10	5,10
8	A	III-1	210144	200,30	5,84	5,95	5,90	22	B	II-1	206668	79,70	5,10	5,10	5,10
	B	III-1	210144	200,70	5,95	5,85	5,90		D	II-1	206668	79,70	5,10	5,10	5,10
	C	III-1	210144	200,70	5,95	5,85	5,90	23	B	II-2	206769	80,41	5,29	5,30	5,30
	D	III-1	210144	200,30	5,84	5,95	5,90		D	II-2	206769	80,41	5,32	5,28	5,30
9	A	III-2	210577	199,90	9,99	10,04	10,02	24	B	II-2	206769	79,87	5,26	5,20	5,23
	B	III-2	210577	199,30	10,20	10,20	10,20		D	II-2	206769	79,57	5,15	5,20	5,18
	C	III-2	210577	199,20	10,14	10,12	10,13	25	B	II-5	200120	200,70	15,09	15,13	15,11
	D	III-2	210577	199,60	10,21	10,19	10,20		D	II-5	200120	201,20	15,26	15,22	15,24
10	A	III-2	210577	199,60	10,21	10,19	10,20	26	B	II-5	200120	200,30	15,22	15,19	15,21
	B	III-2	210577	199,20	10,14	10,12	10,13		D	II-5	200120	200,00	15,15	15,20	15,18

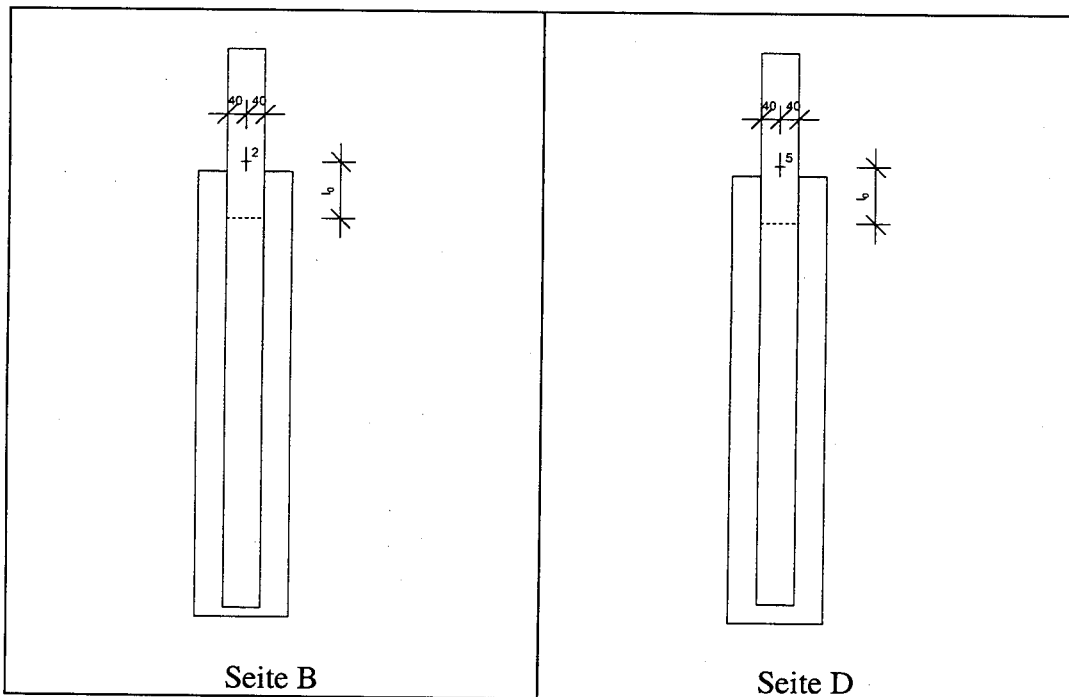
**Tabelle A4.5:** Alter der Klebschicht zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung

Versuch	Alter der Klebschicht zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung [d]	Versuch	Alter der Klebschicht zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung [d]
1AC	27	10BD	9
1BD	6	11AC	9
2AC	9	11BD	12
2BD	6	12AC	12
3AC	26	12BD	51
3BD	7	13BD	25
4AC	27	14BD	23
4BD	7	15BD	28
5AC	19	16BD	28
5BD	8	17BD	51
6AC	25	18BD	49
6BD	7	19BD	51
7AC	11	20BD	50
7BD	6	21BD	50
8AC	6	22BD	47
8BD	10	23BD	17
9AC	6	24BD	26
9BD	8	25BD	22
10AC	6	26BD	10

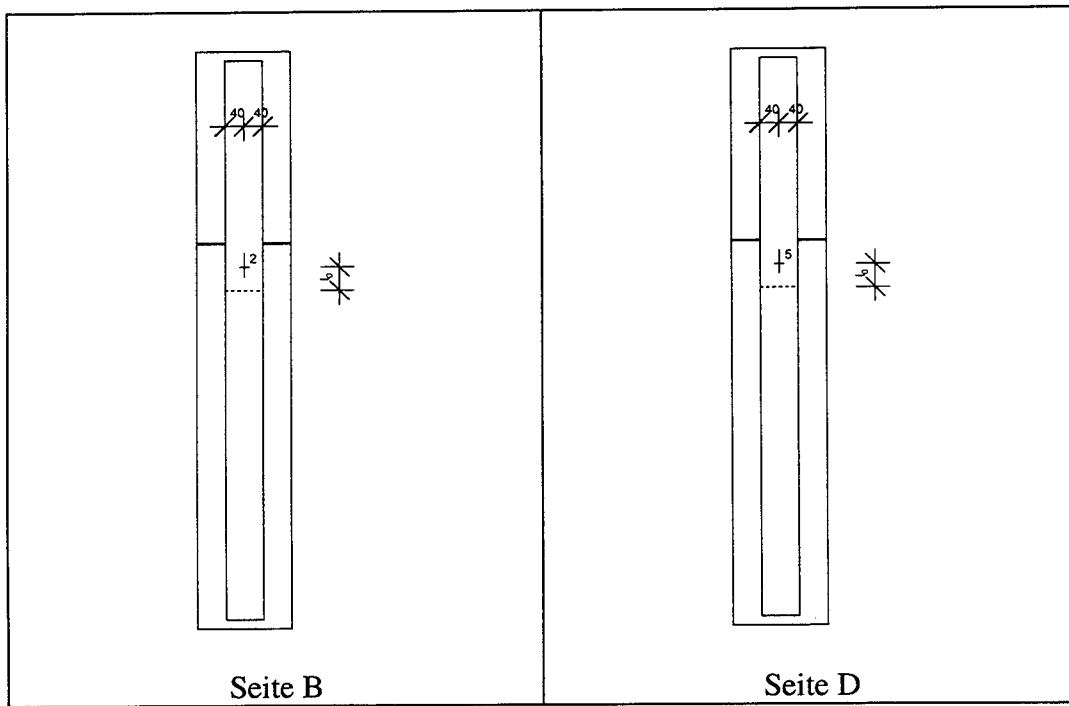




**Bild A4.27:** Anordnung der Dehnmeßstreifen an den Körpern 1 bis 12 sowie 25 und 26



**Bild A4.28:** Anordnung der Dehnmeßstreifen an den Körpern 13 bis 16

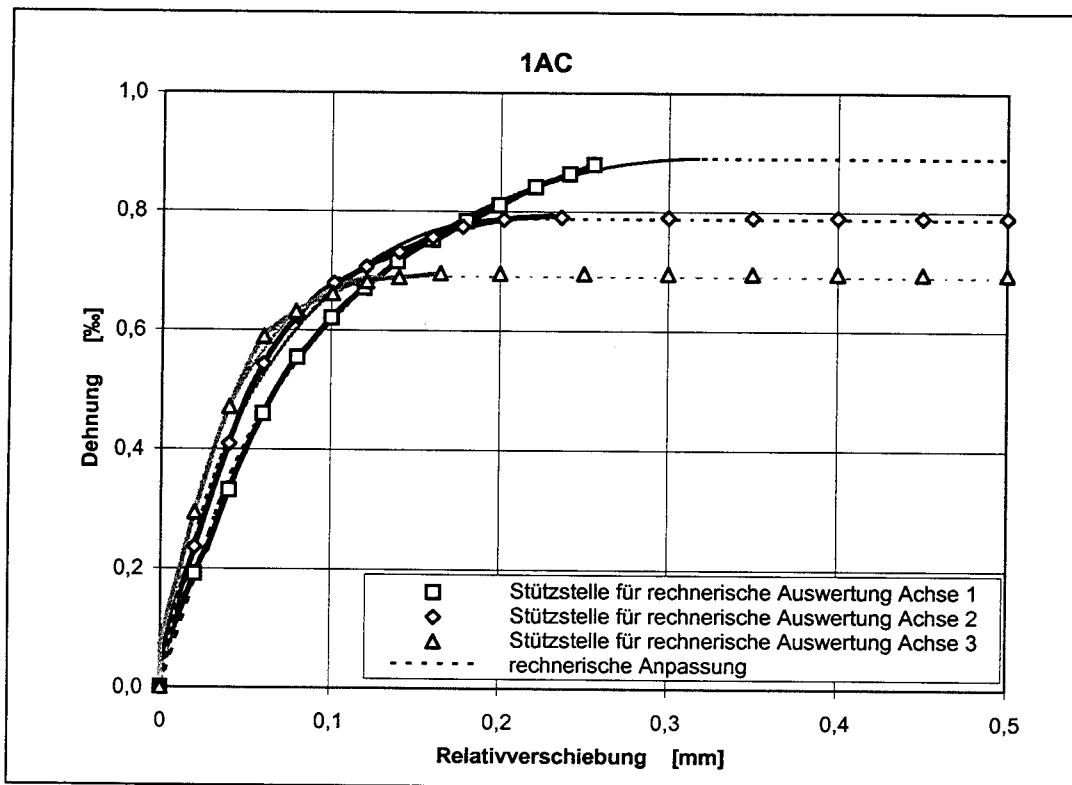


**Bild A4.29:** Anordnung der Dehnmeßstreifen an den Körpern 17 bis 22

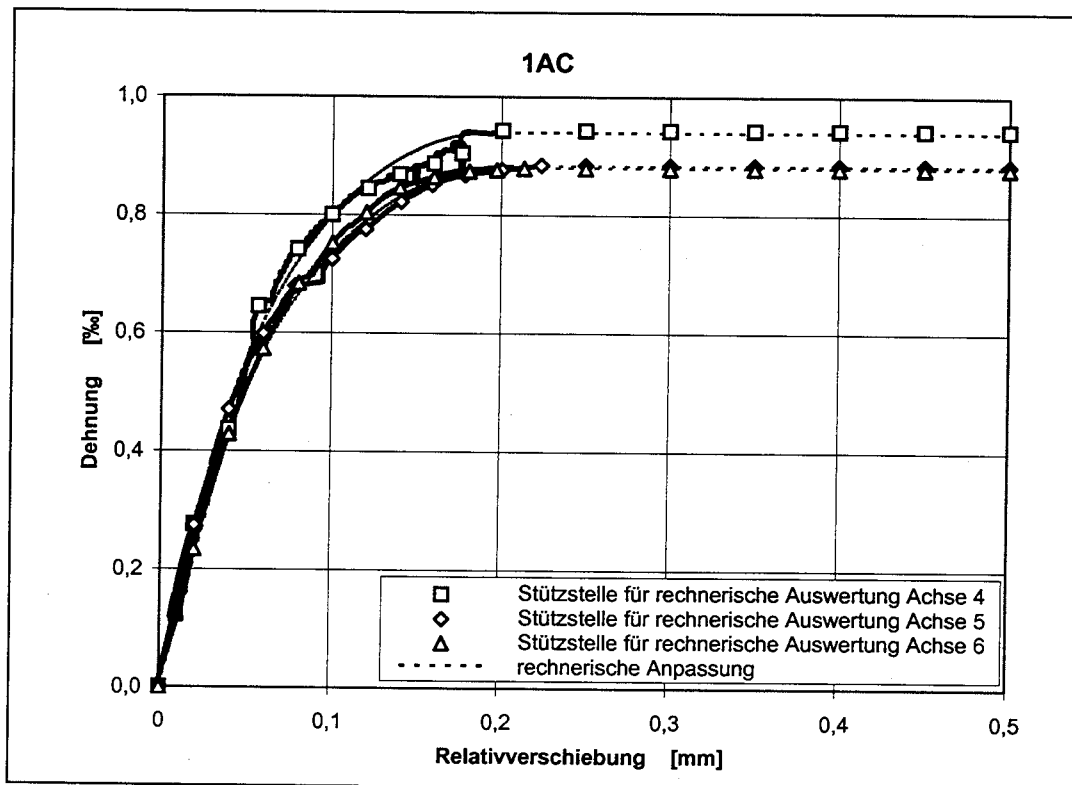


**Tabelle A4.7:** Anordnung der Dehnmeßstreifen (vgl. Bild A4.27 bis Bild A4.29)

Körper	Seite	$l_0$	$l_1$	$l_2$	$l_3$	$l_4$	$l_5$	$l_6$	$l_A$	$l_B$	$l_C$
1	A	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
2	A										
	B	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D										
3	A	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
4	A	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
5	A	50	20	110	200	20	110	200	-	-	-
	B	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	50	20	110	200	20	110	200	-	-	-
	D	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
6	A	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	150	20	100	180	20	100	180	-	-	-
7	A	130	20	100	180	20	100	180	100	200	300
	B	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	C	30	20	100	180	20	100	180	100	200	300
	D	130	20	100	180	20	100	180	-	-	-
8	A	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	30	20	100	180	20	100	180	75	150	225
	C	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	30	20	100	180	20	100	180	75	150	225
9	A	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	30	20	100	180	20	100	180	100	200	300
	C	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	30	20	100	180	20	100	180	100	200	300
10	A	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	30	20	100	180	20	100	180	100	200	300
	C	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	30	20	100	180	20	100	180	100	200	300
11	A	30	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	B	30	20	100	180	20	100	180	150	300	450
	C	130	20	100	180	20	100	180	-	-	-
	D	30	20	100	180	20	100	180	150	300	450
12	A	30	20	100	180	20	100	180	150	300	450
	B	50	20	110	200	20	110	200	150	150	-
	C	30	20	100	180	20	100	180	150	300	450
	D	50	20	110	200	20	110	200	150	150	-
13	B	125	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	130	-	40	-	-	40	-	-	-	-
14	B	125	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	130	-	40	-	-	40	-	-	-	-
15	B	125	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	125	-	40	-	-	40	-	-	-	-
16	B	150	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	150	-	40	-	-	40	-	-	-	-
17	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
18	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
19	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
20	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
21	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
22	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
23	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
24	B	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
	D	50	-	40	-	-	40	-	-	-	-
25	B	50	25	150	175	25	150	175	-	-	-
	D	50	25	150	175	25	150	175	-	-	-
26	B	50	25	150	175	25	150	175	-	-	-
	D	50	25	150	175	25	150	175	-	-	-



**Bild A4.30:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 1AC, Seite A



**Bild A4.31:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 1AC, Seite C

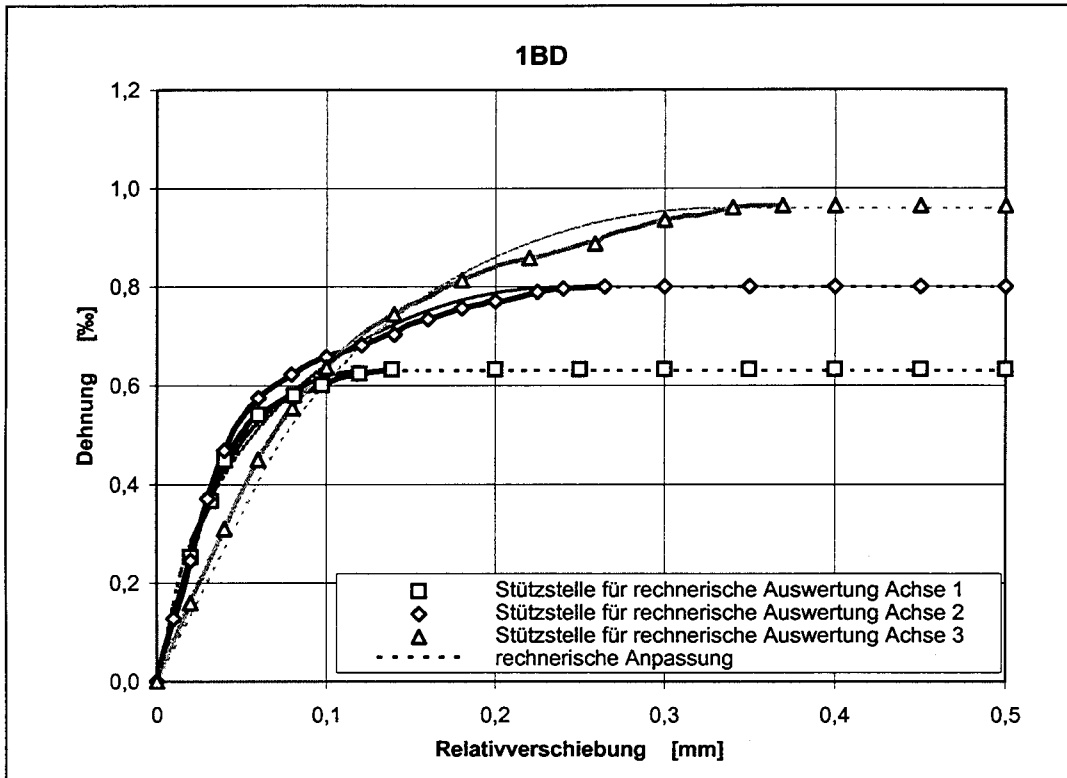


Bild A4.32: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 1BD, Seite B

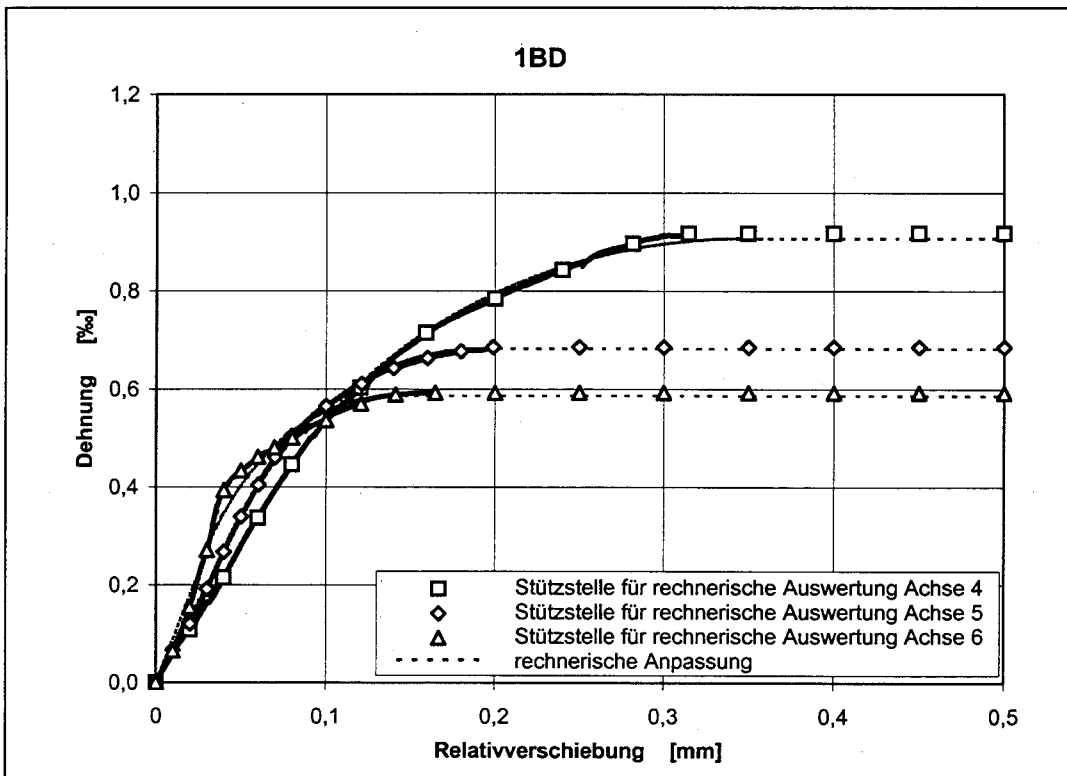


Bild A4.33: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 1BD, Seite D

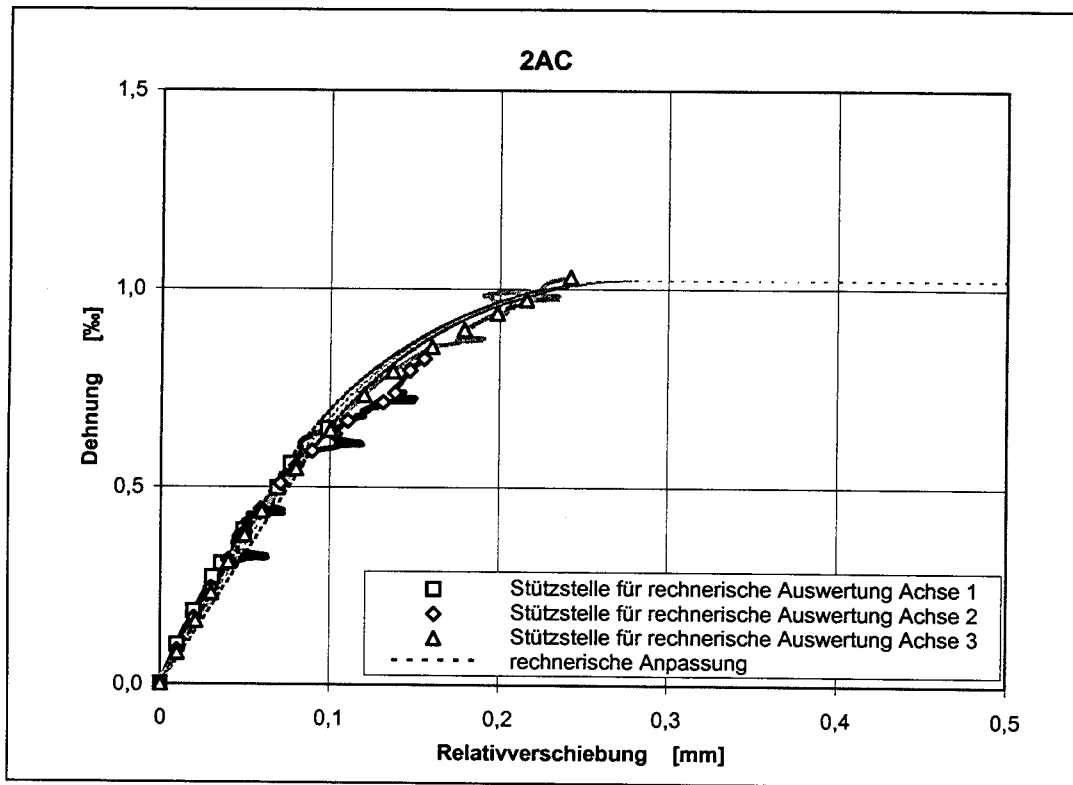


Bild A4.34: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 2AC, Seite A

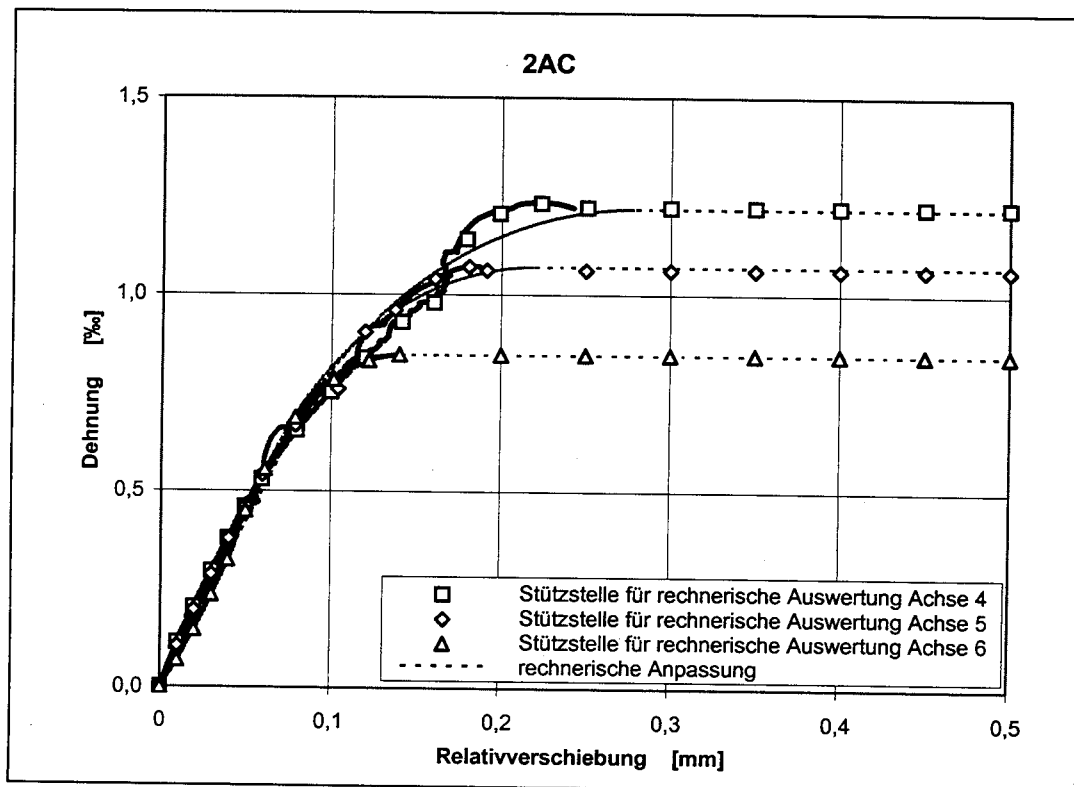
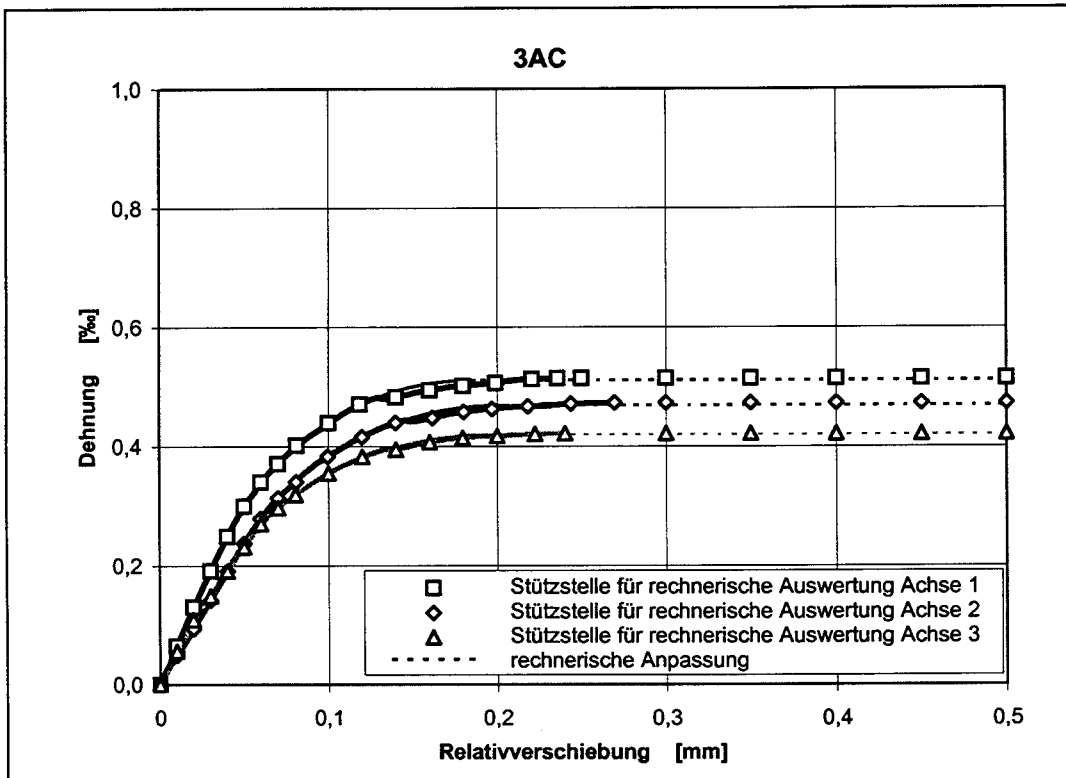
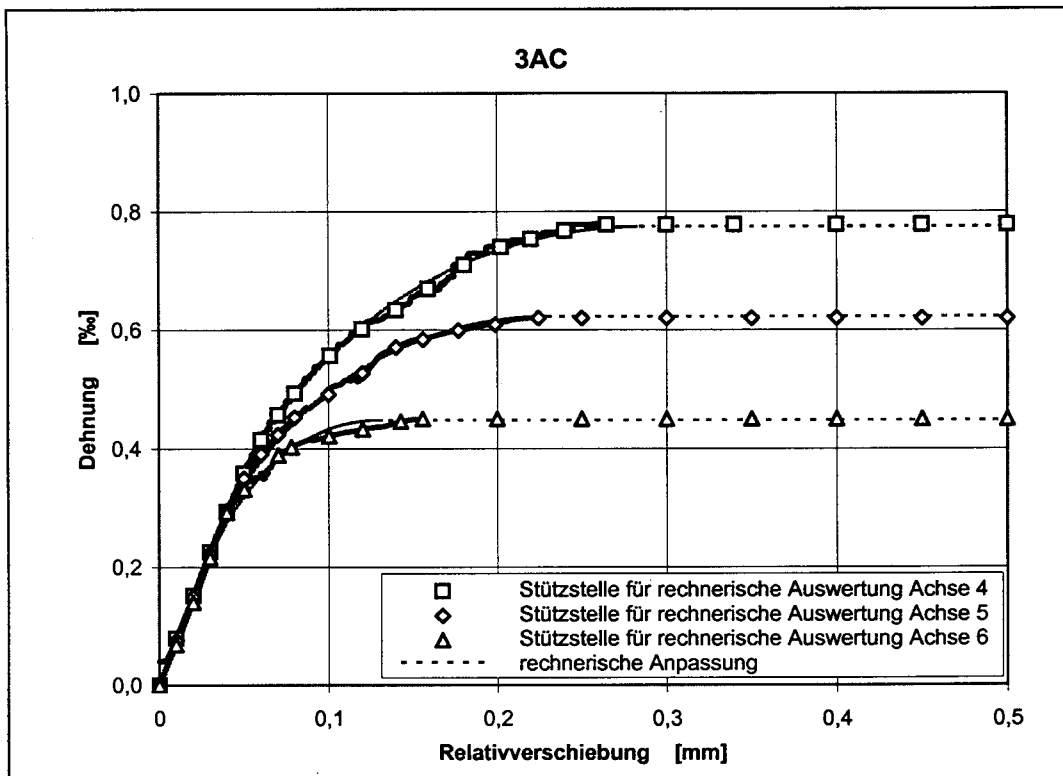


Bild A4.35: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 2AC, Seite C

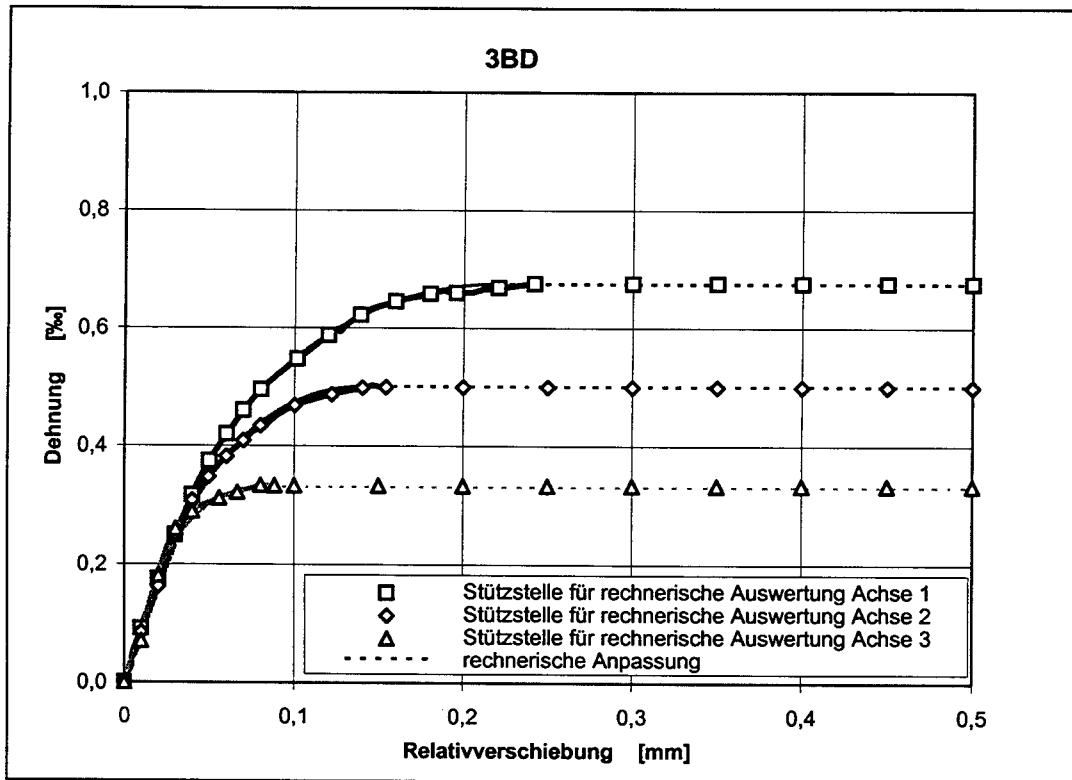


**Bild A4.36:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 3AC, Seite A

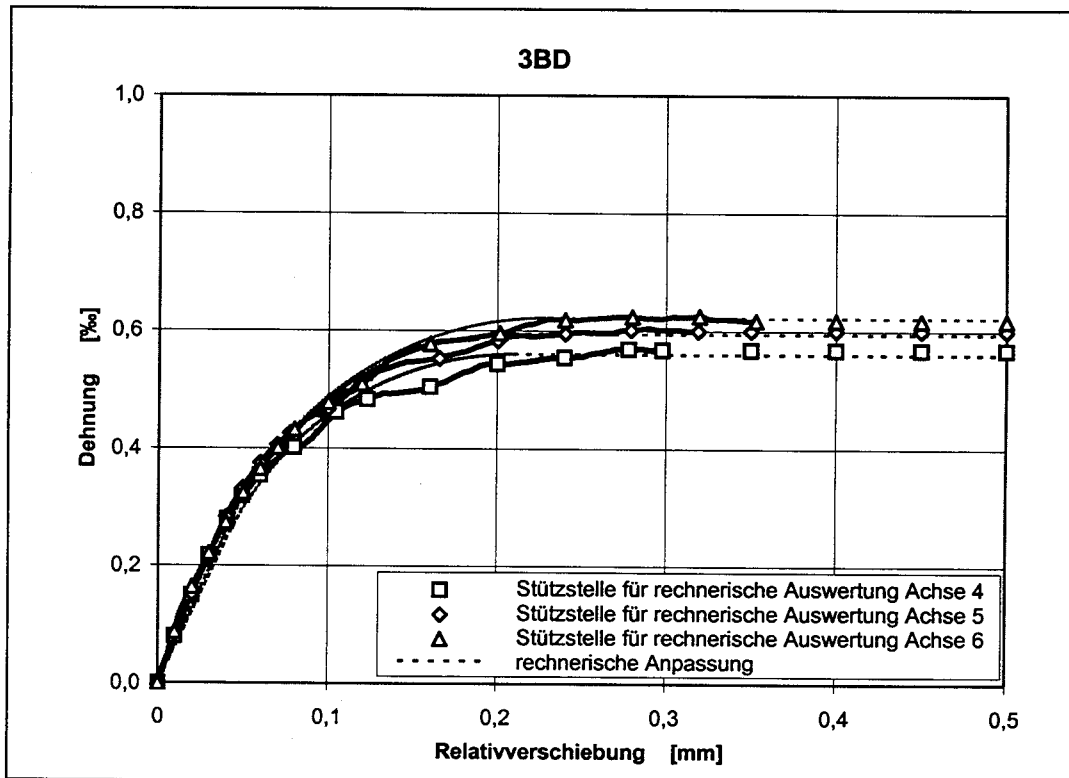


**Bild A4.37:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 3AC, Seite C





**Bild A4.38:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 3BD, Seite B



**Bild A4.39:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 3BD, Seite D

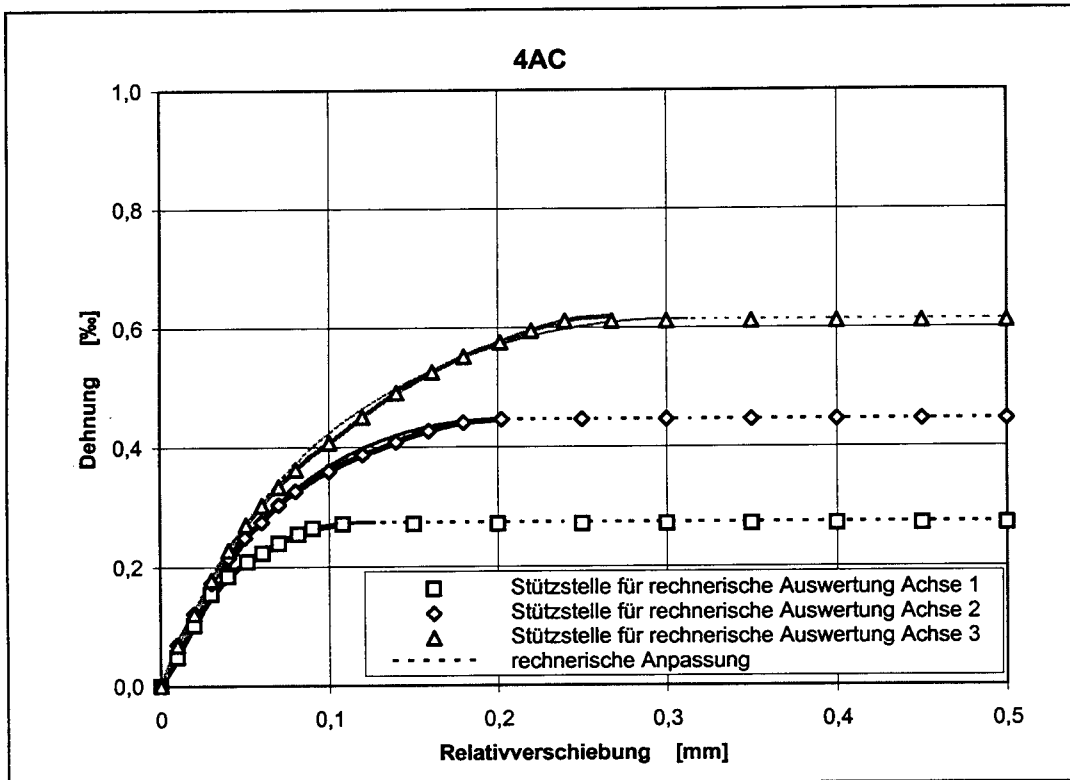


Bild A4.40: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 4AC, Seite A

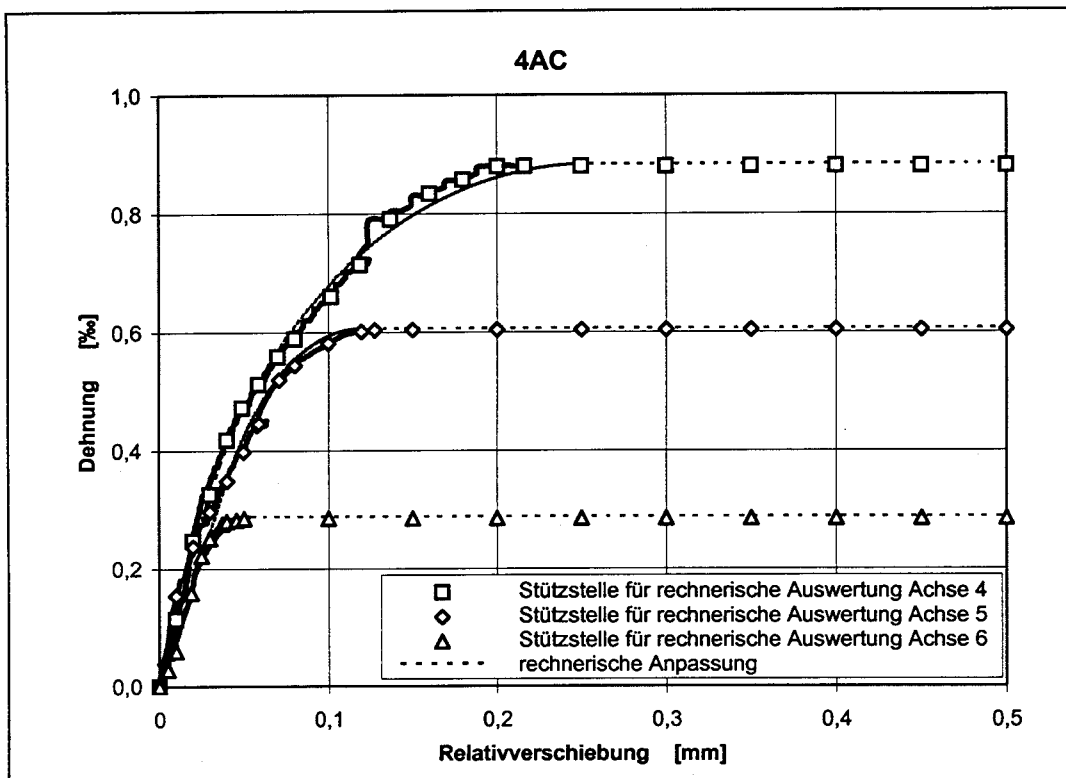


Bild A4.41: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 4AC, Seite C

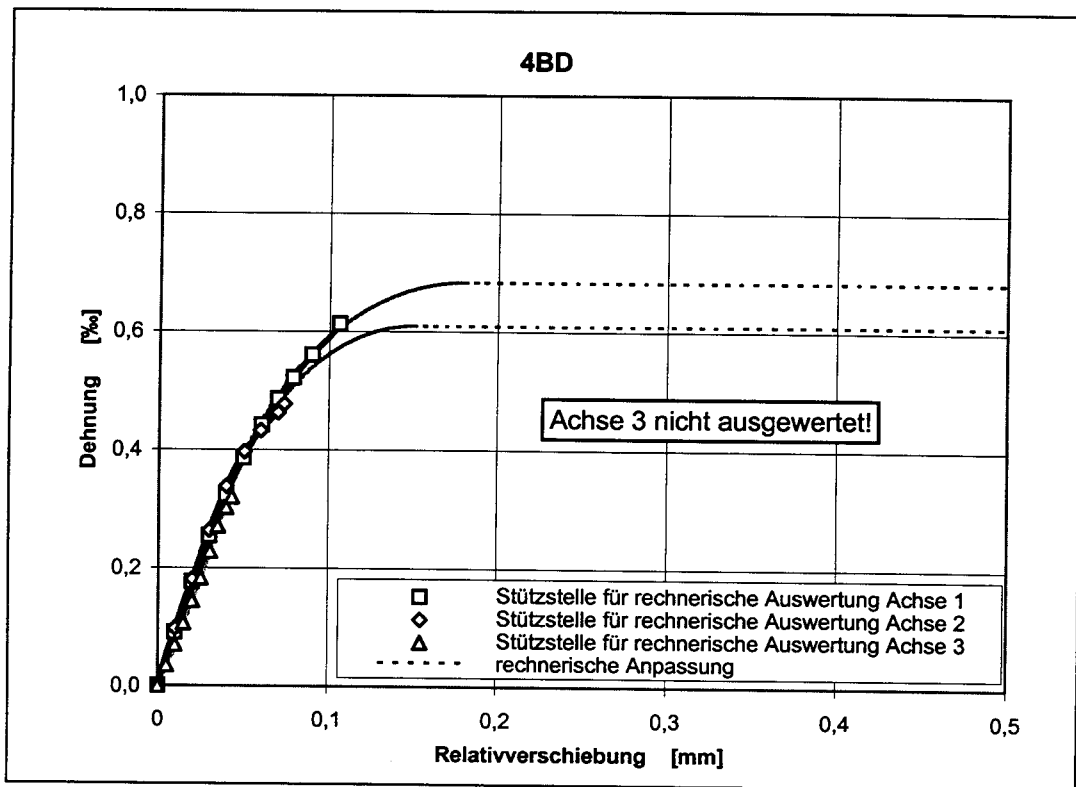


Bild A4.42: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 4BD, Seite B

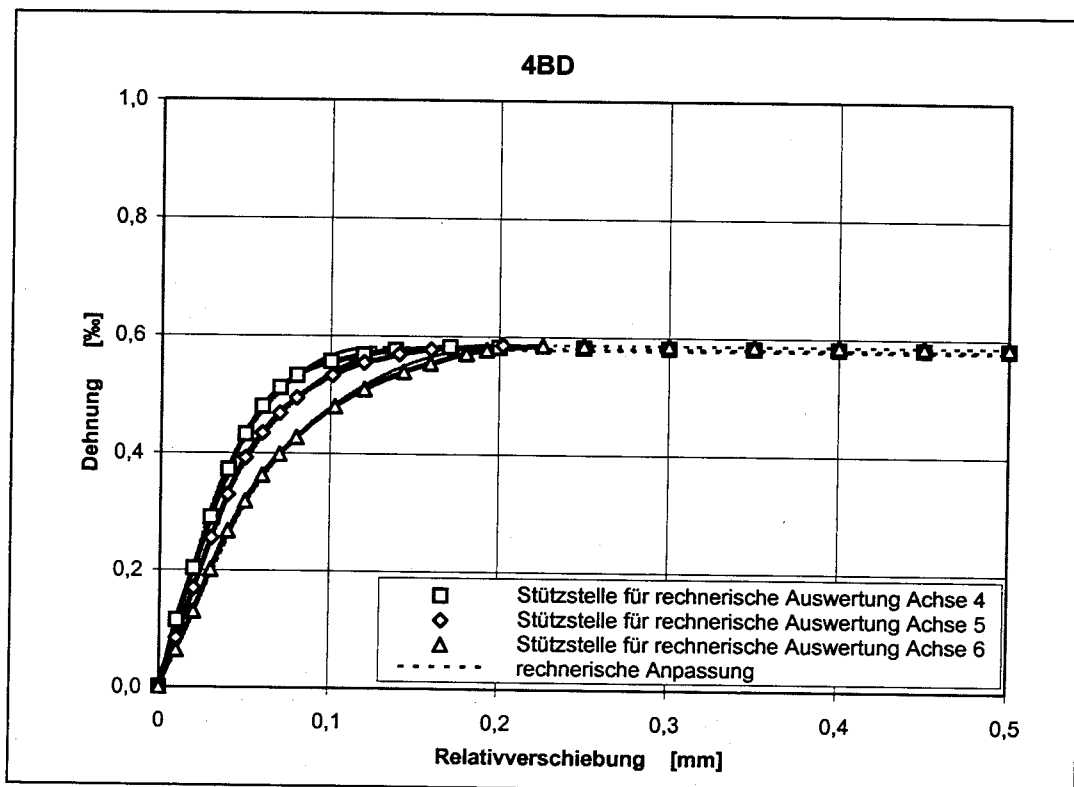


Bild A4.43: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 4BD, Seite D

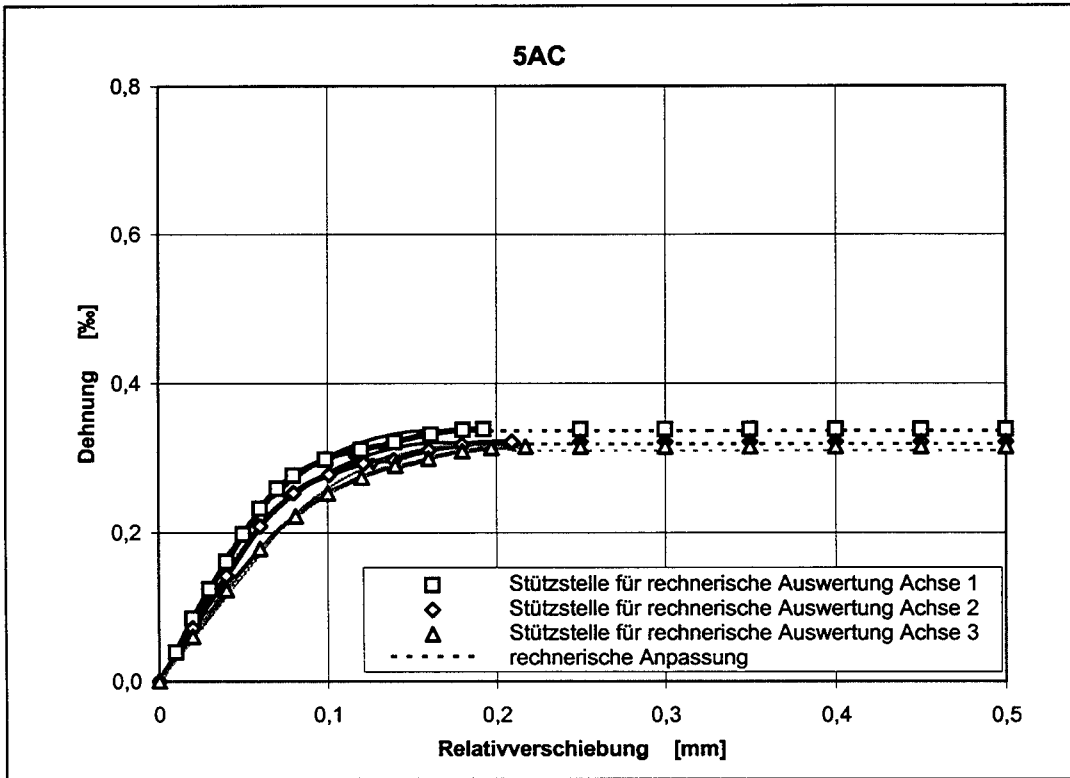


Bild A4.44: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 5AC, Seite A

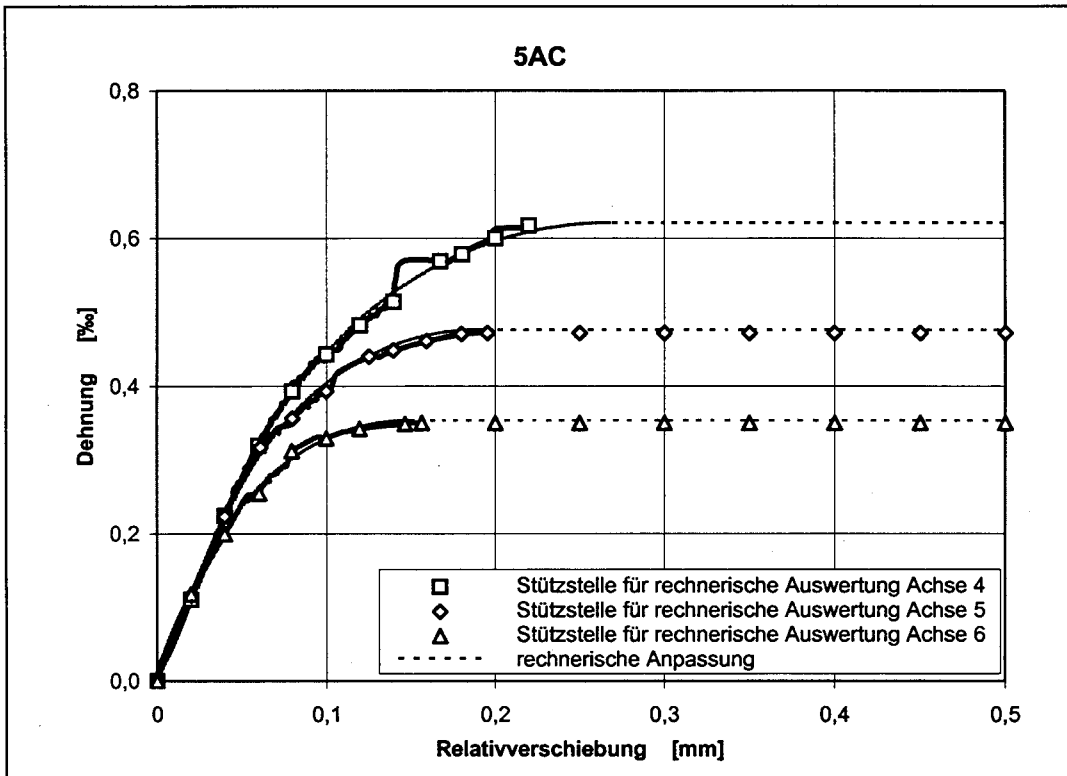


Bild A4.45: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 5AC, Seite C

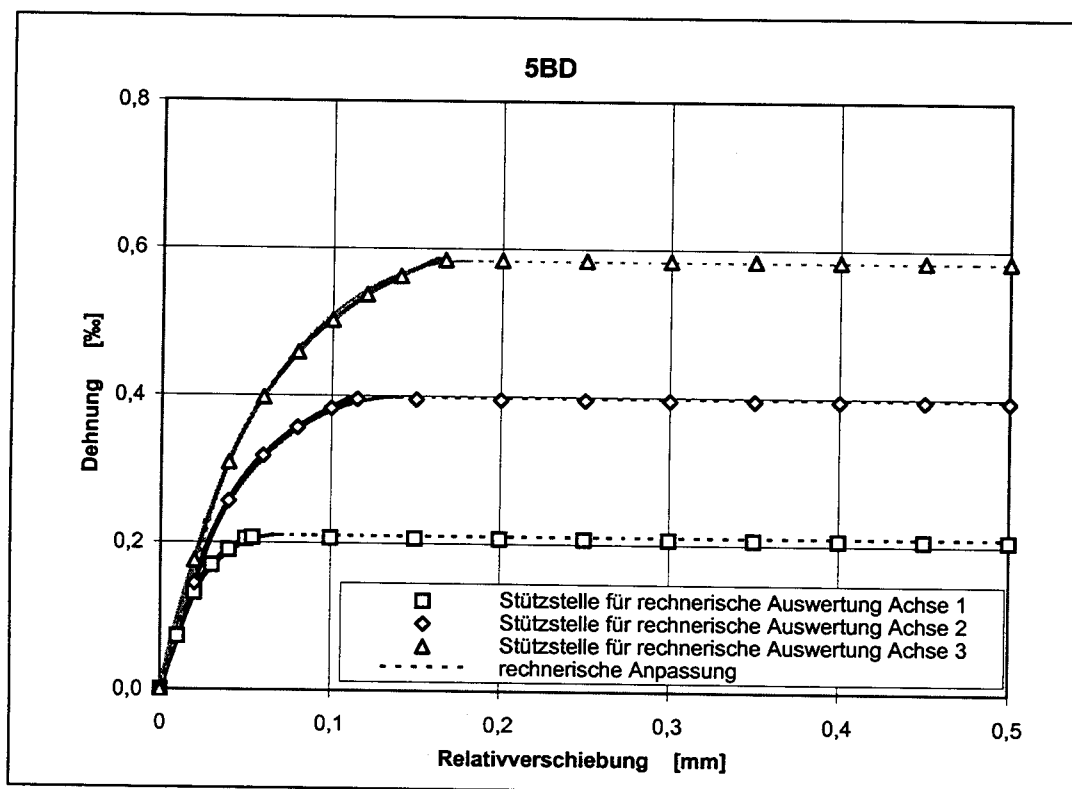


Bild A4.46: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 5BD, Seite B

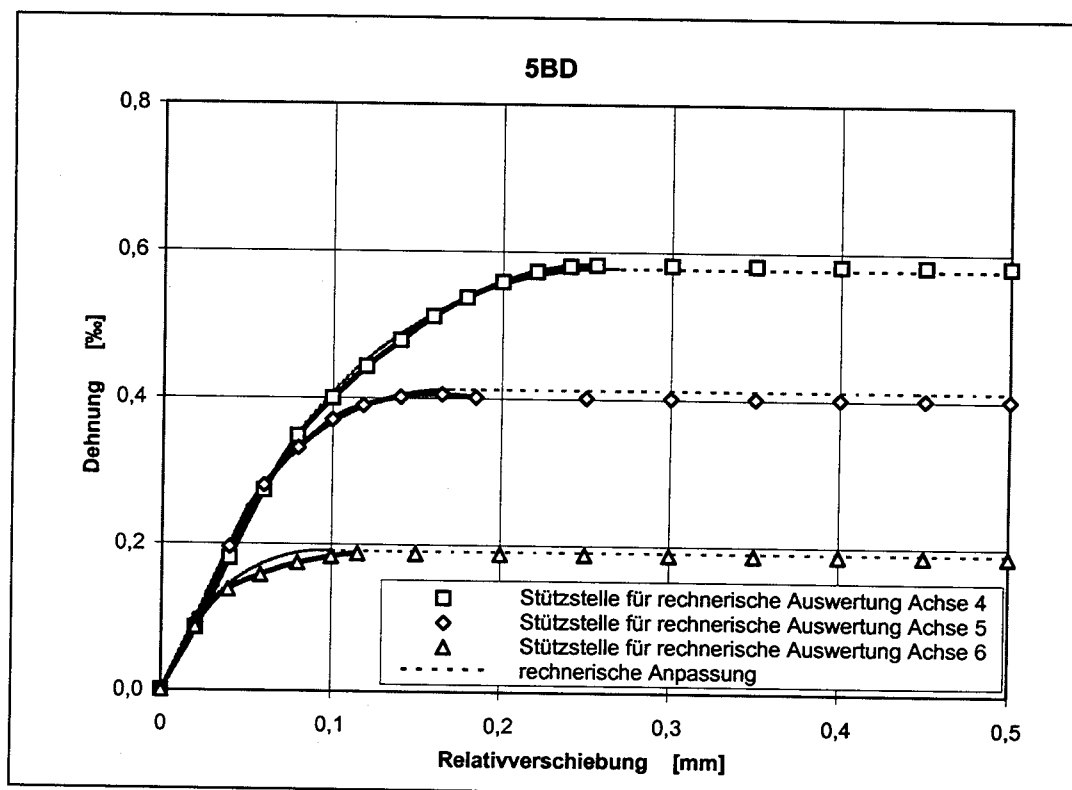


Bild A4.47: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 5BD, Seite D

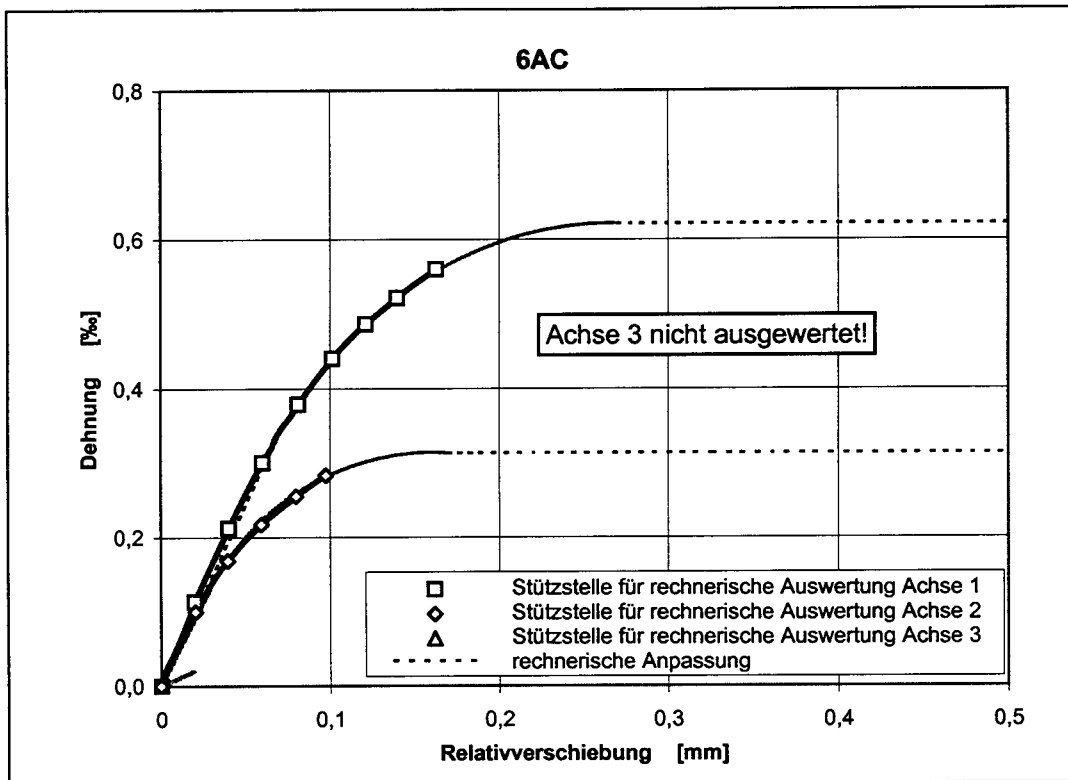


Bild A4.48: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 6AC, Seite A

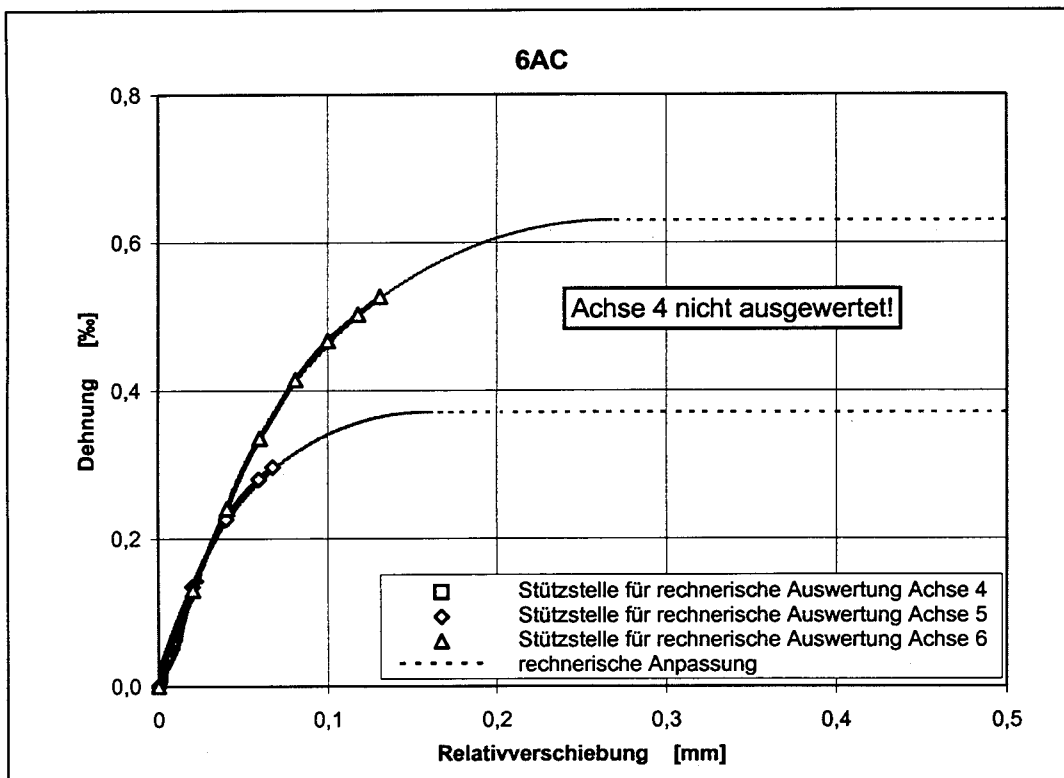


Bild A4.49: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 6AC, Seite C

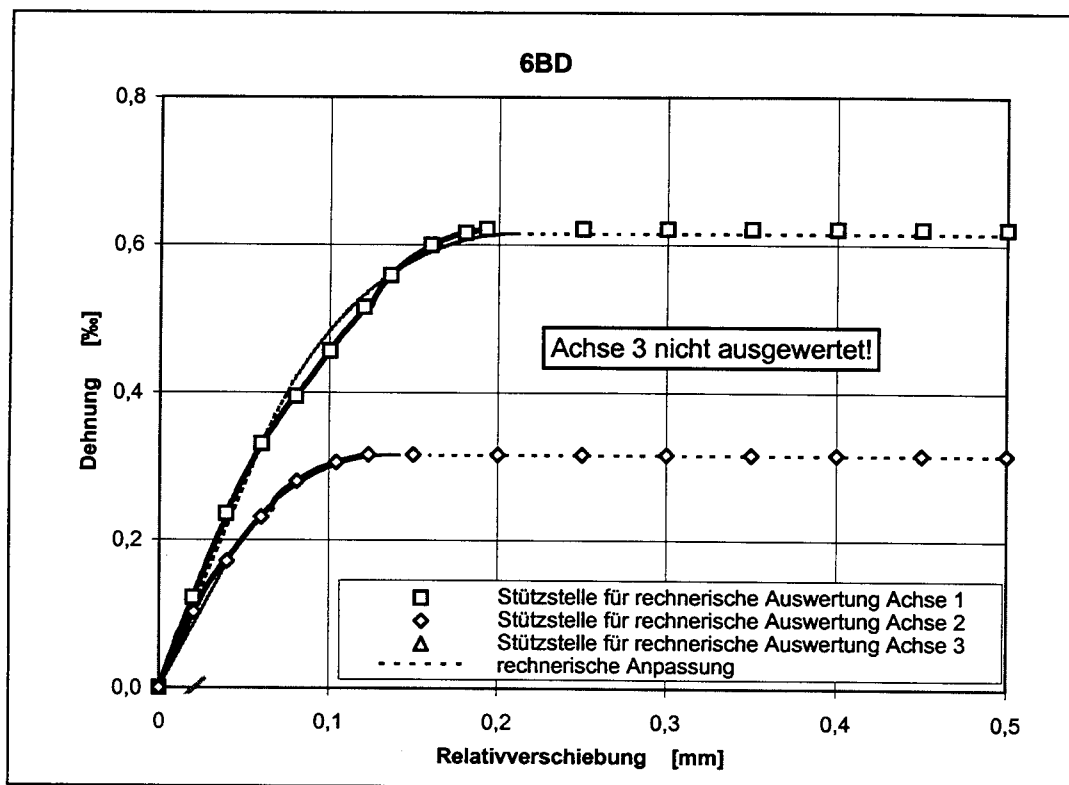


Bild A4.50: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 6BD, Seite B

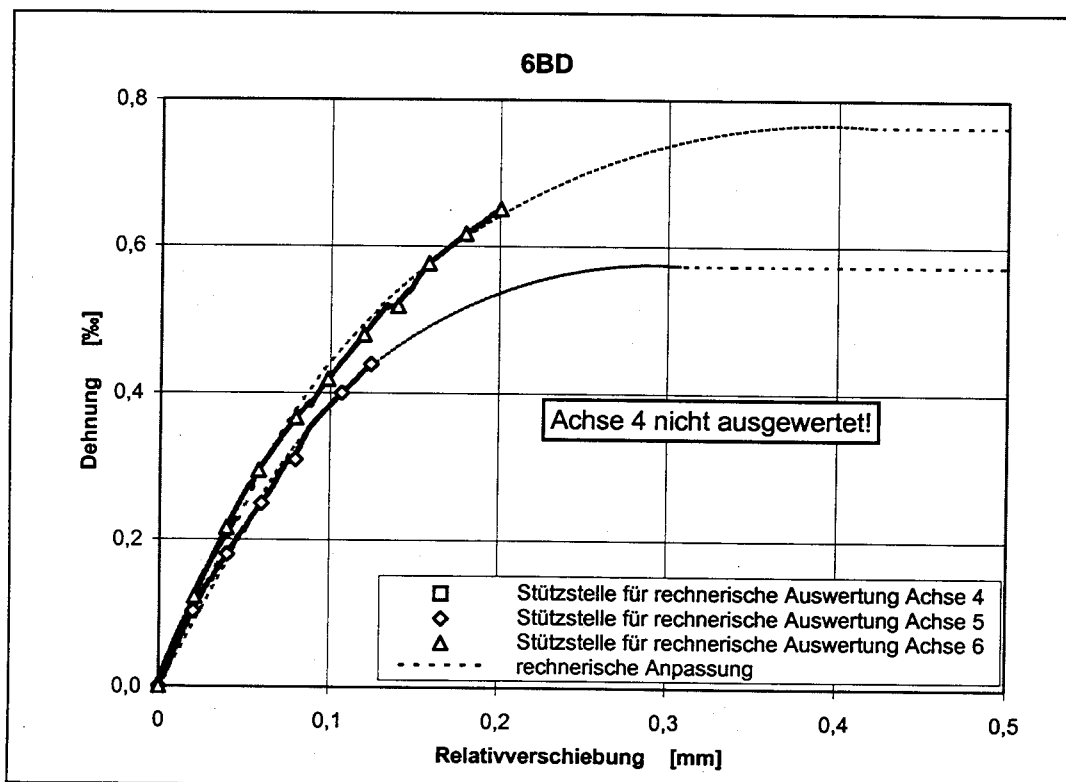


Bild A4.51: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 6BD, Seite D

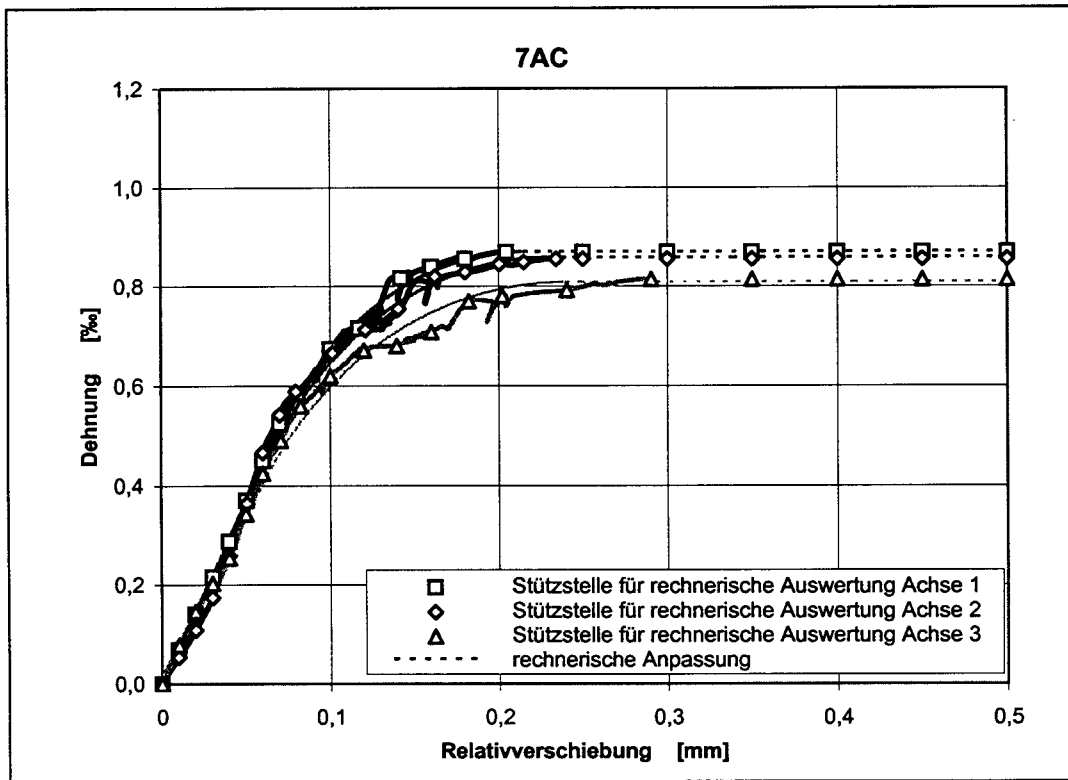


Bild A4.52: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 7AC, Seite A

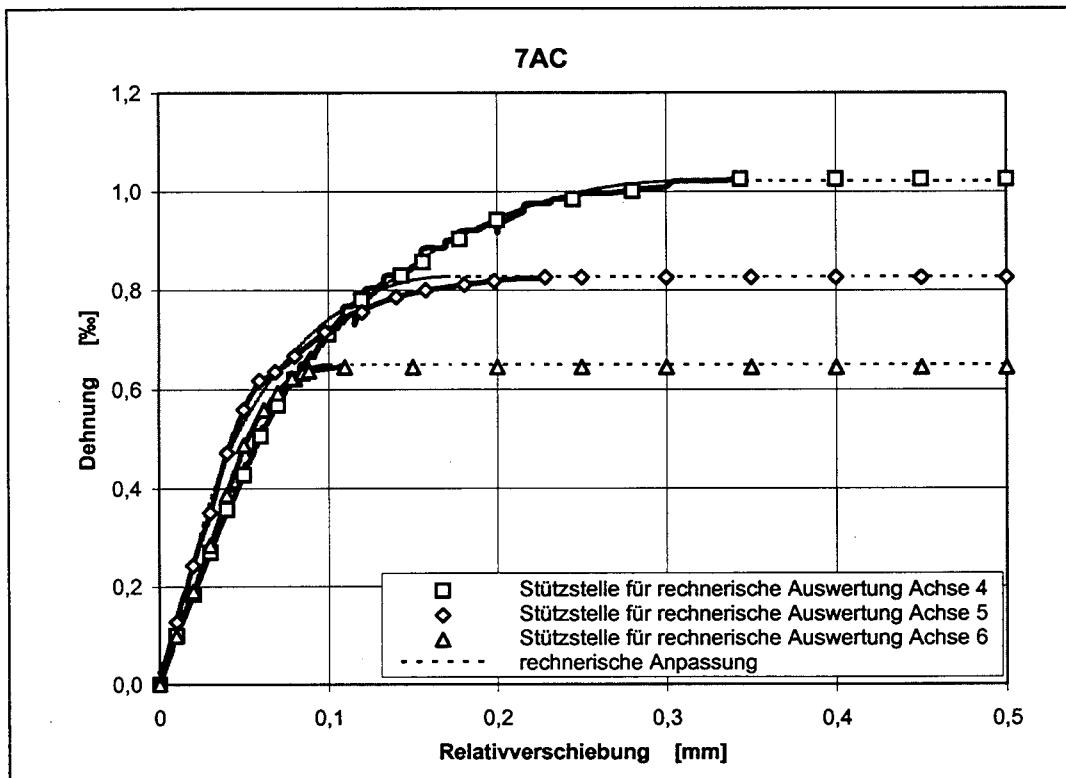


Bild A4.53: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 7AC, Seite C



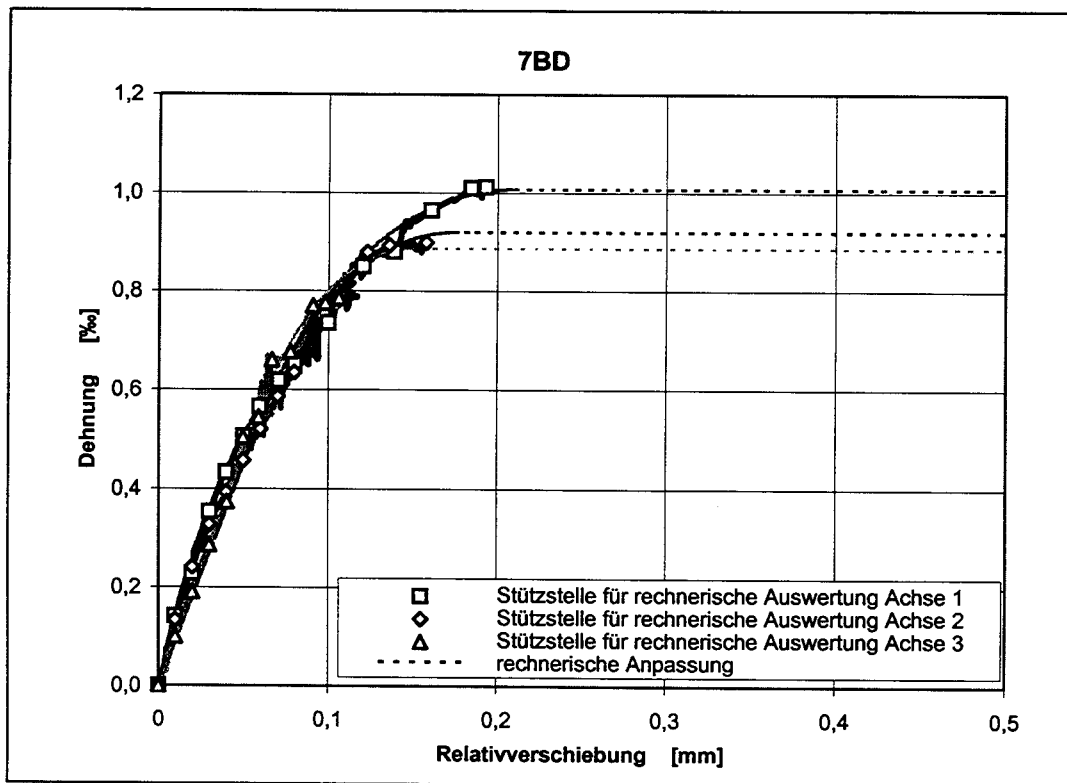


Bild A4.54: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 7BD, Seite B

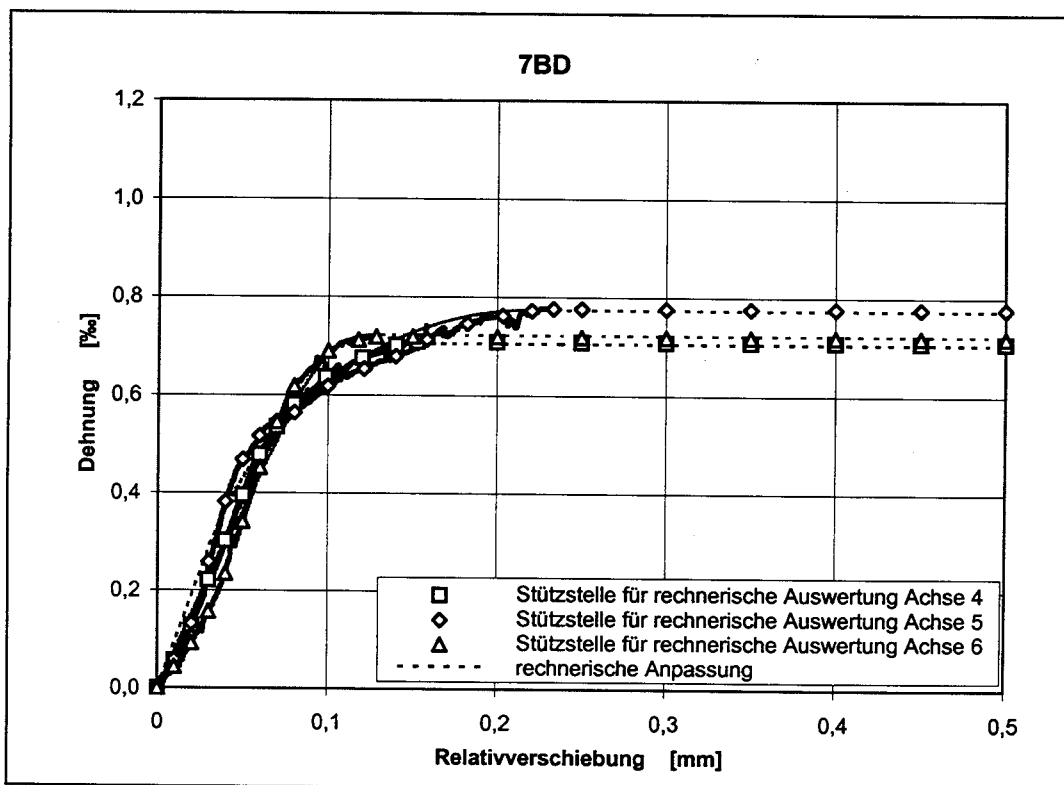
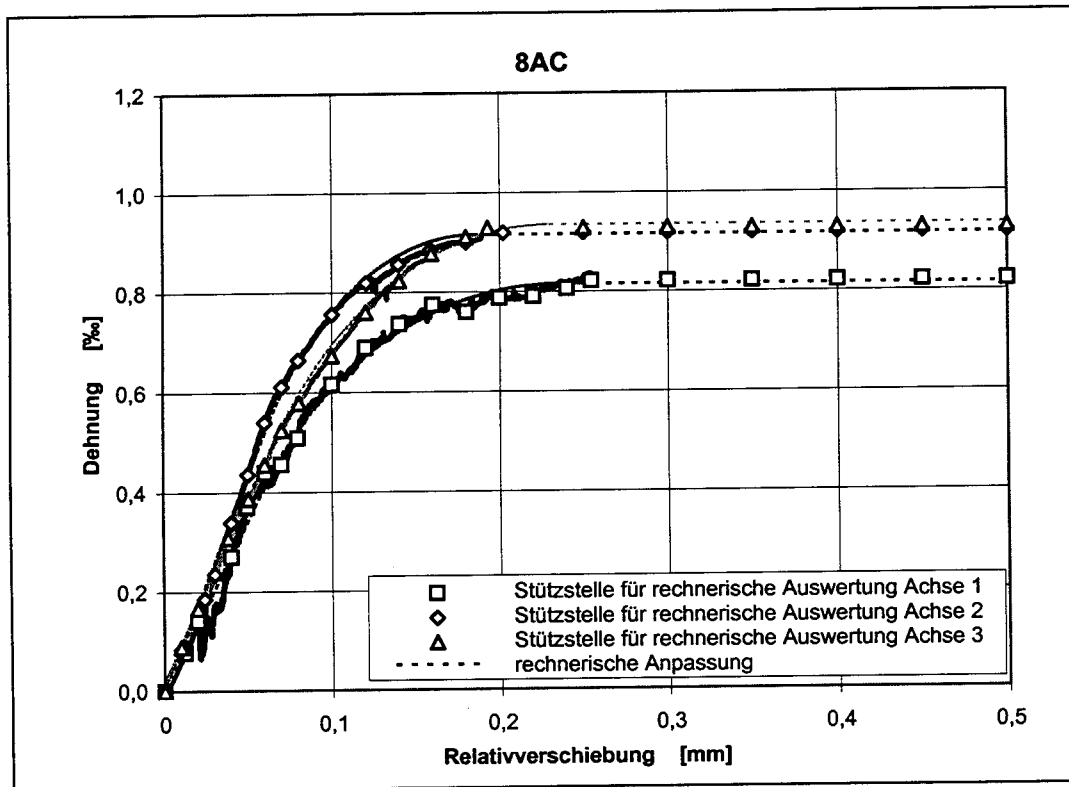
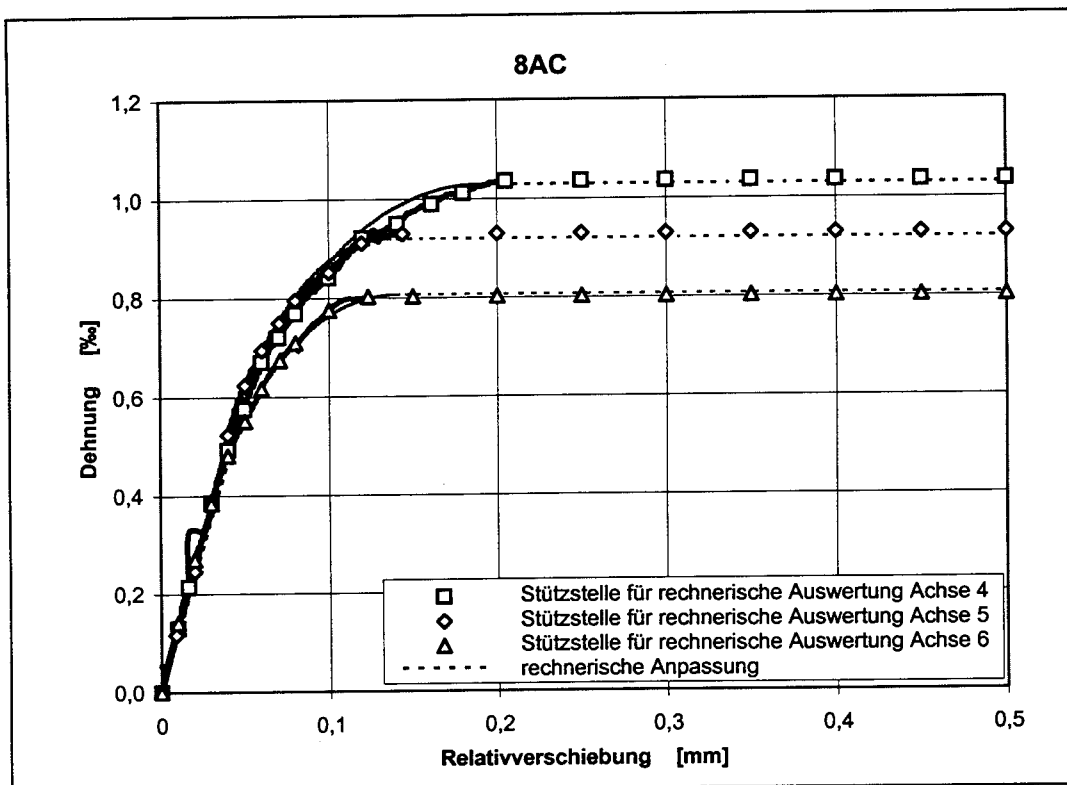


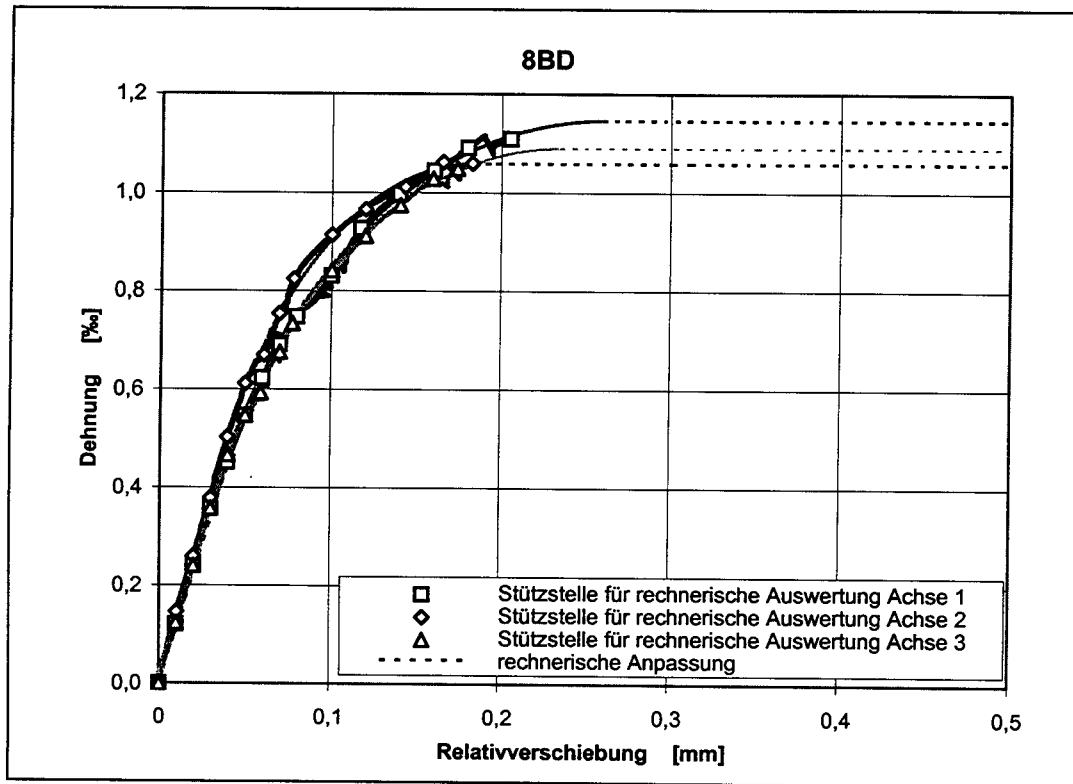
Bild A4.55: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 7BD, Seite D



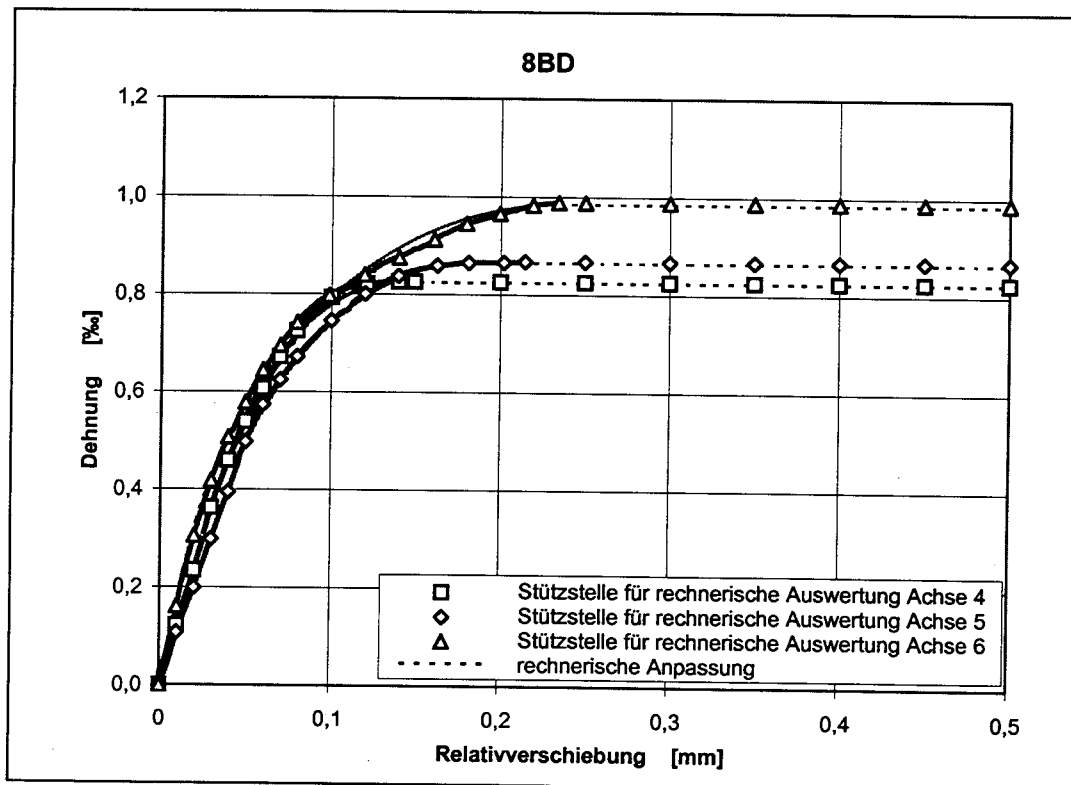
**Bild A4.56:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 8AC, Seite A



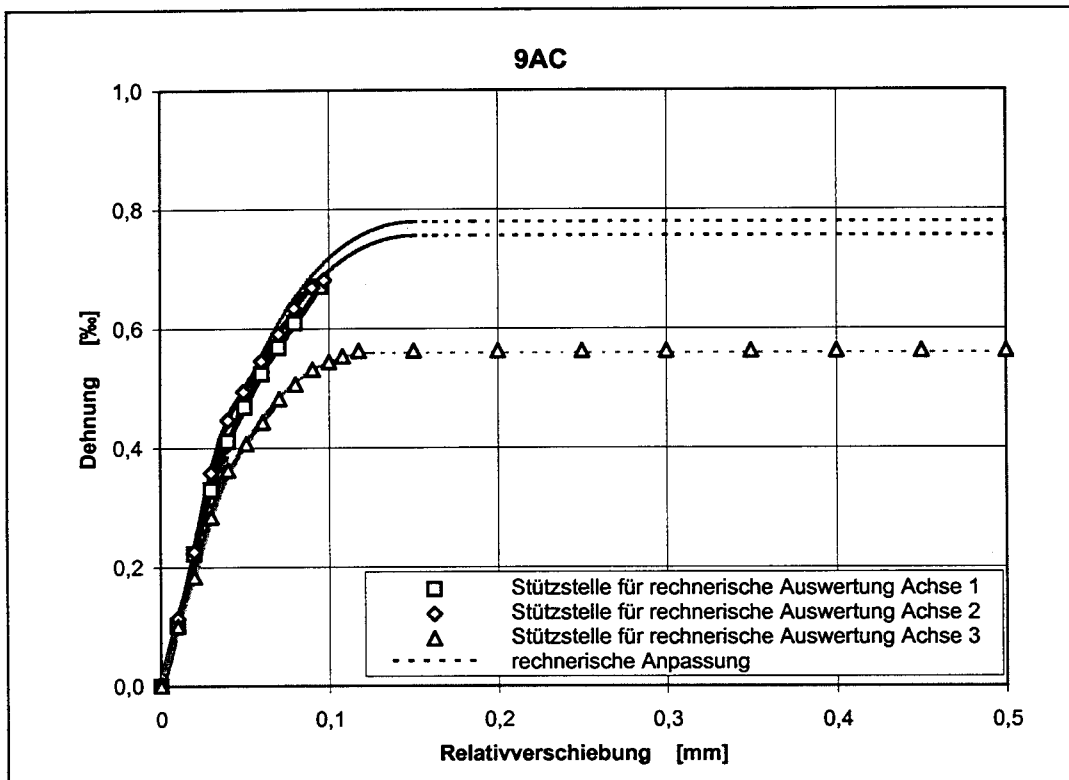
**Bild A4.57:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 8AC, Seite C



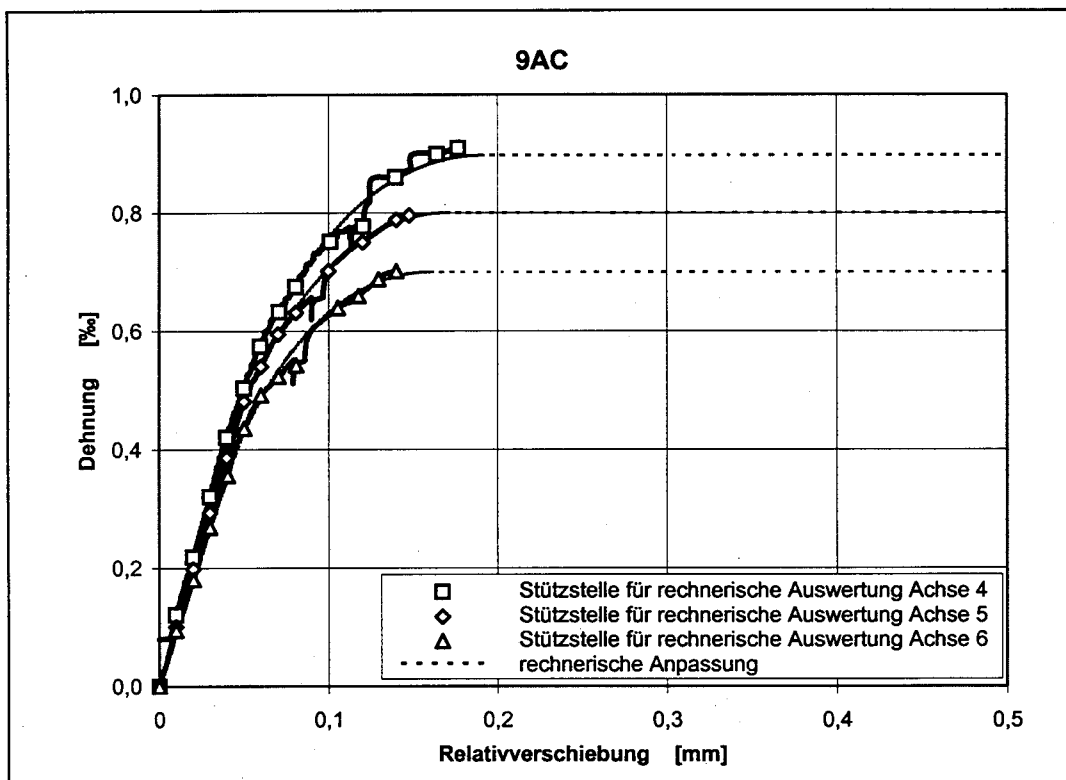
**Bild A4.58:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 8BD, Seite B



**Bild A4.59:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 8BD, Seite D



**Bild A4.60:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 9AC, Seite A



**Bild A4.61:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 9AC, Seite C

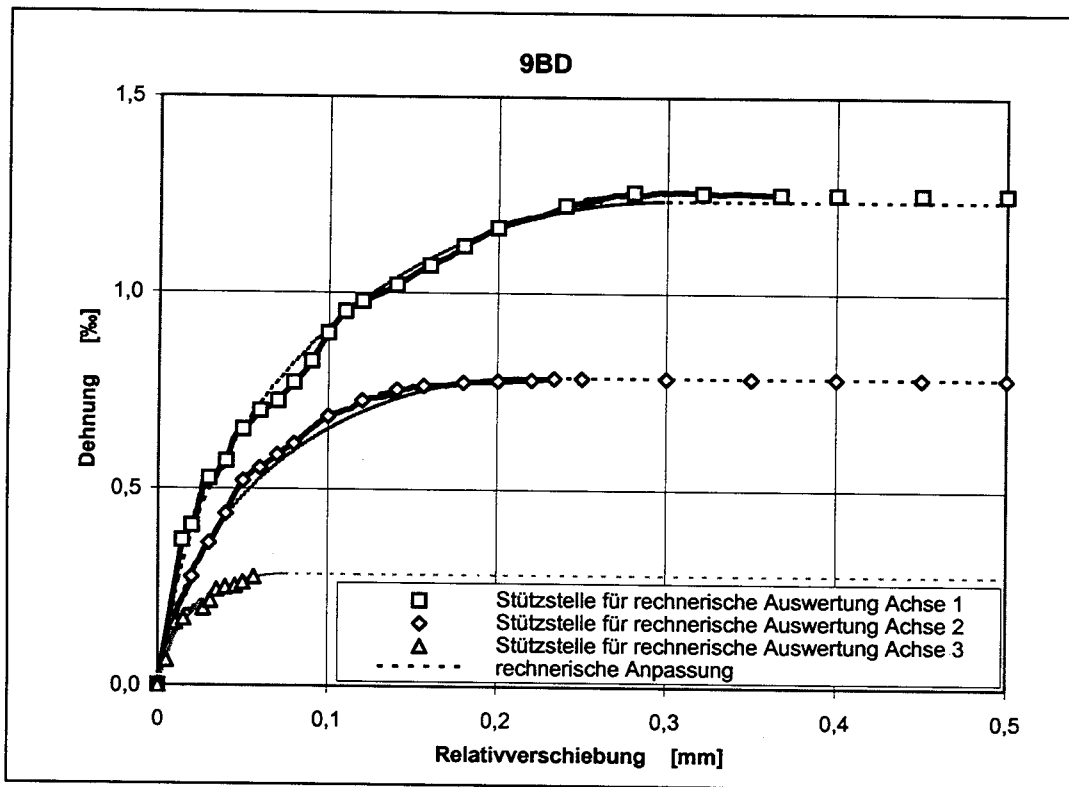


Bild A4.62: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 9BD, Seite B

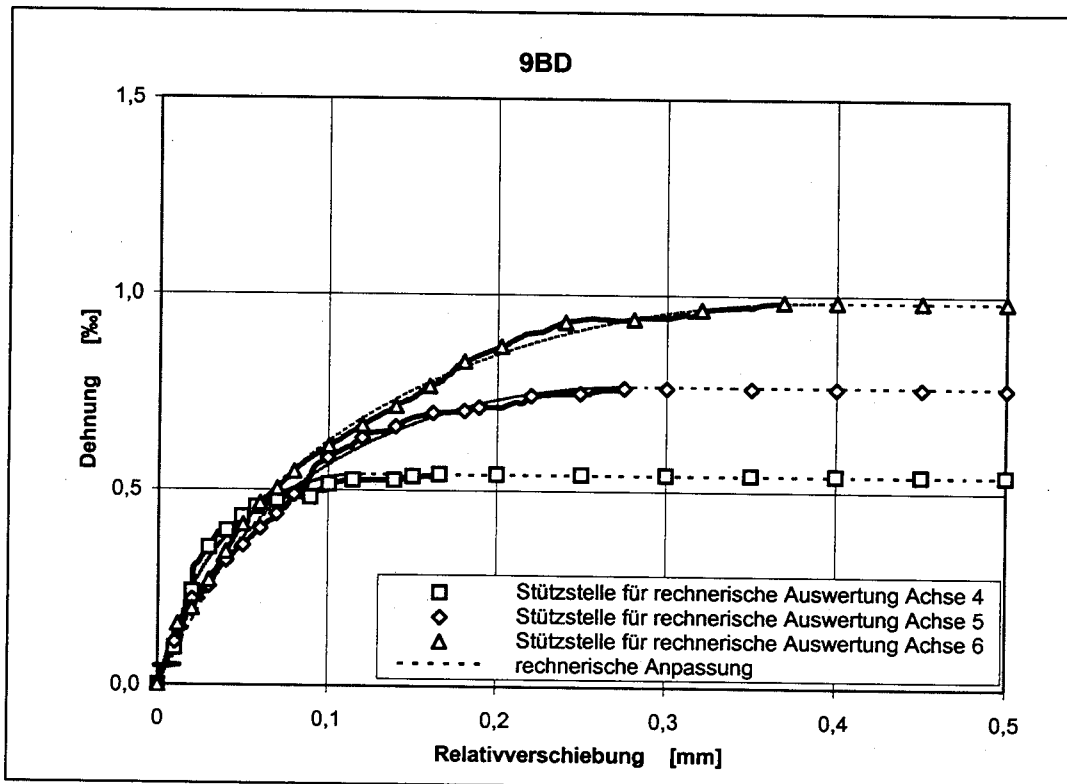


Bild A4.63: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 9BD, Seite D

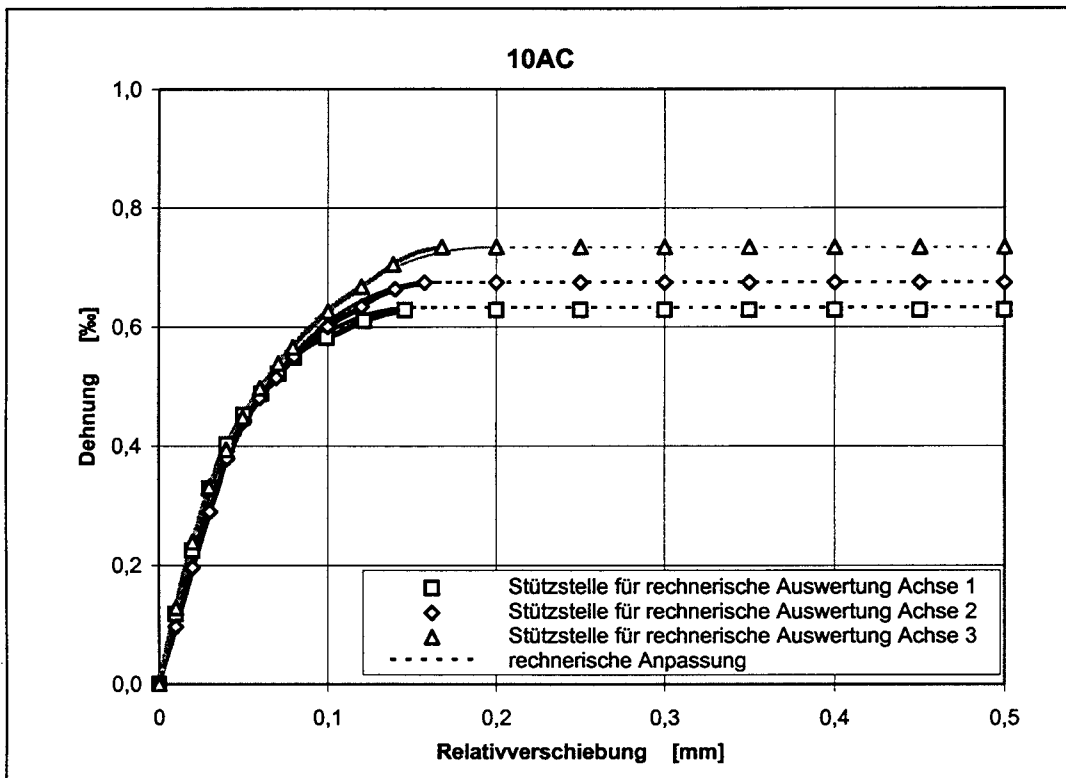


Bild A4.64: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 10AC, Seite A

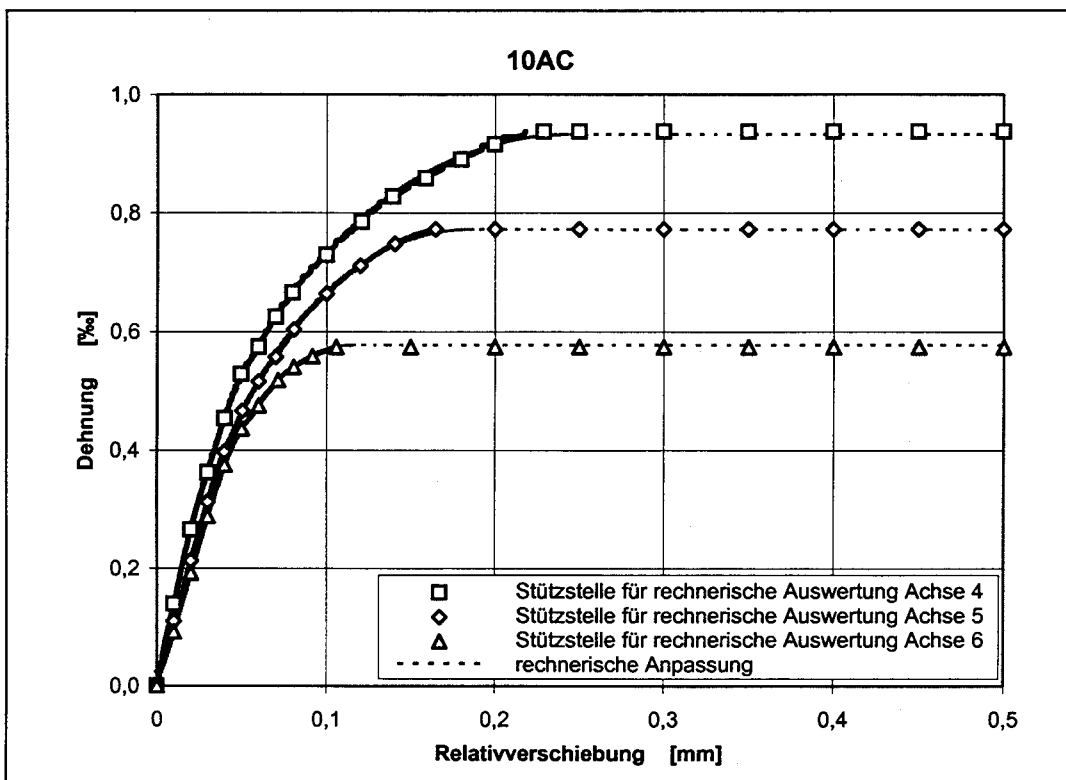
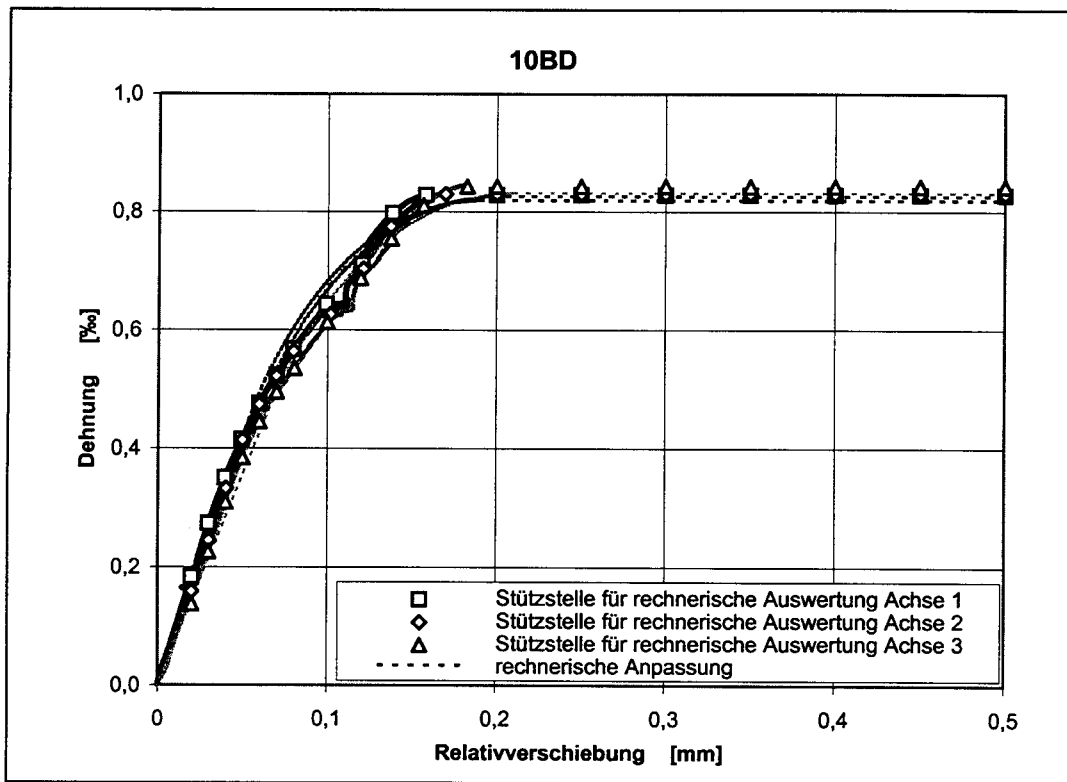
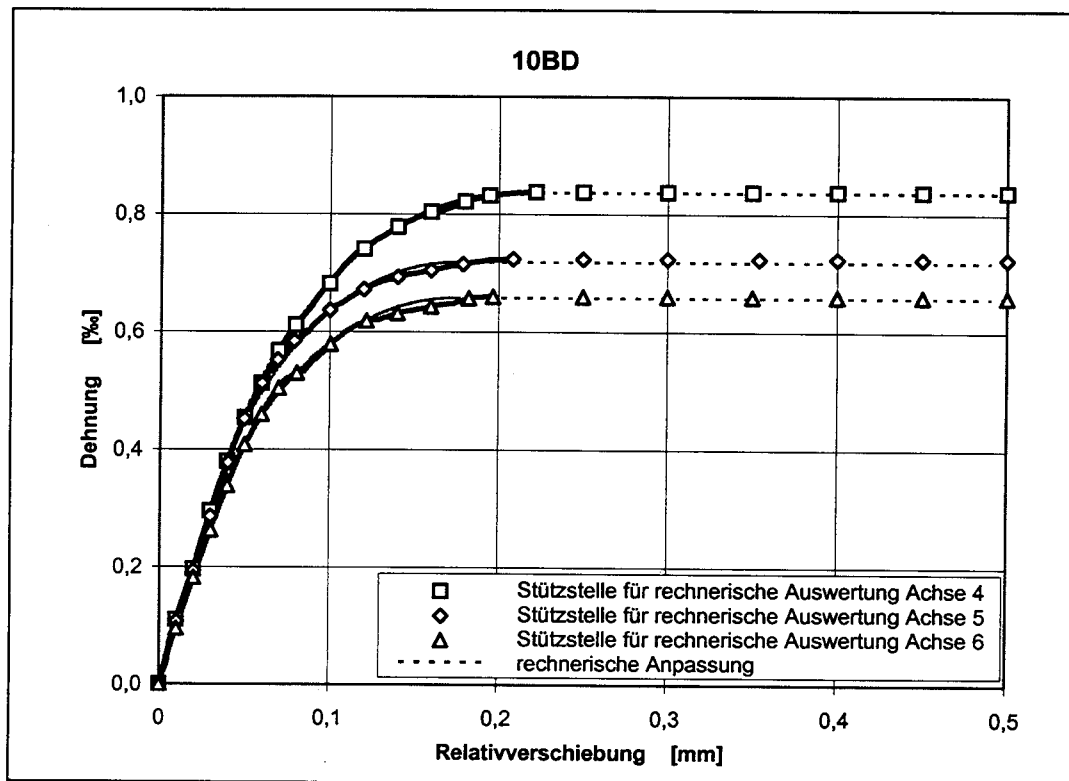


Bild A4.65: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 10AC, Seite C



**Bild A4.66:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 10BD, Seite B



**Bild A4.67:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 10BD, Seite D

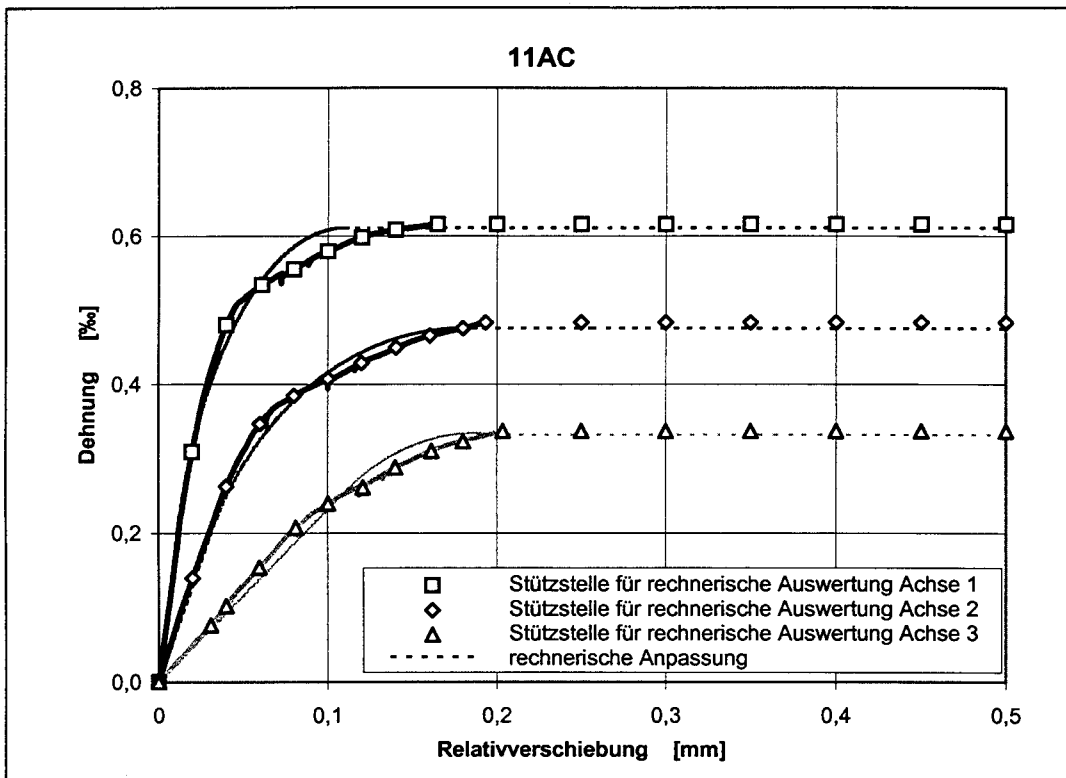


Bild A4.68: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 11AC, Seite A

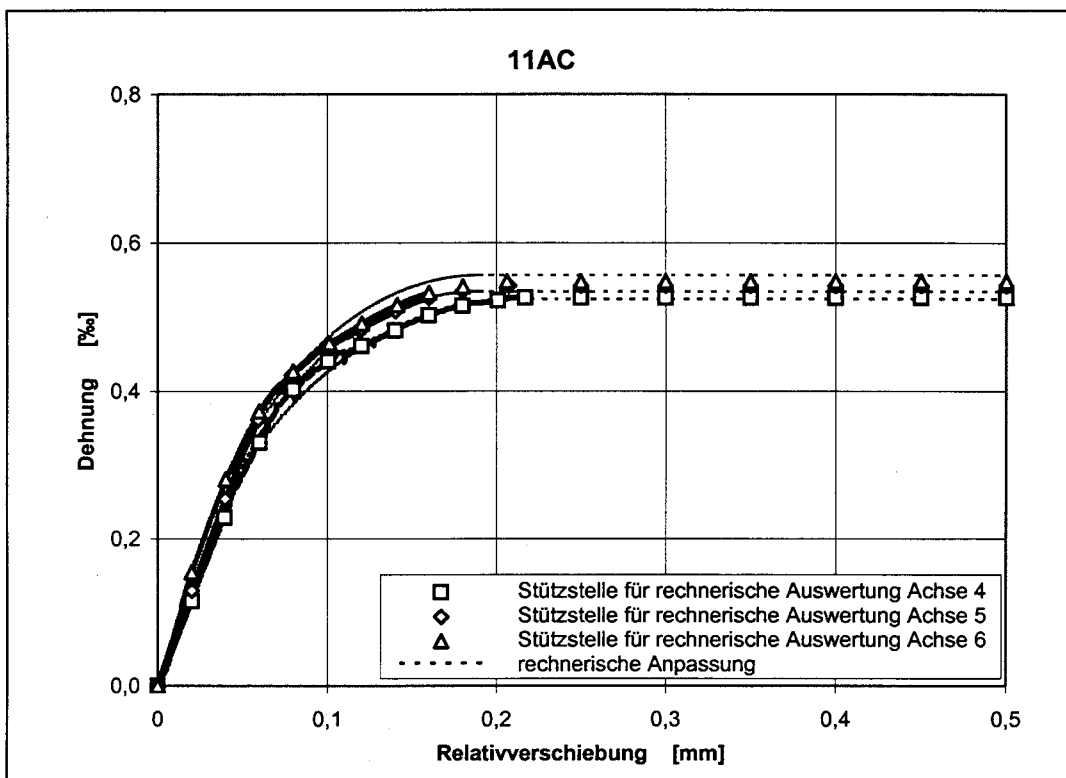


Bild A4.69: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 11AC, Seite C



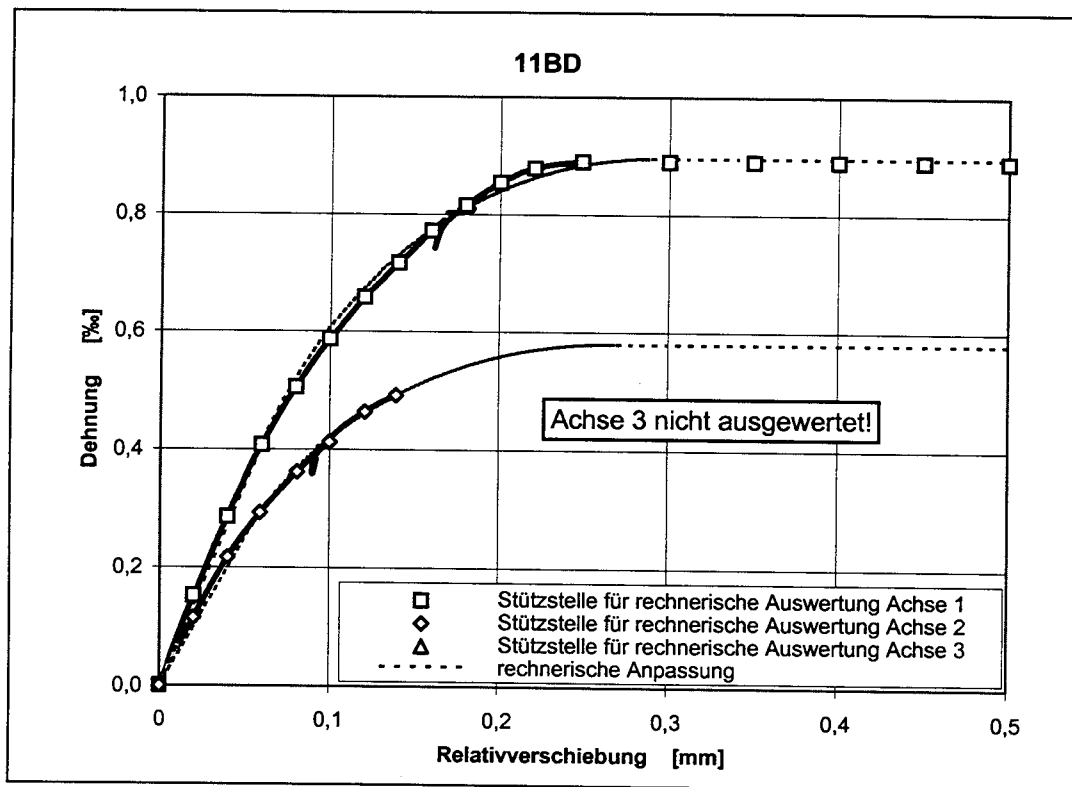


Bild A4.70: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 11BD, Seite B

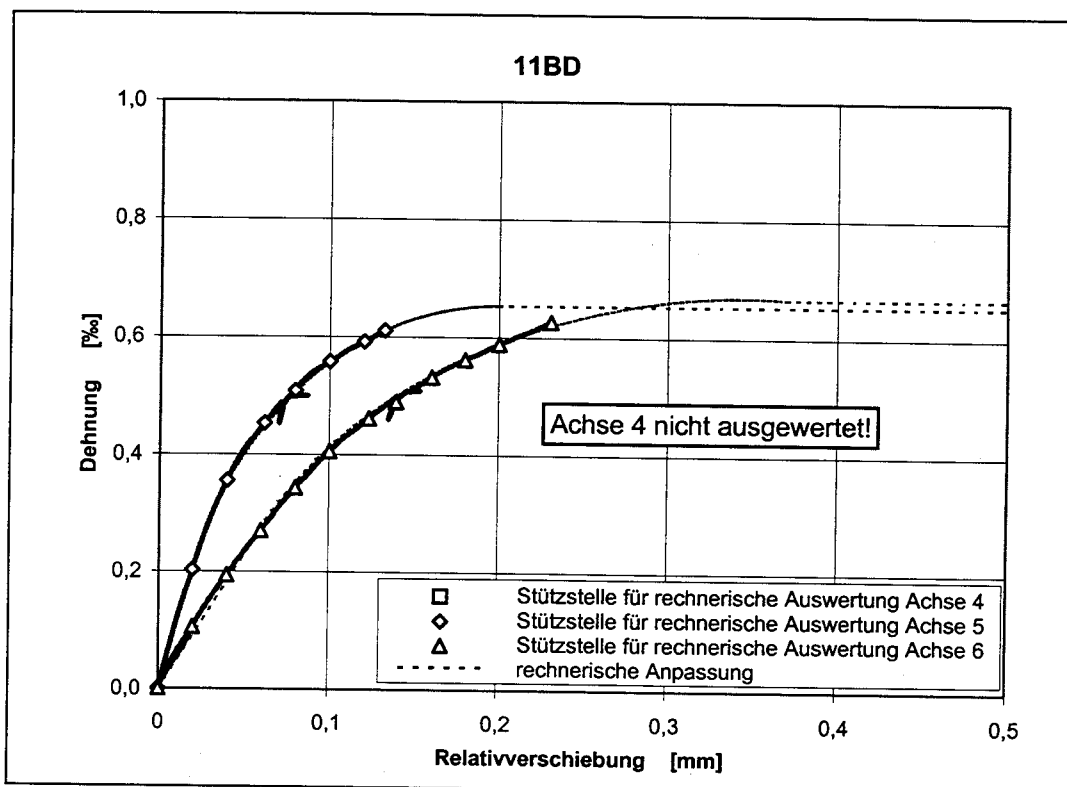


Bild A4.71: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 11BD, Seite D

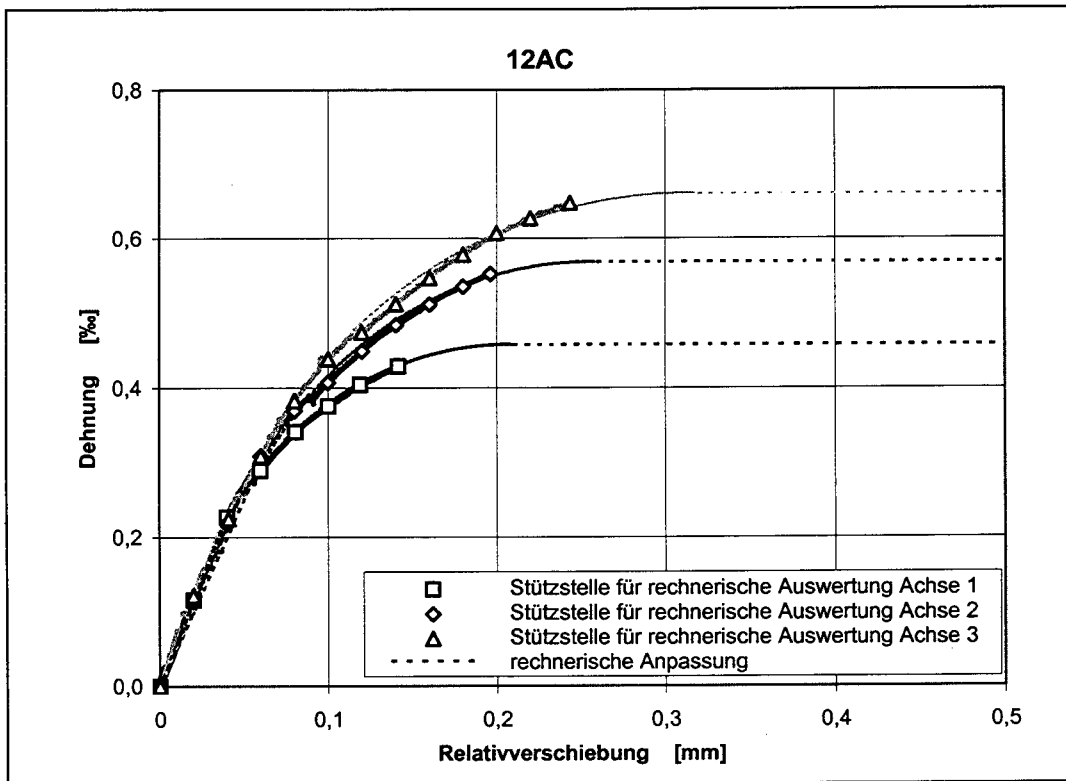


Bild A4.72: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 12AC, Seite A

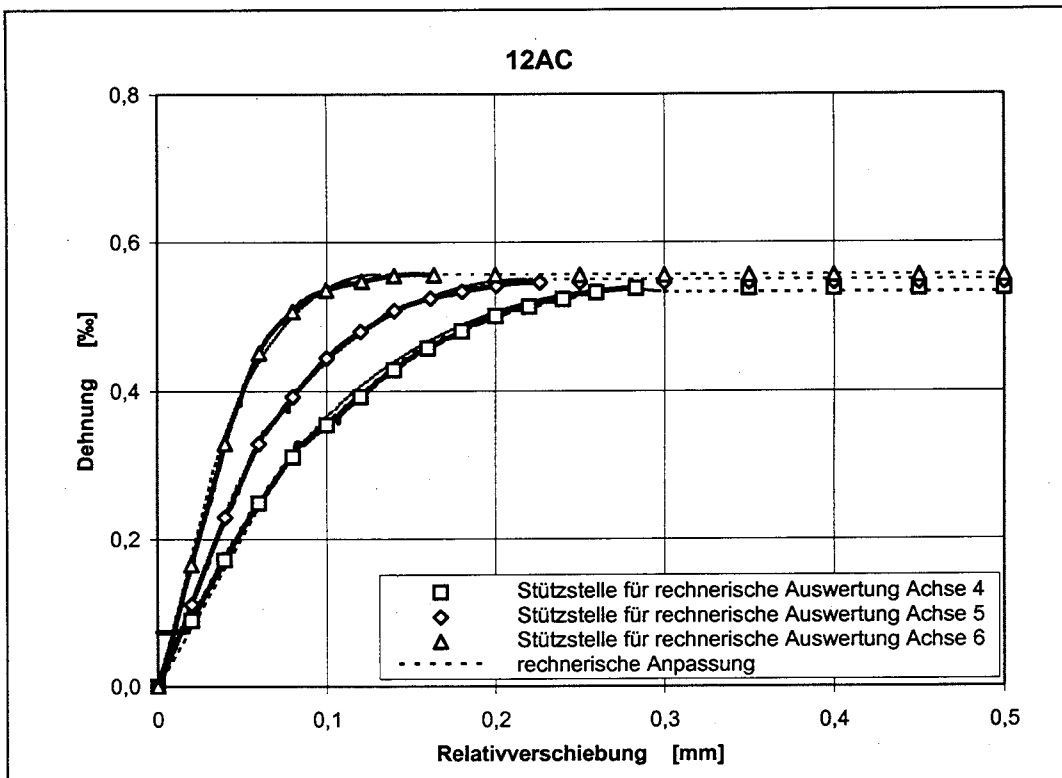


Bild A4.73: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 12AC, Seite C

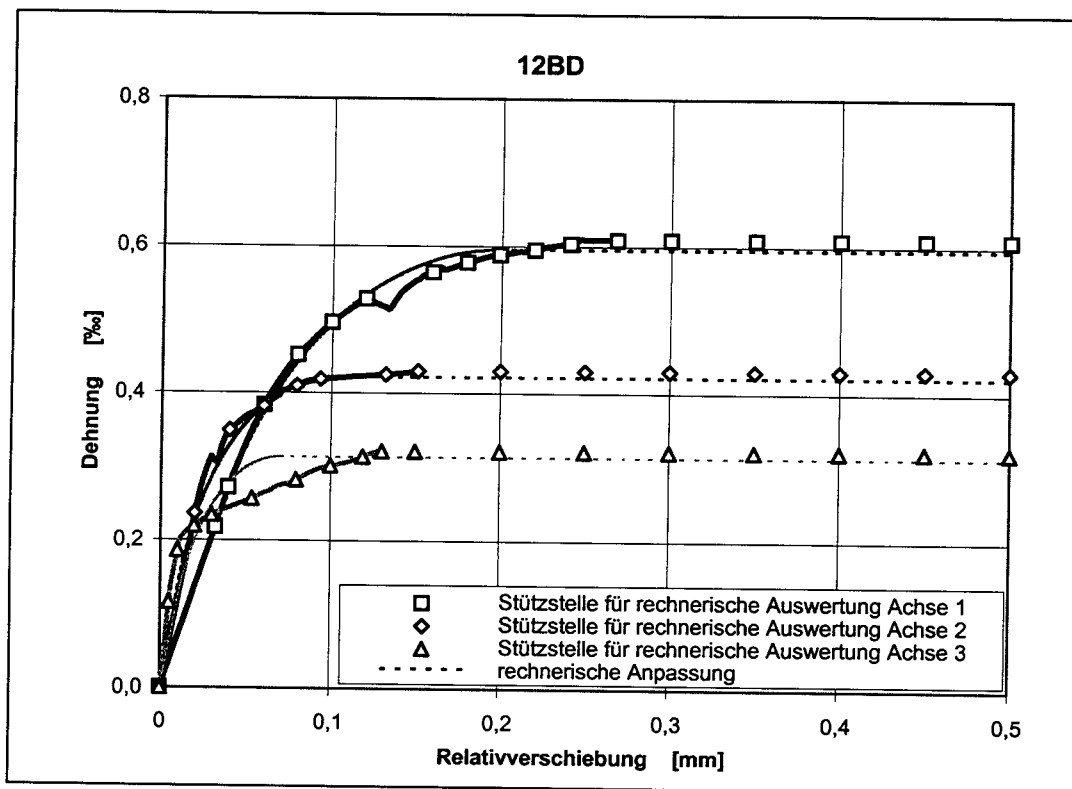


Bild A4.74: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 12BD, Seite B

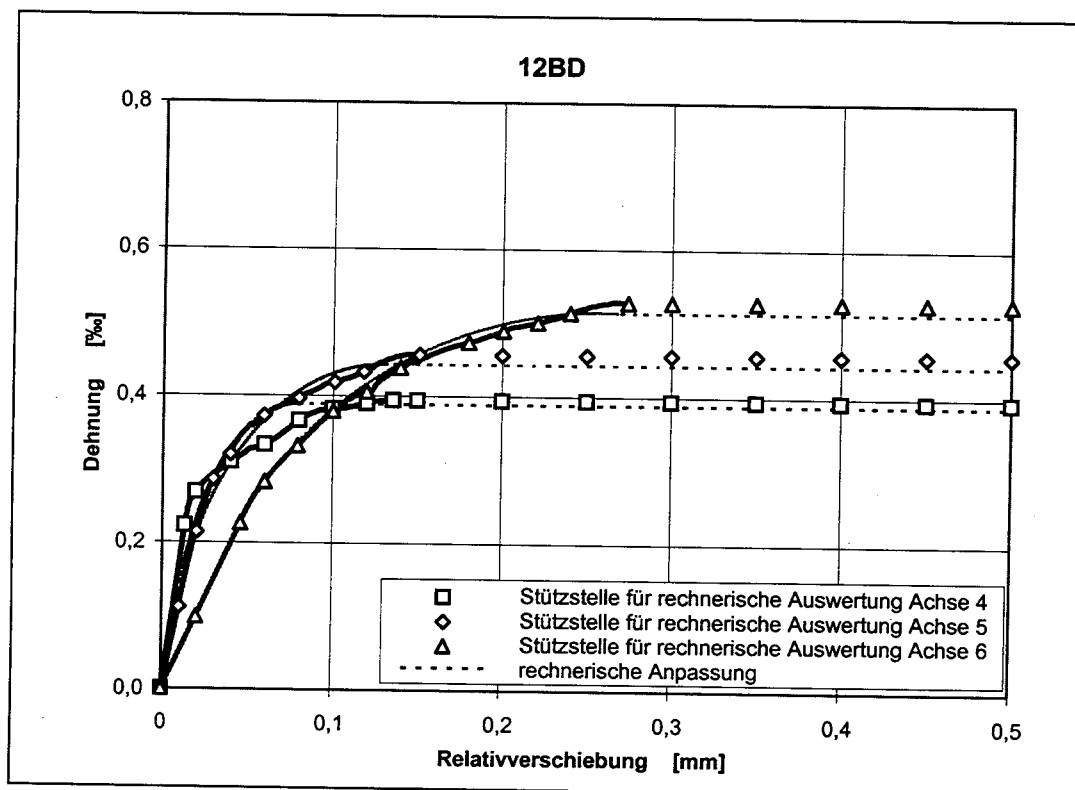
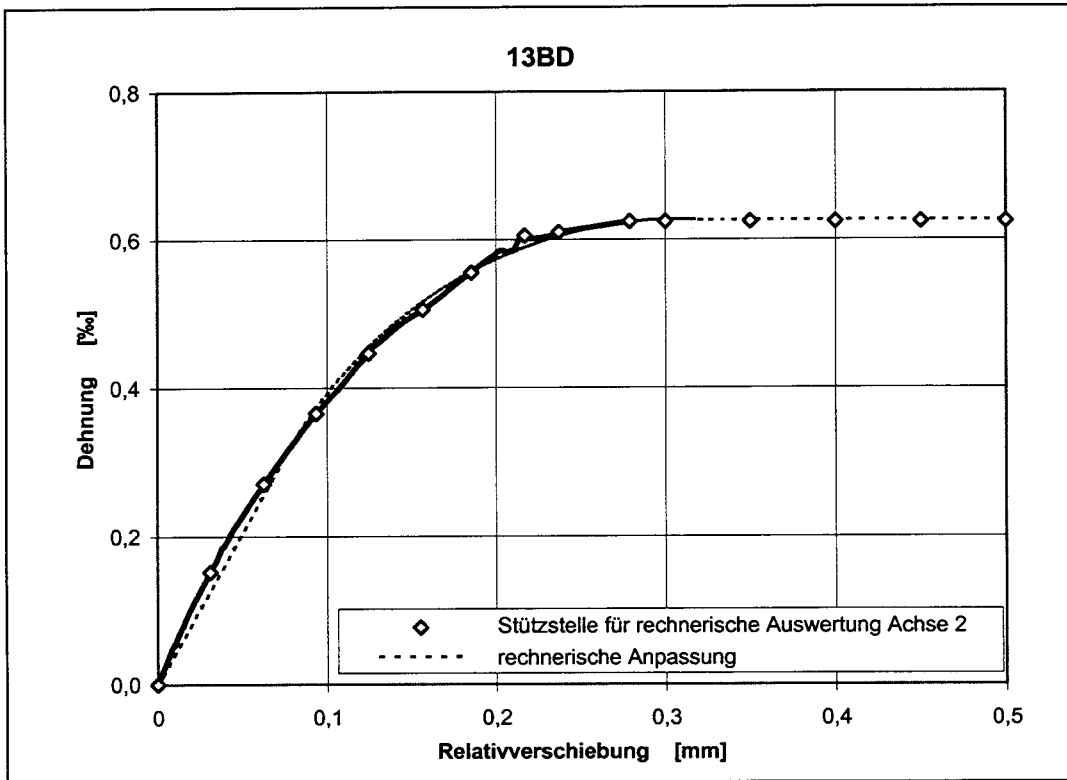
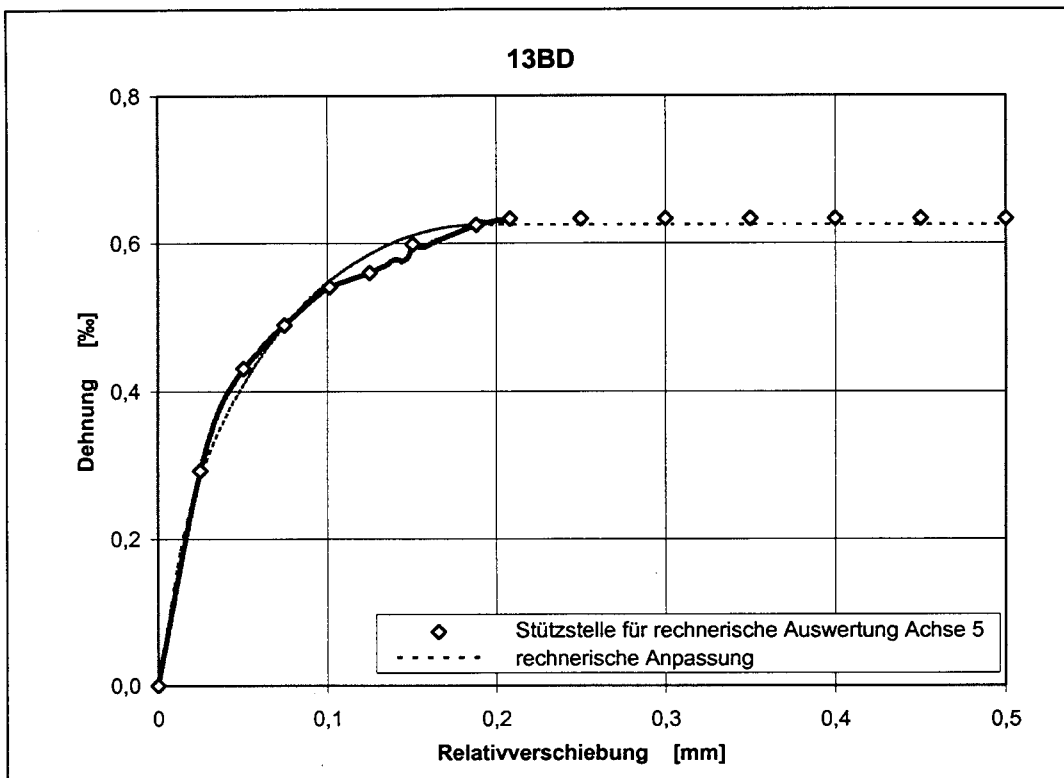


Bild A4.75: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 12BD, Seite D



**Bild A4.76:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 13BD, Seite B



**Bild A4.77:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 13BD, Seite D

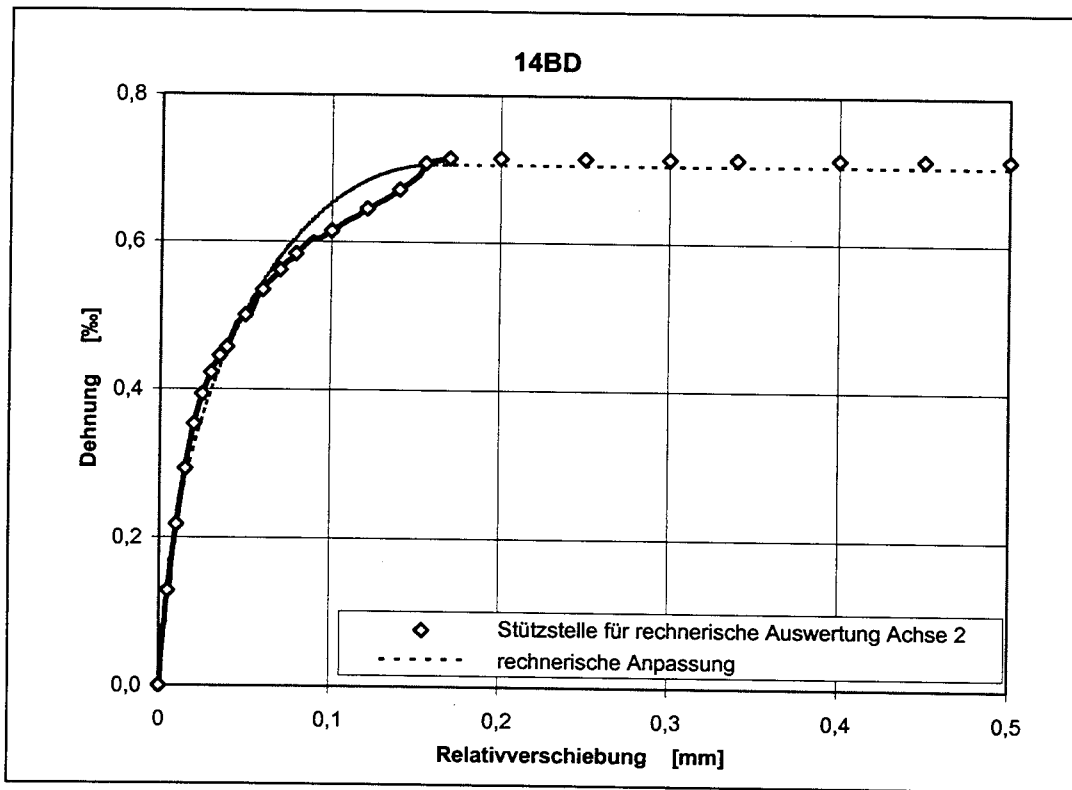


Bild A4.78: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 14BD, Seite B

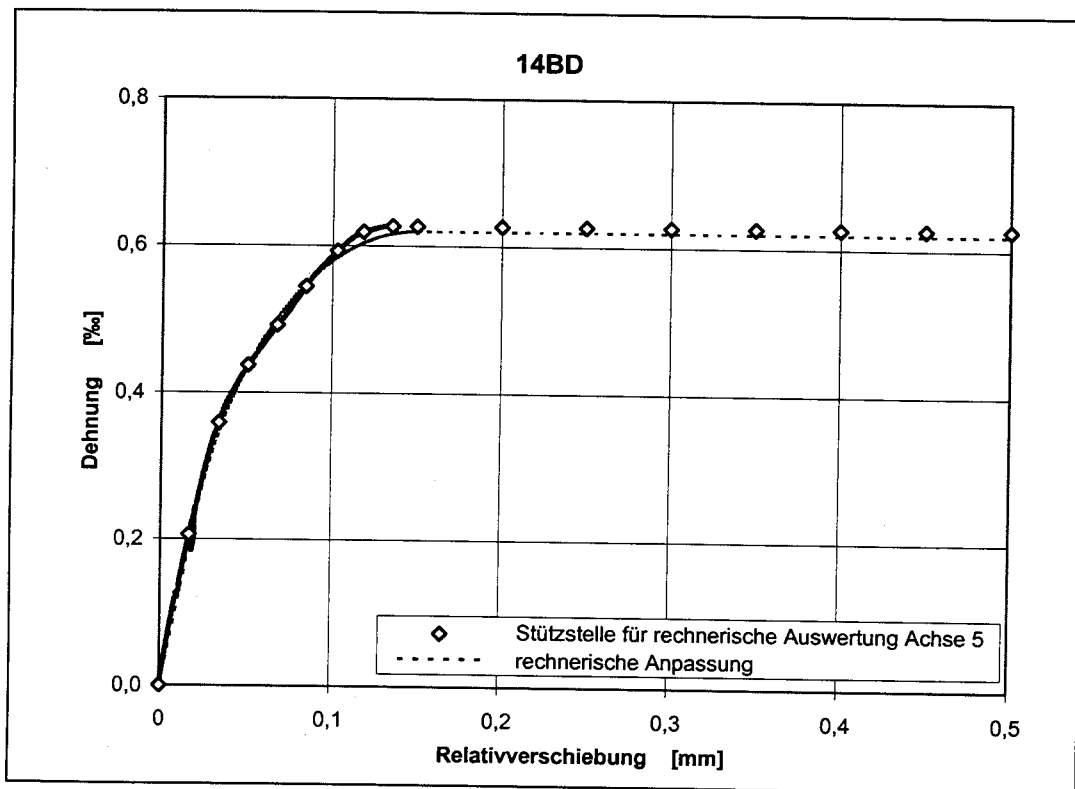
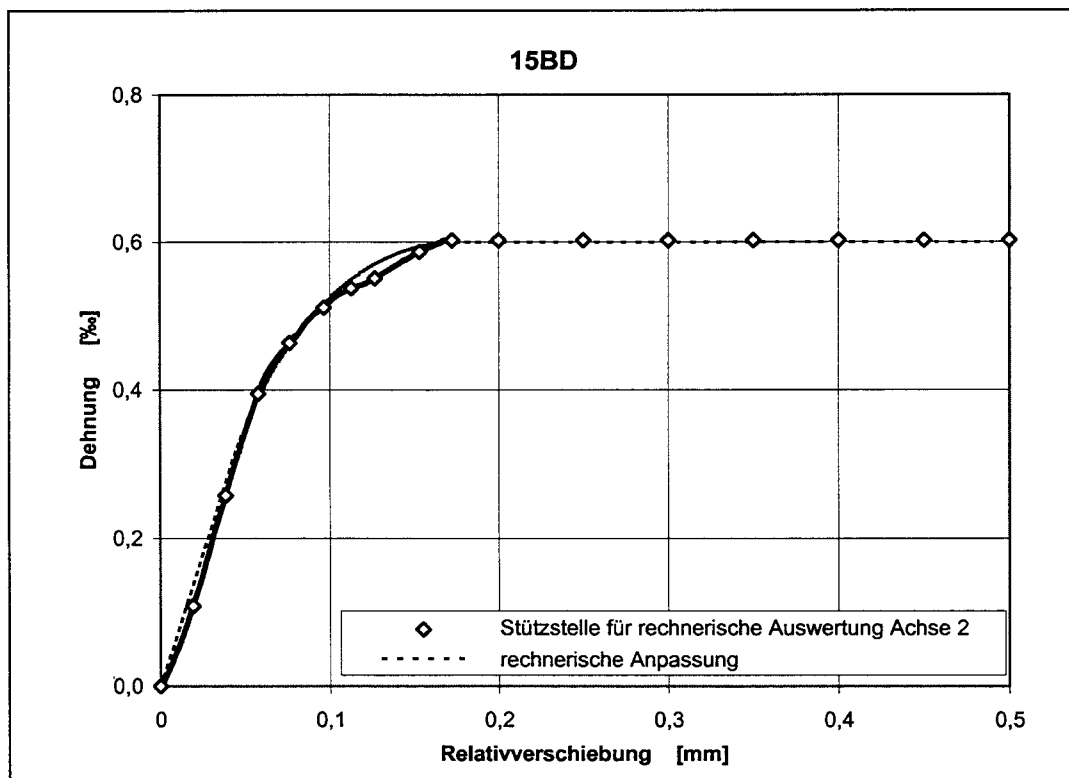
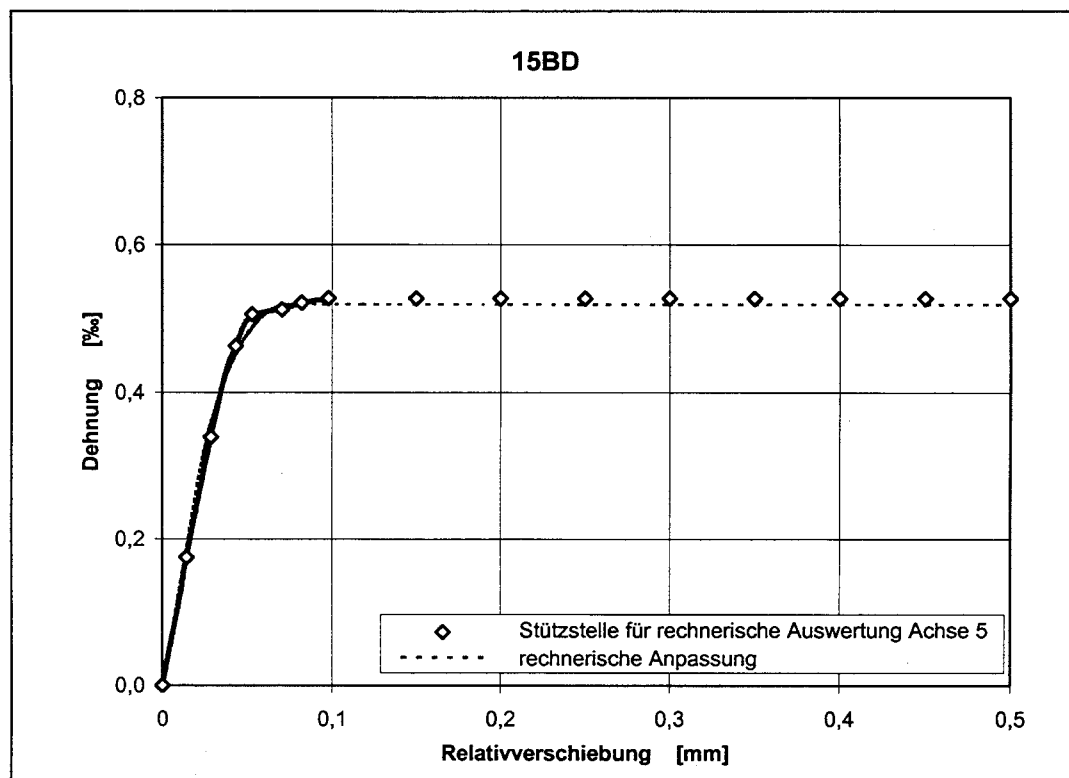


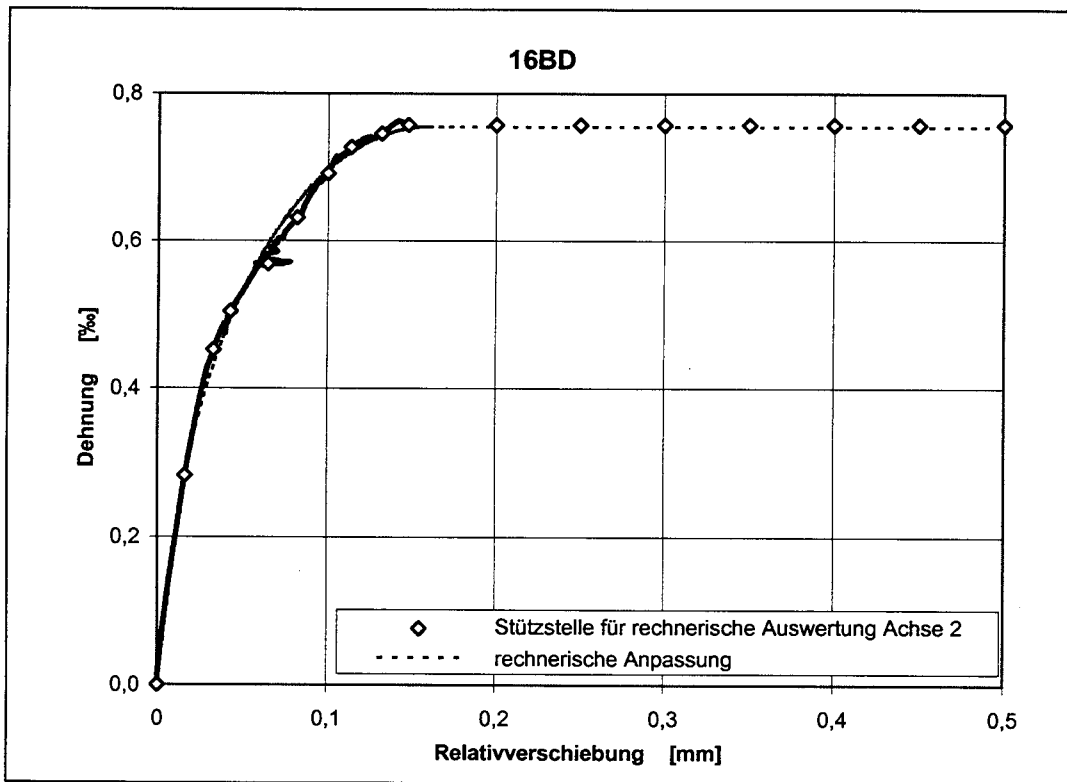
Bild A4.79: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 14BD, Seite D



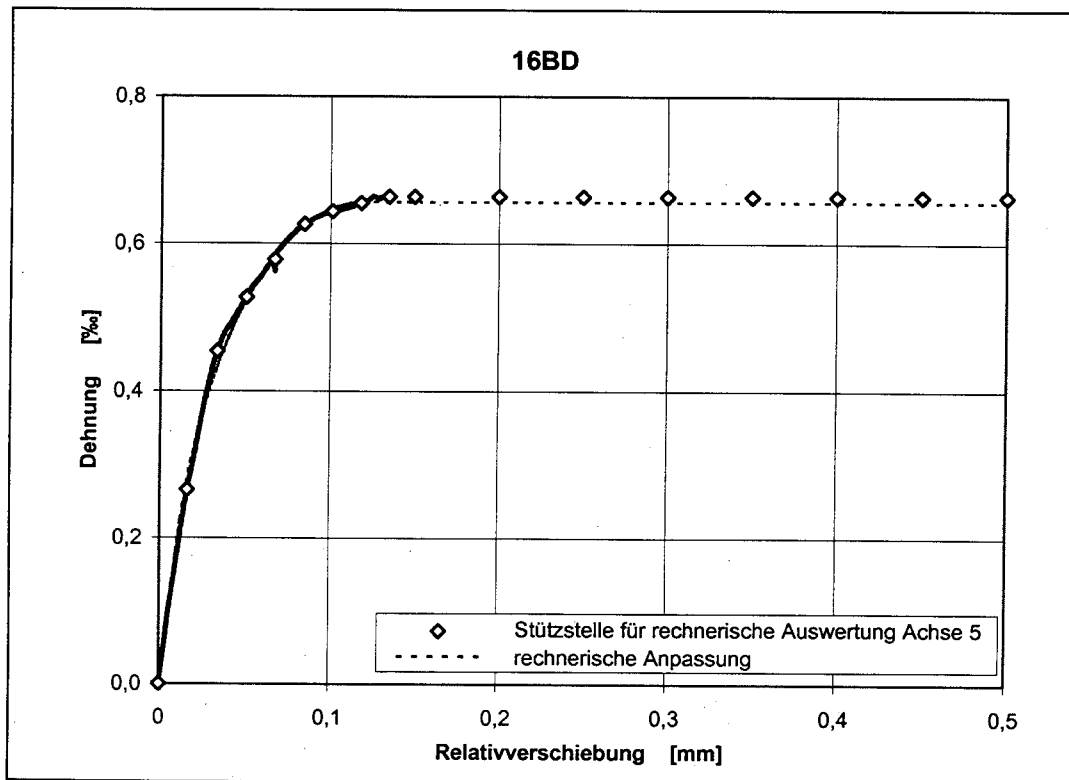
**Bild A4.80:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 15BD, Seite B



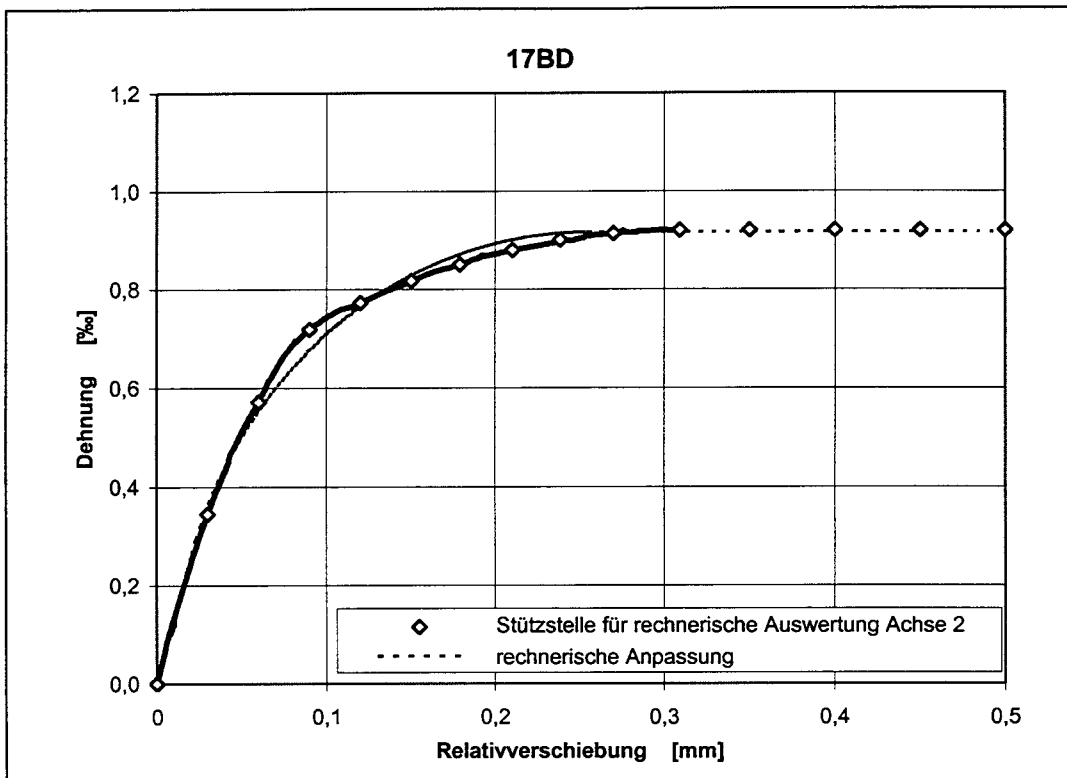
**Bild A4.81:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 15BD, Seite D



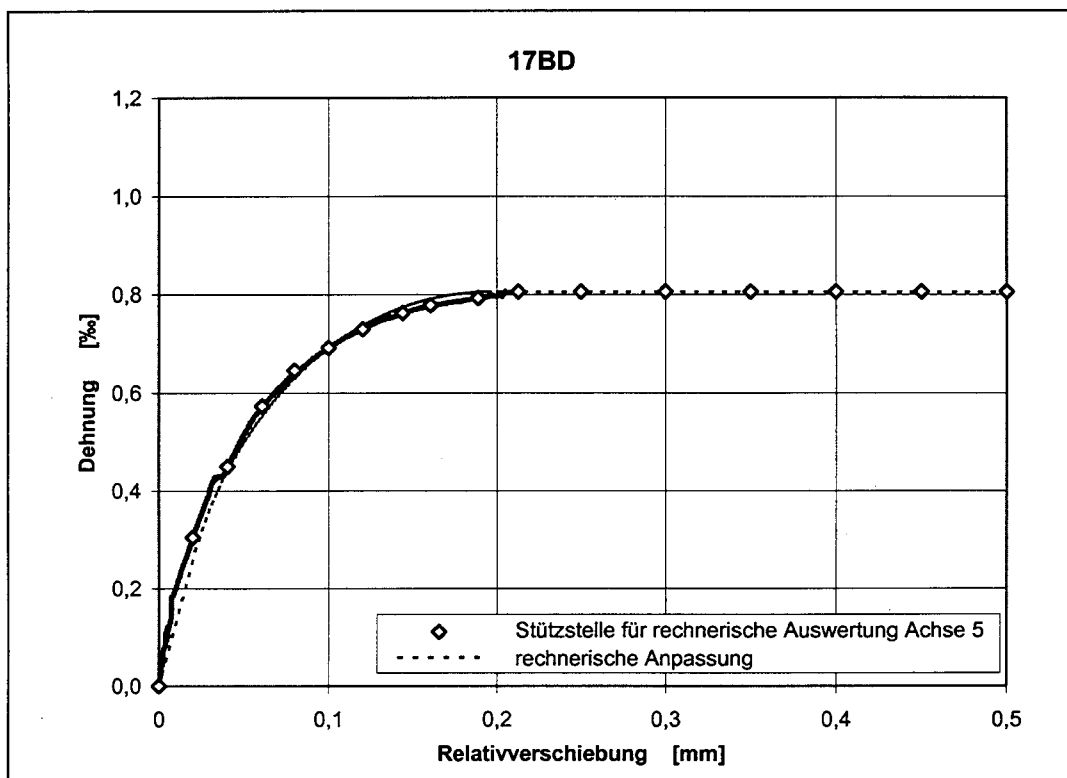
**Bild A4.82:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 16BD, Seite B



**Bild A4.83:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 16BD, Seite D

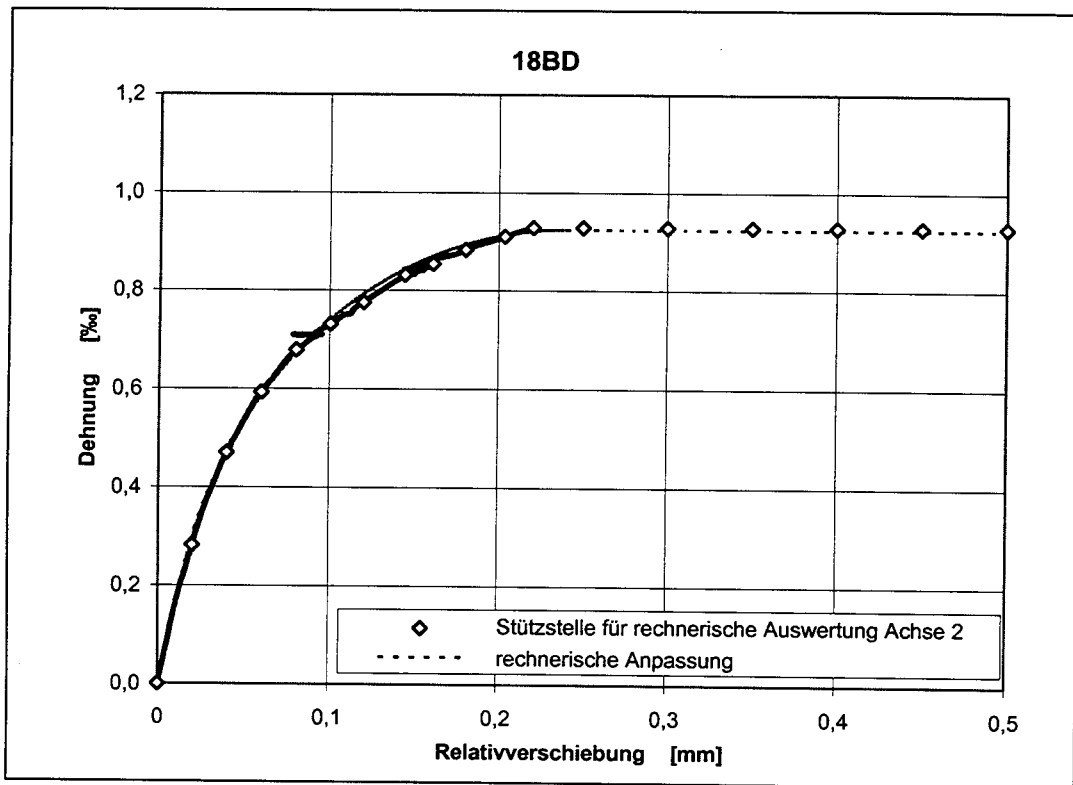


**Bild A4.84:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 17BD, Seite B

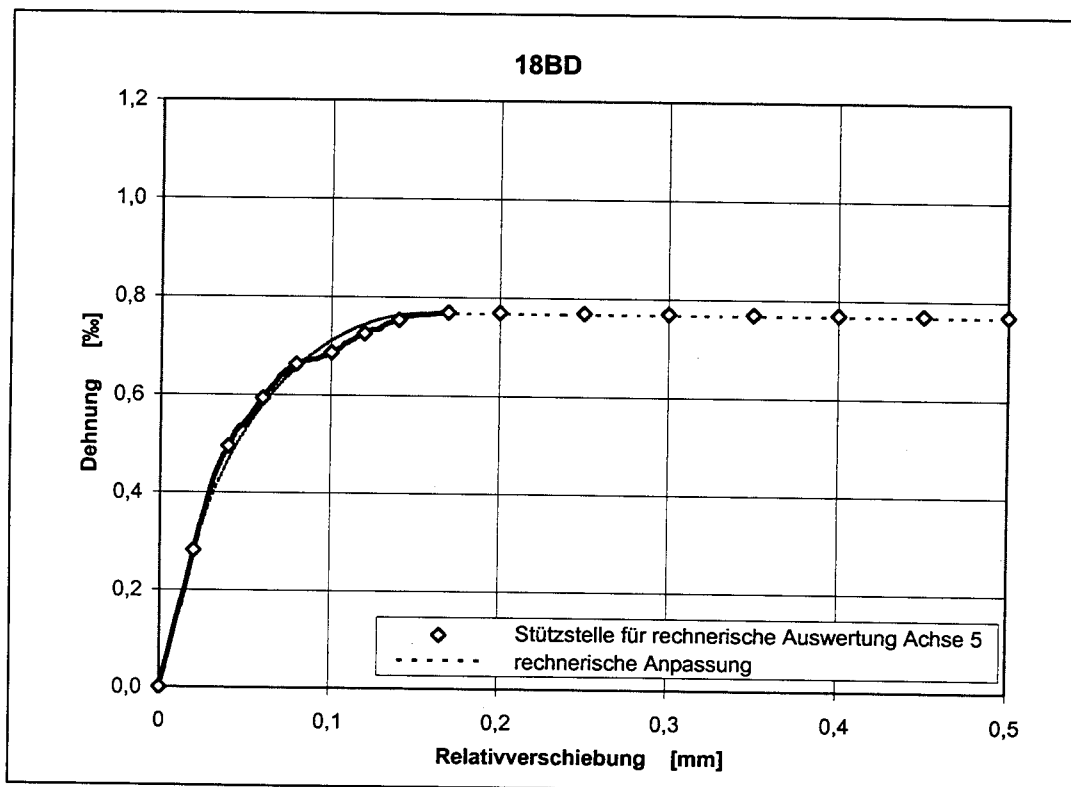


**Bild A4.85:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 17BD, Seite D

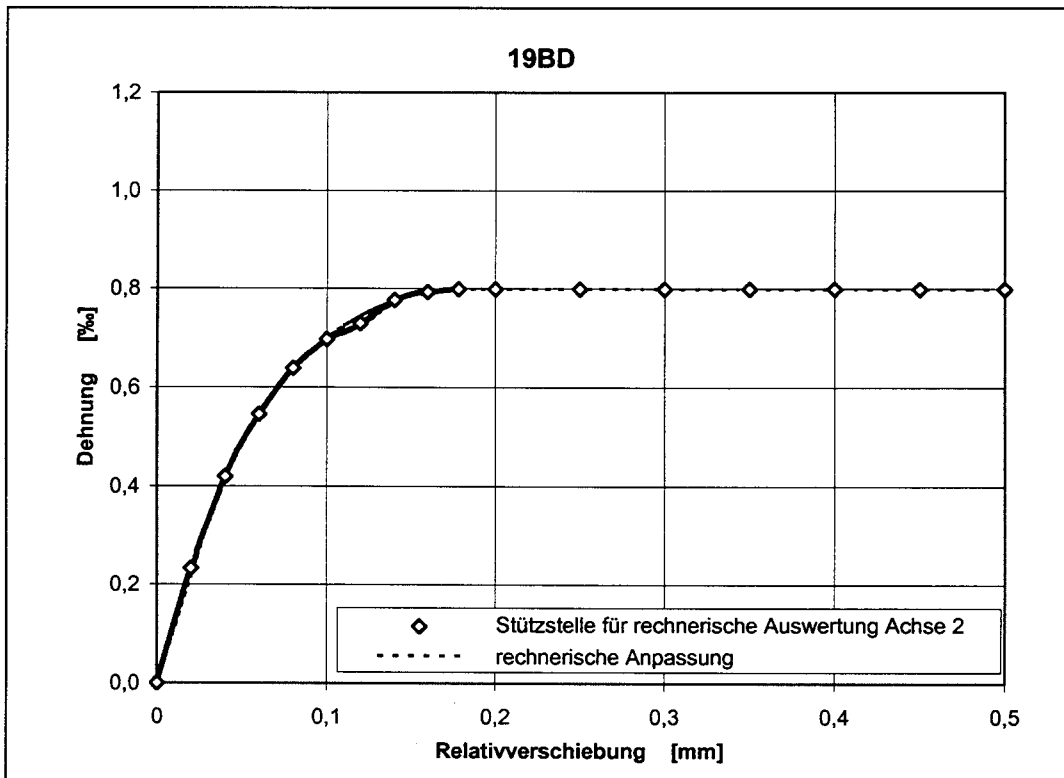




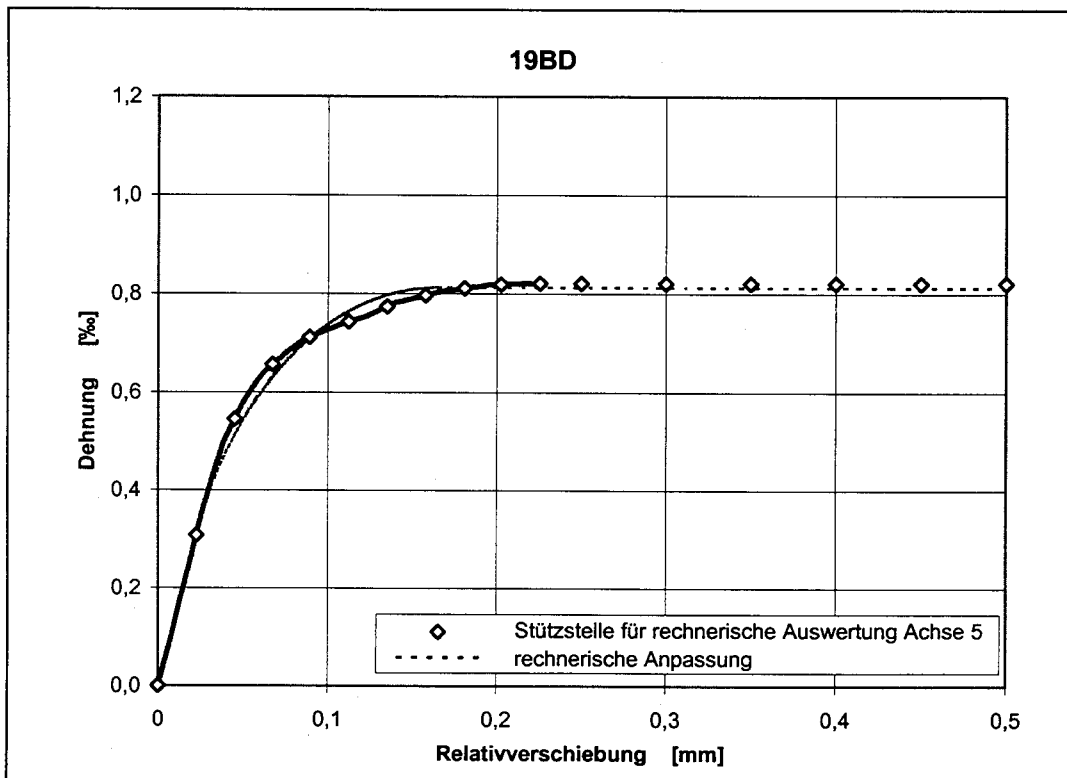
**Bild A4.86:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 18BD, Seite B



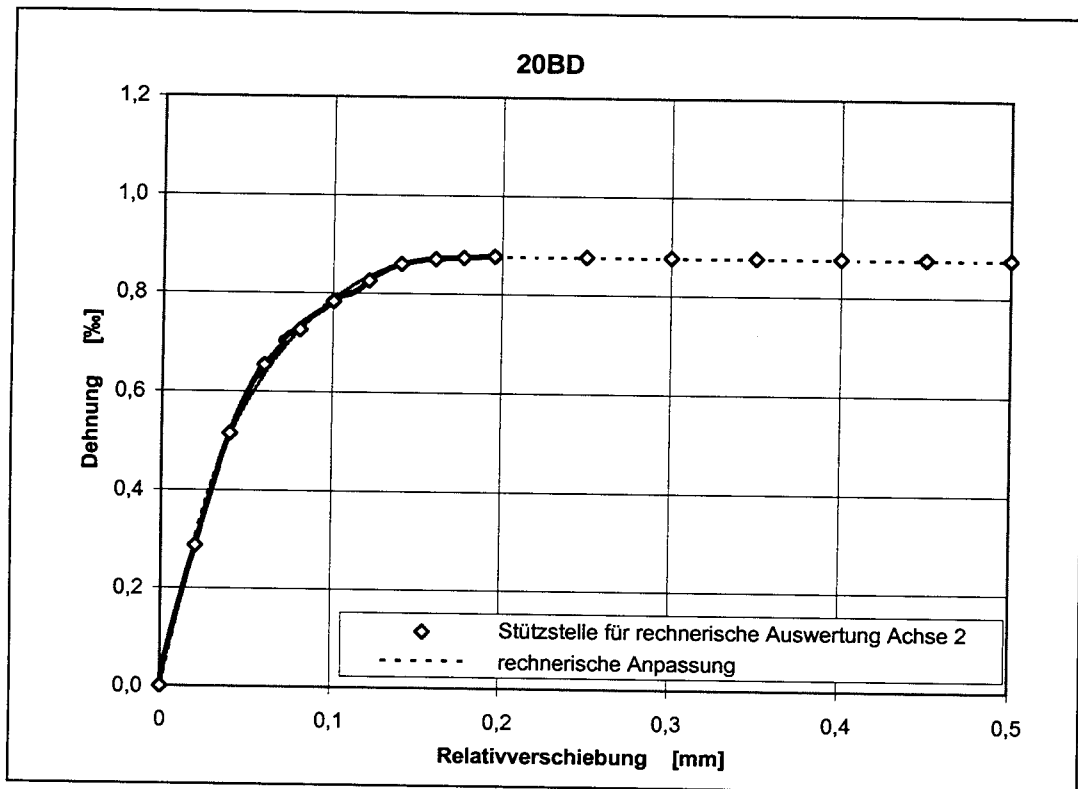
**Bild A4.87:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 18BD, Seite D



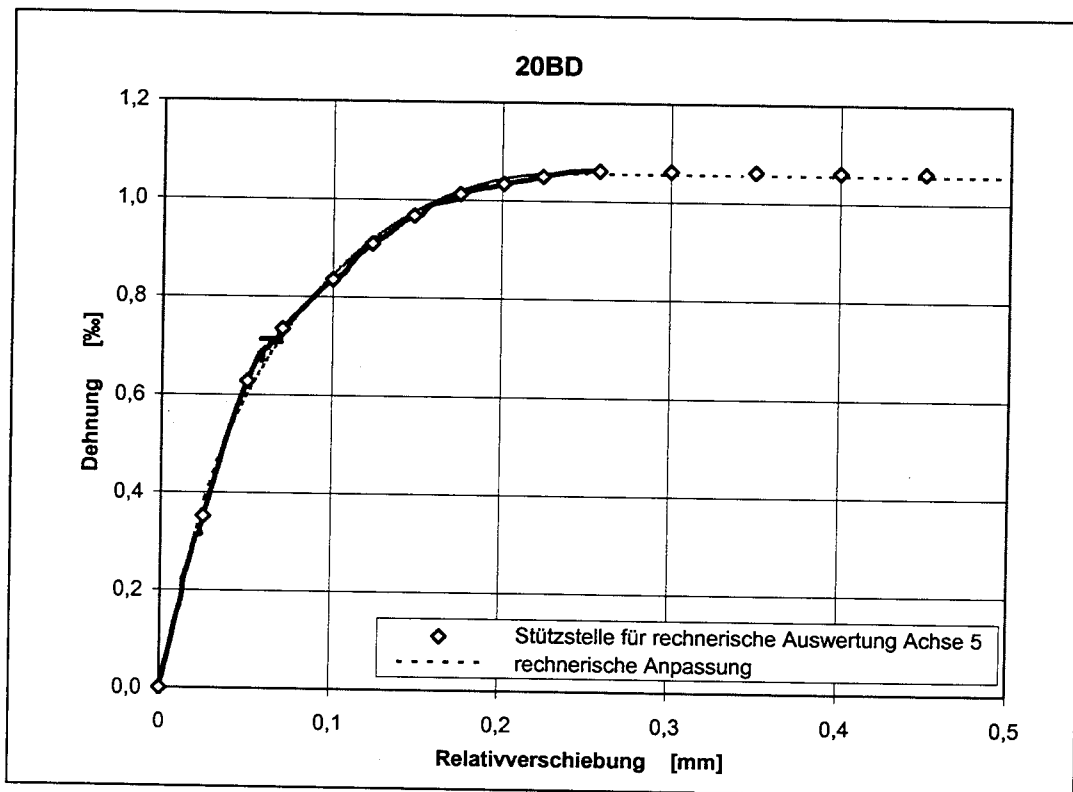
**Bild A4.88:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 19BD, Seite B



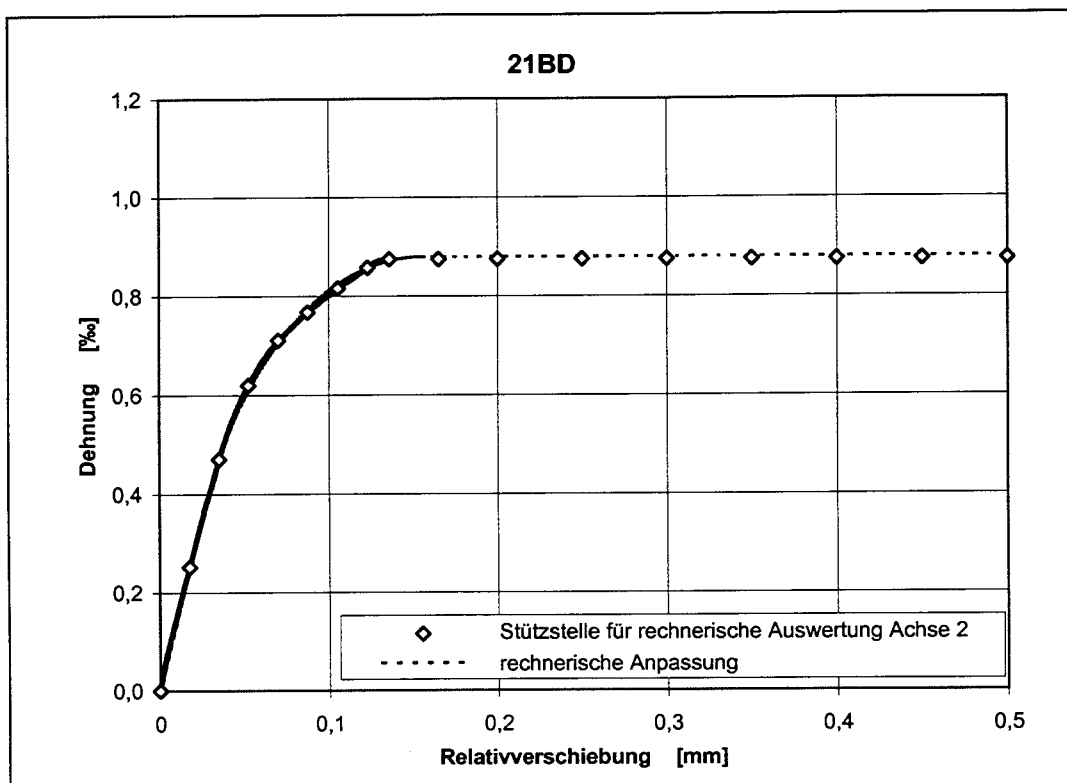
**Bild A4.89:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 19BD, Seite D



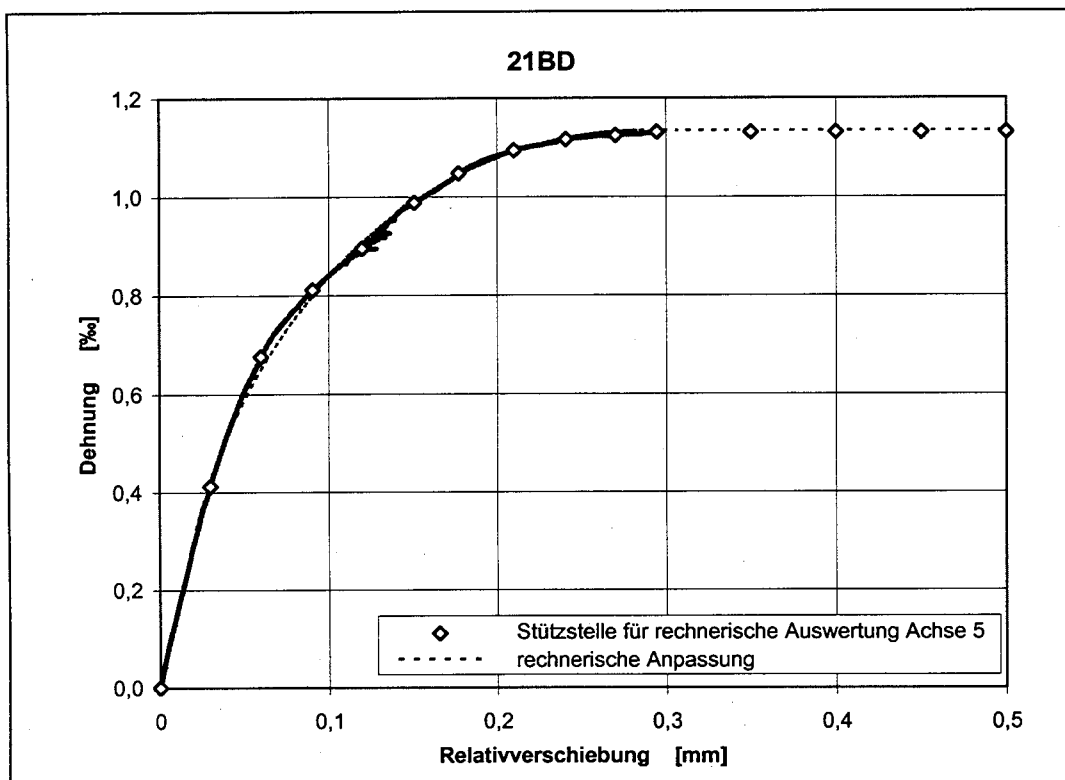
**Bild A4.90:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 20BD, Seite B



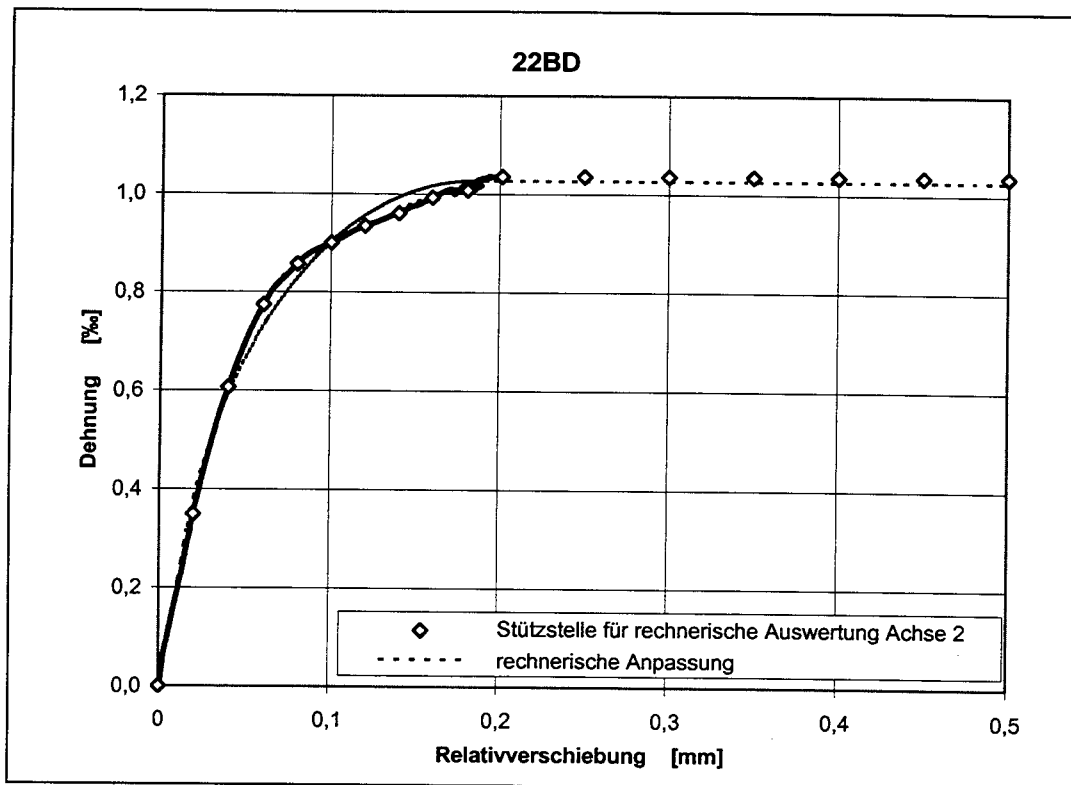
**Bild A4.91:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 20BD, Seite D



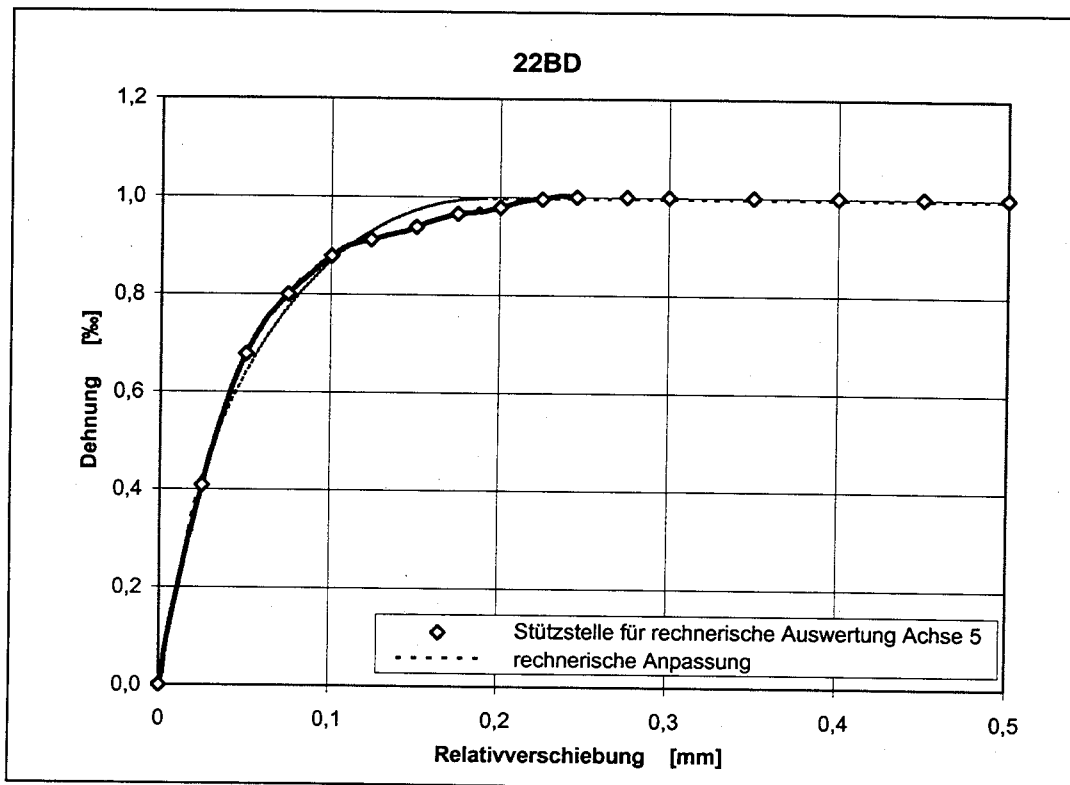
**Bild A4.92:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 21BD, Seite B



**Bild A4.93:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 21BD, Seite D



**Bild A4.94:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 22BD, Seite B



**Bild A4.95:** Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 22BD, Seite D

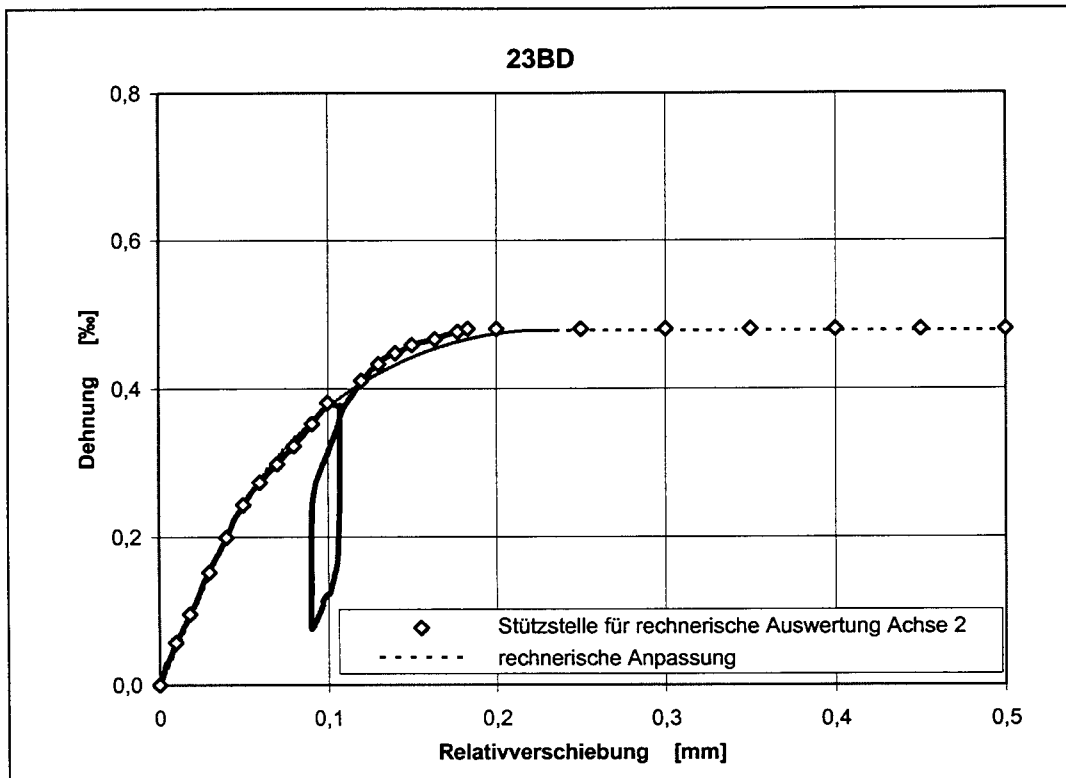


Bild A4.96: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 23BD, Seite B

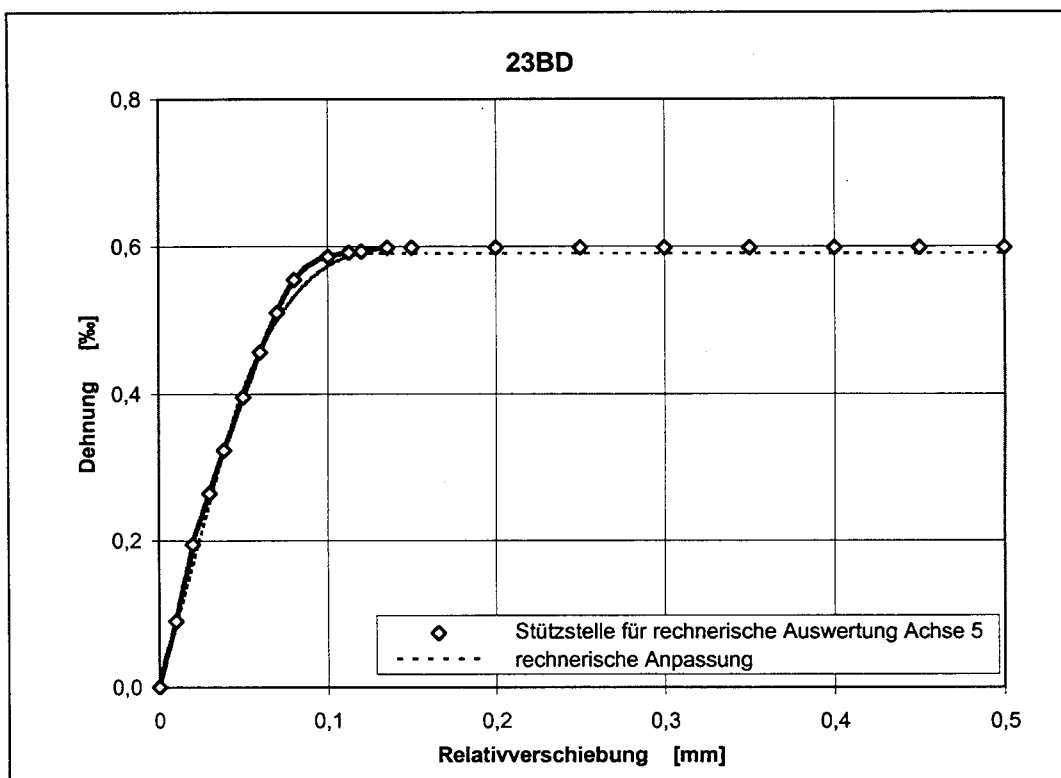


Bild A4.97: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 23BD, Seite D

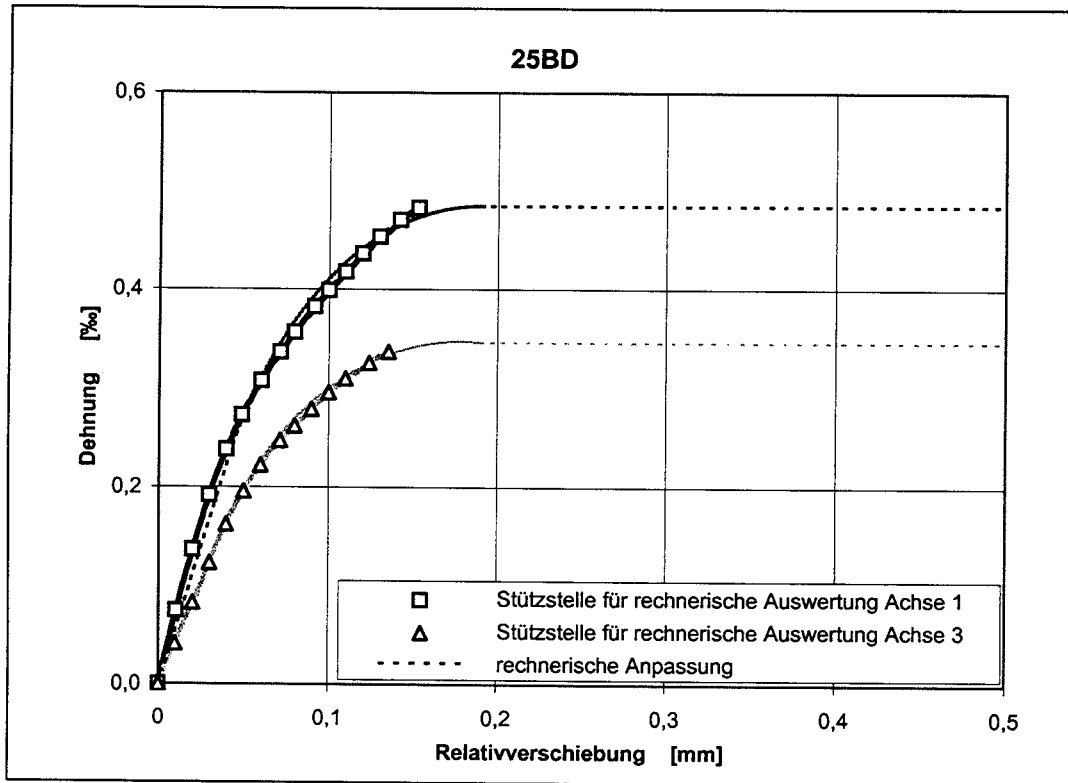


Bild A4.98: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 25BD, Seite B

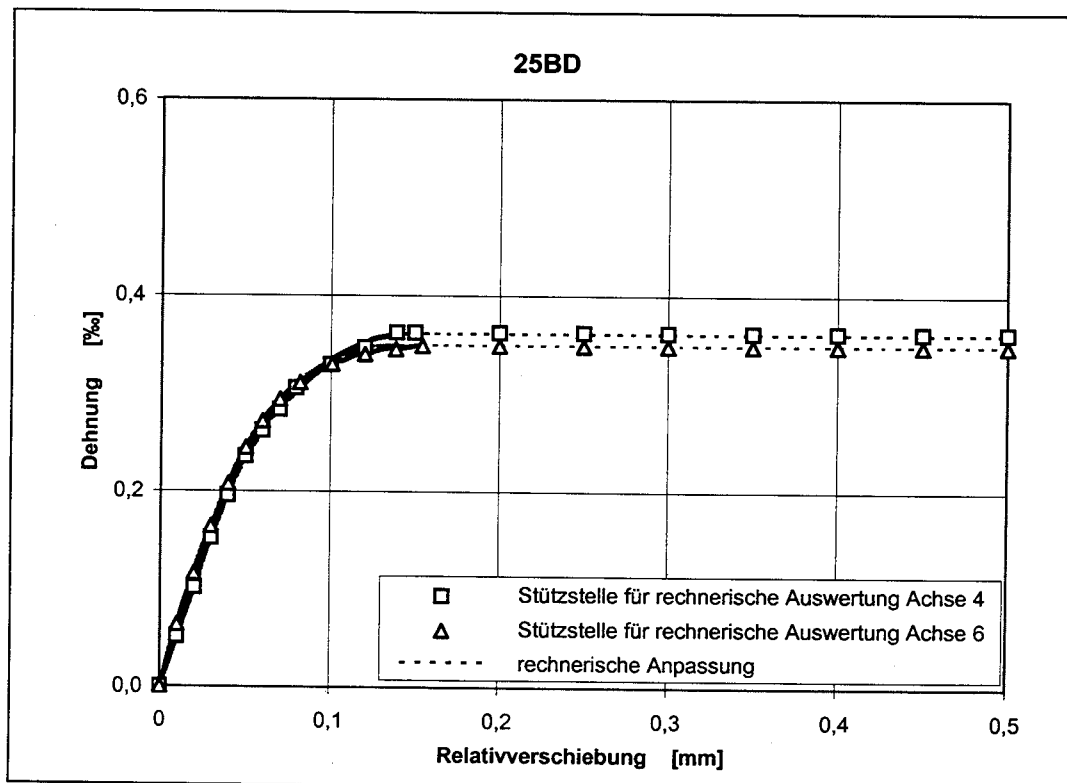


Bild A4.99: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 25BD, Seite D

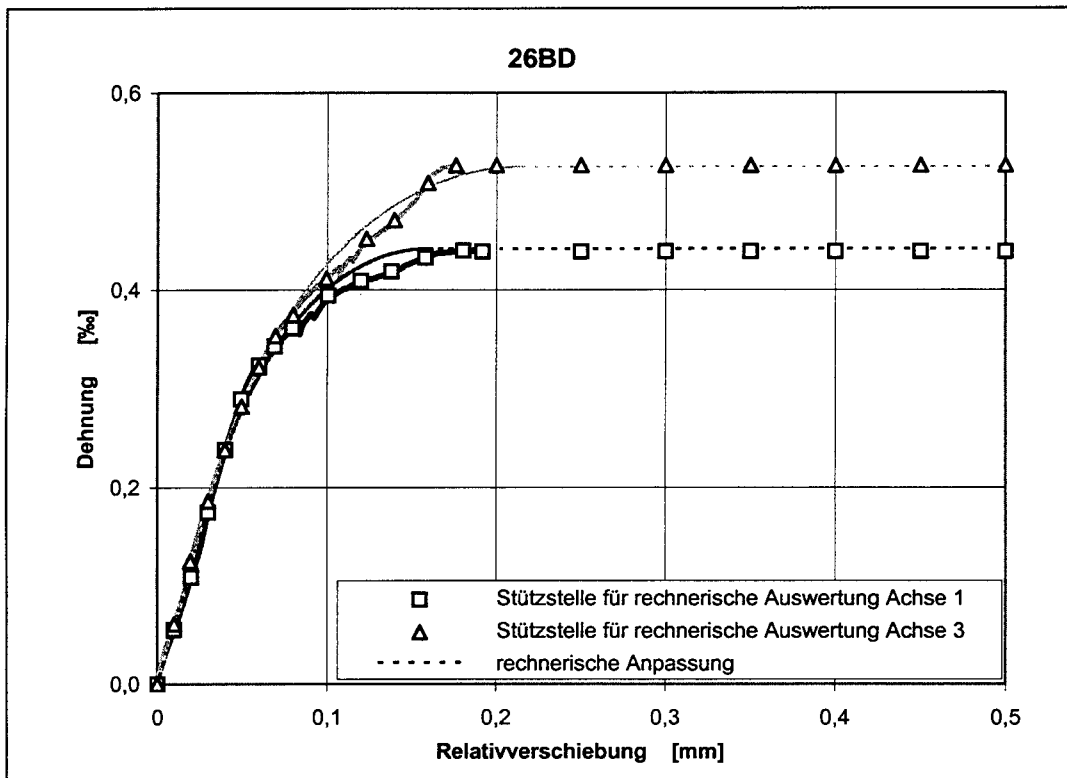


Bild A4.100: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 26BD, Seite B

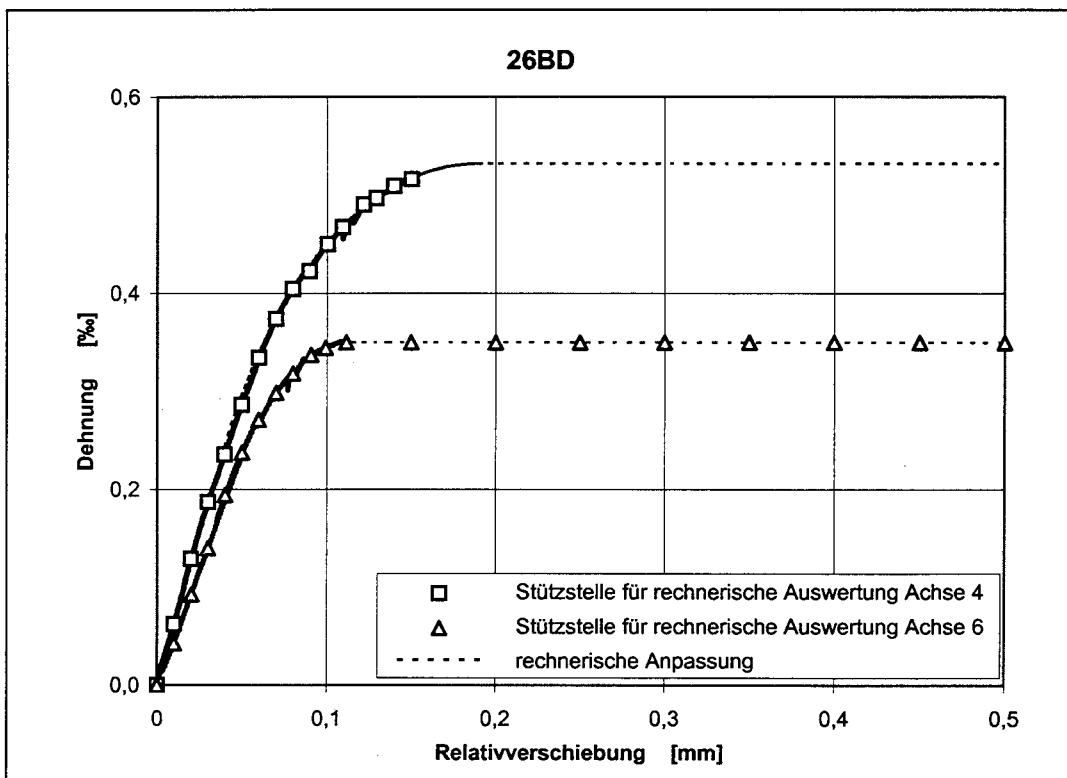
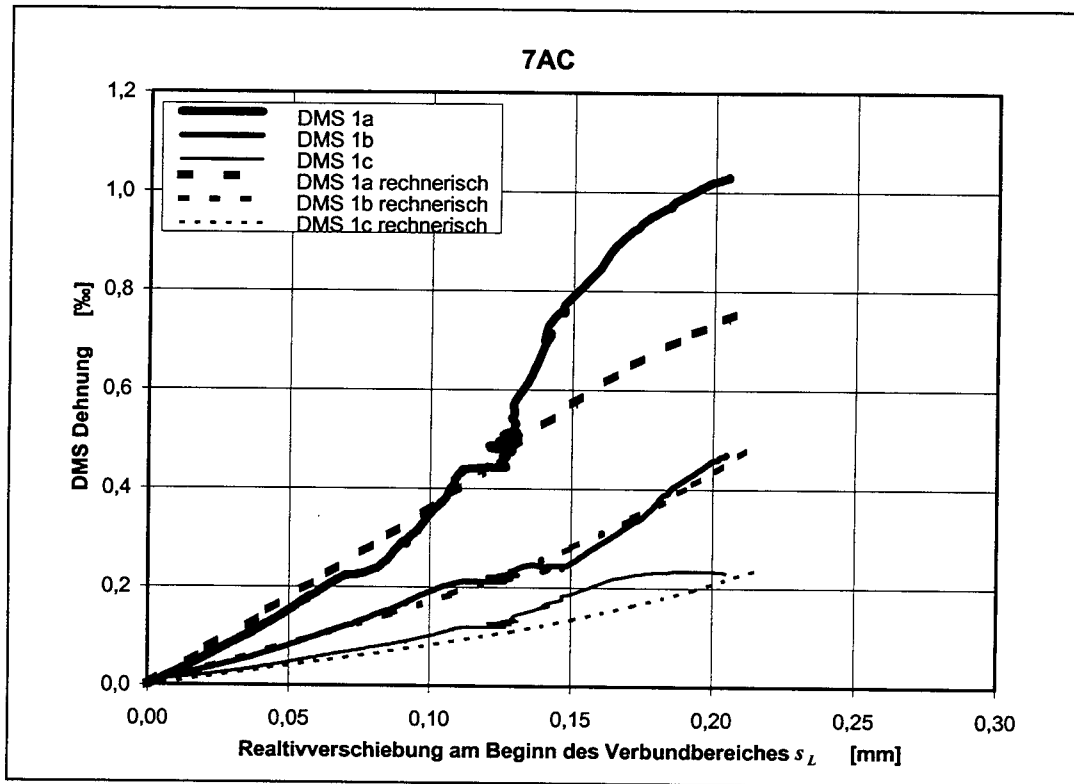
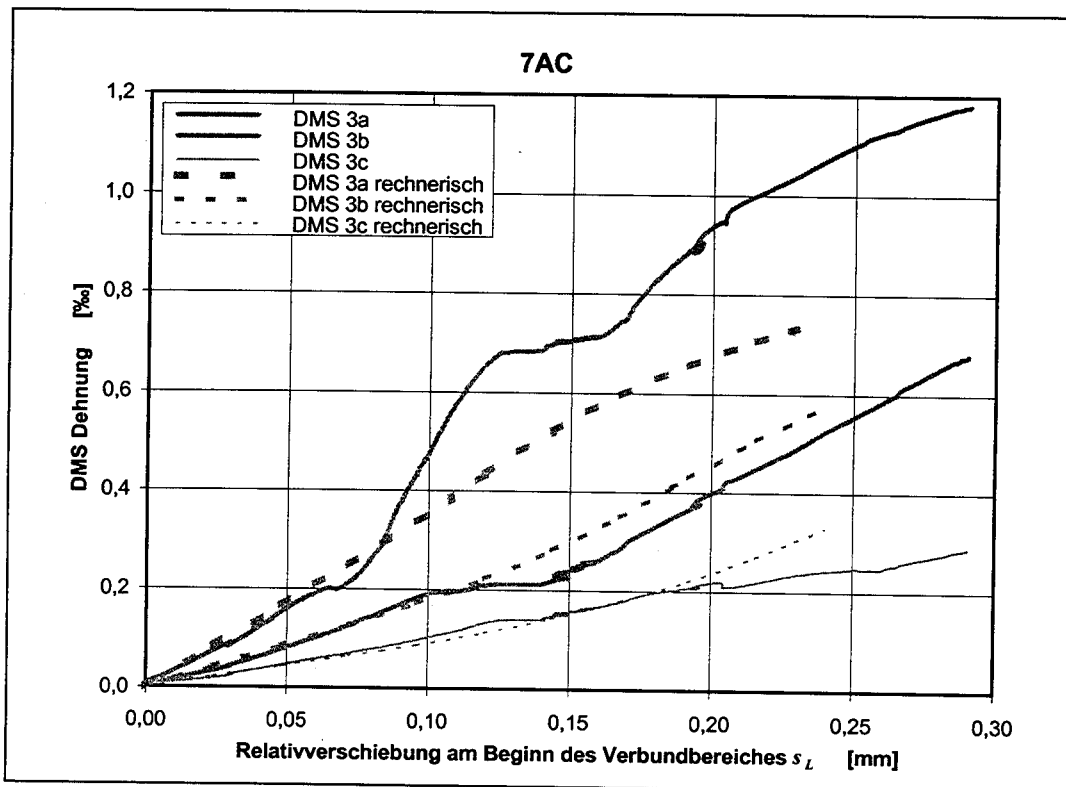


Bild A4.101: Rechnerische Auswertung des Verbundversuches 26BD, Seite D

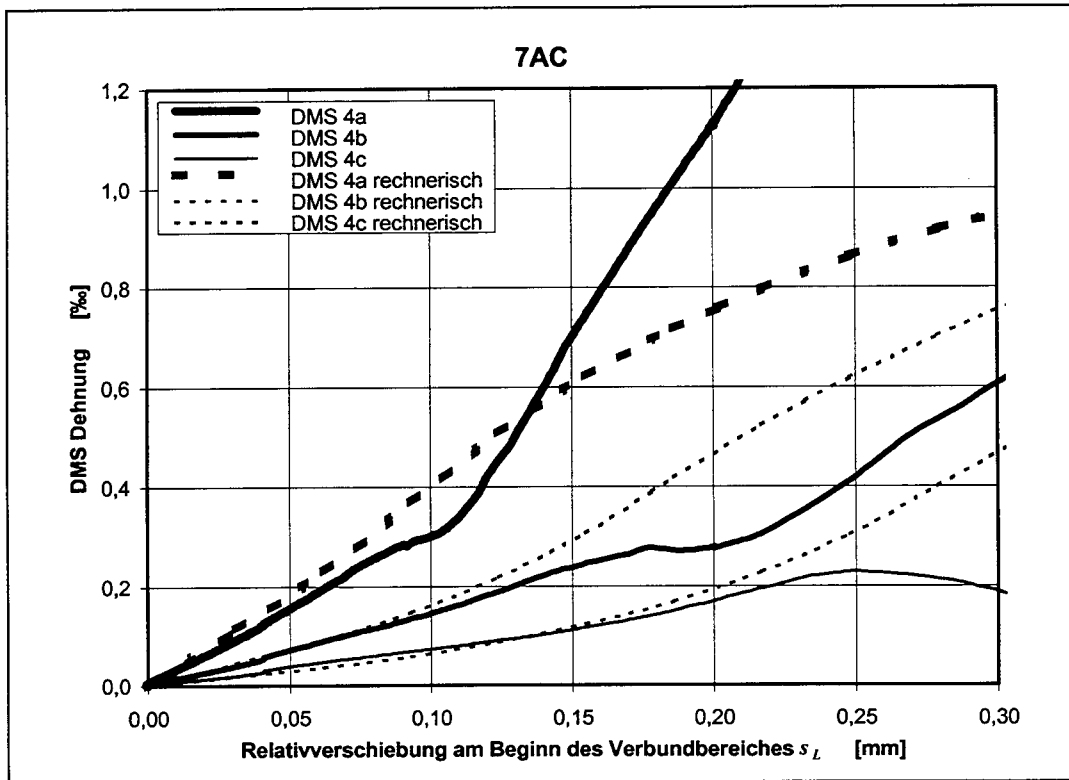




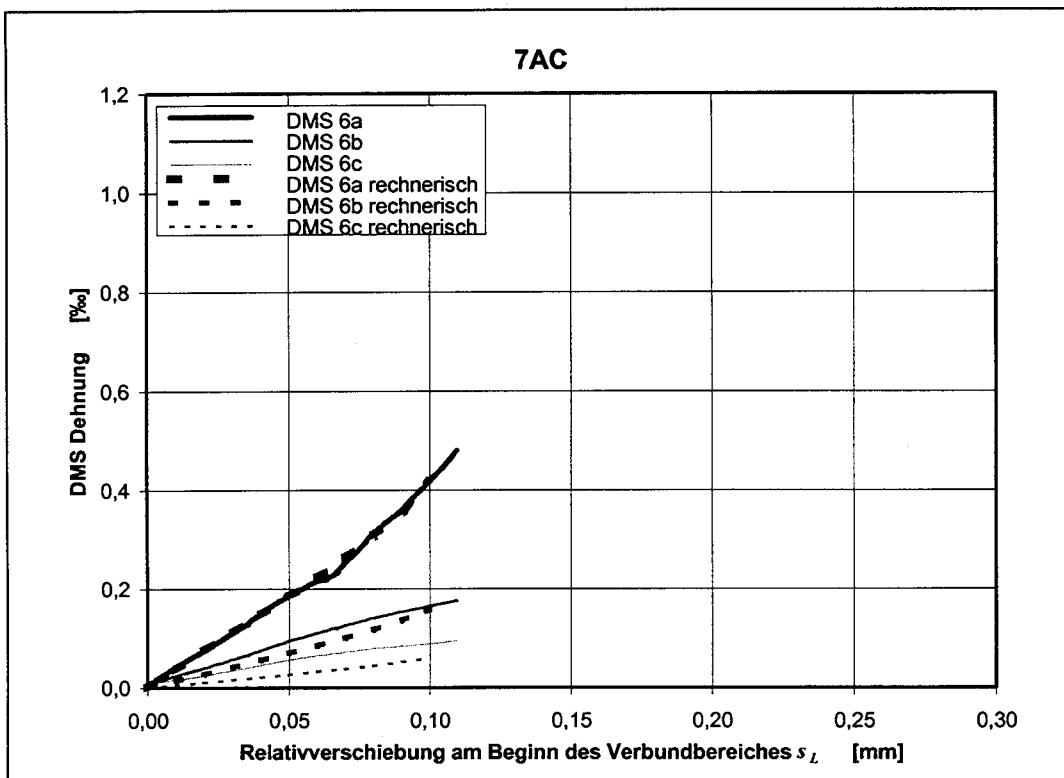
**Bild A5.1:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 7AC



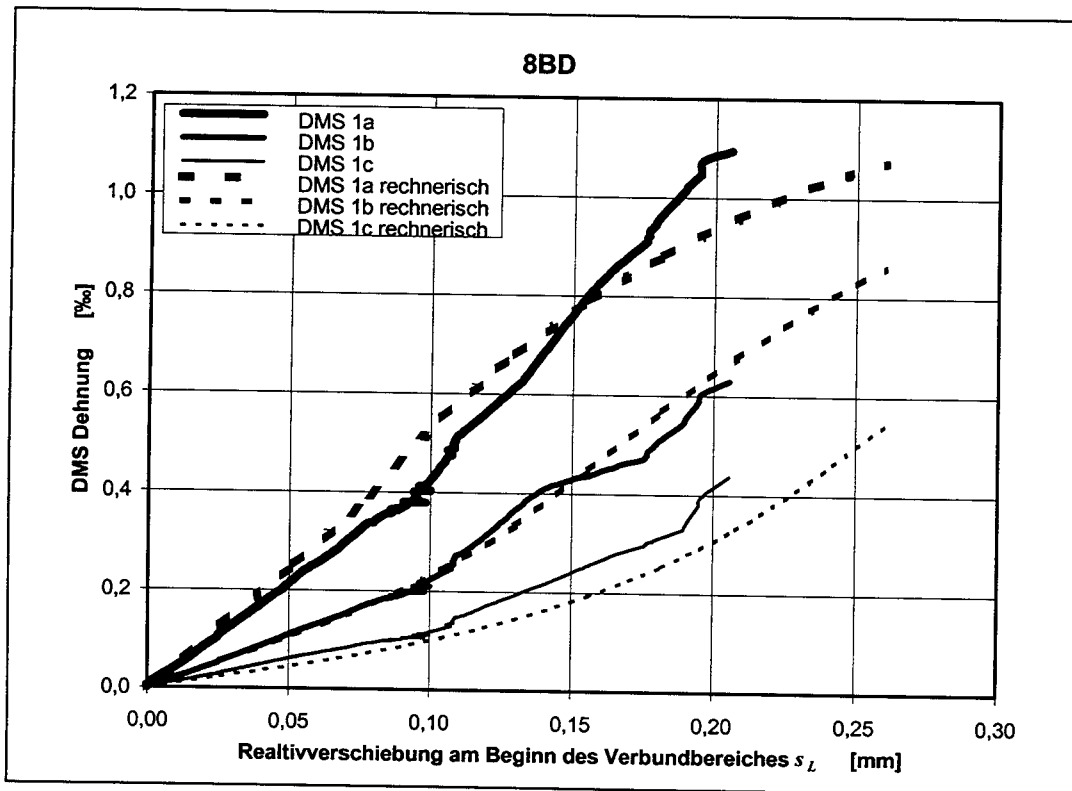
**Bild A5.2:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 7AC



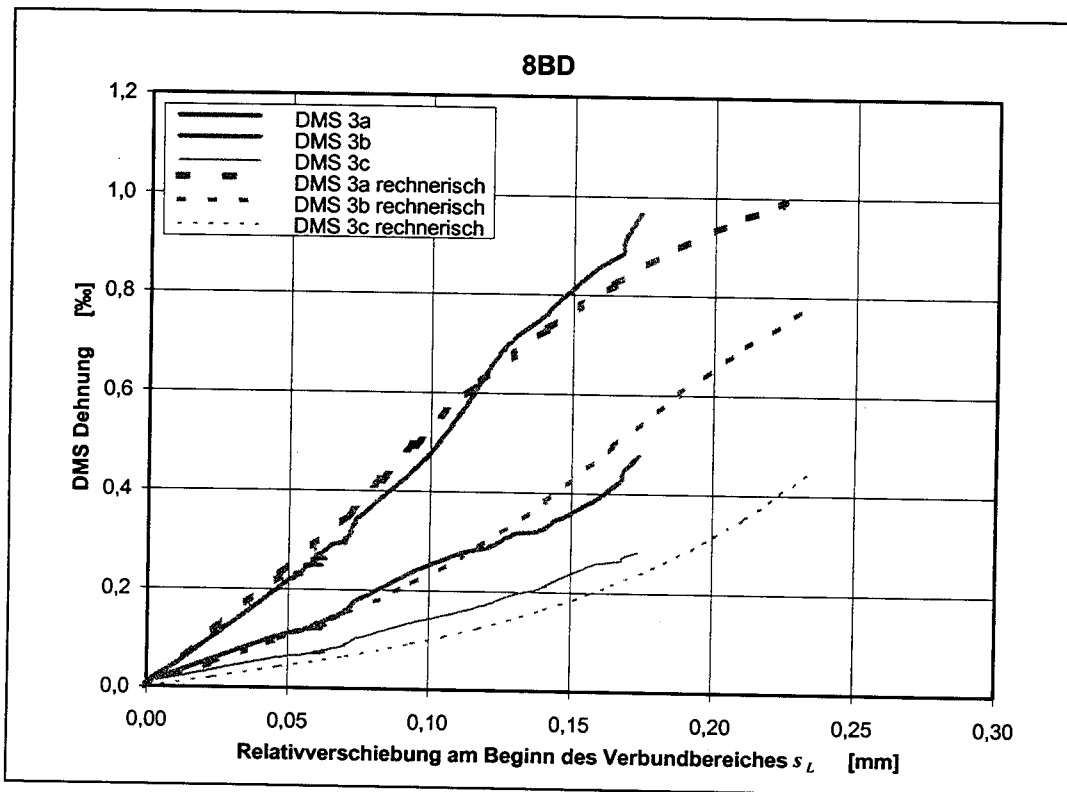
**Bild A5.3:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 7AC



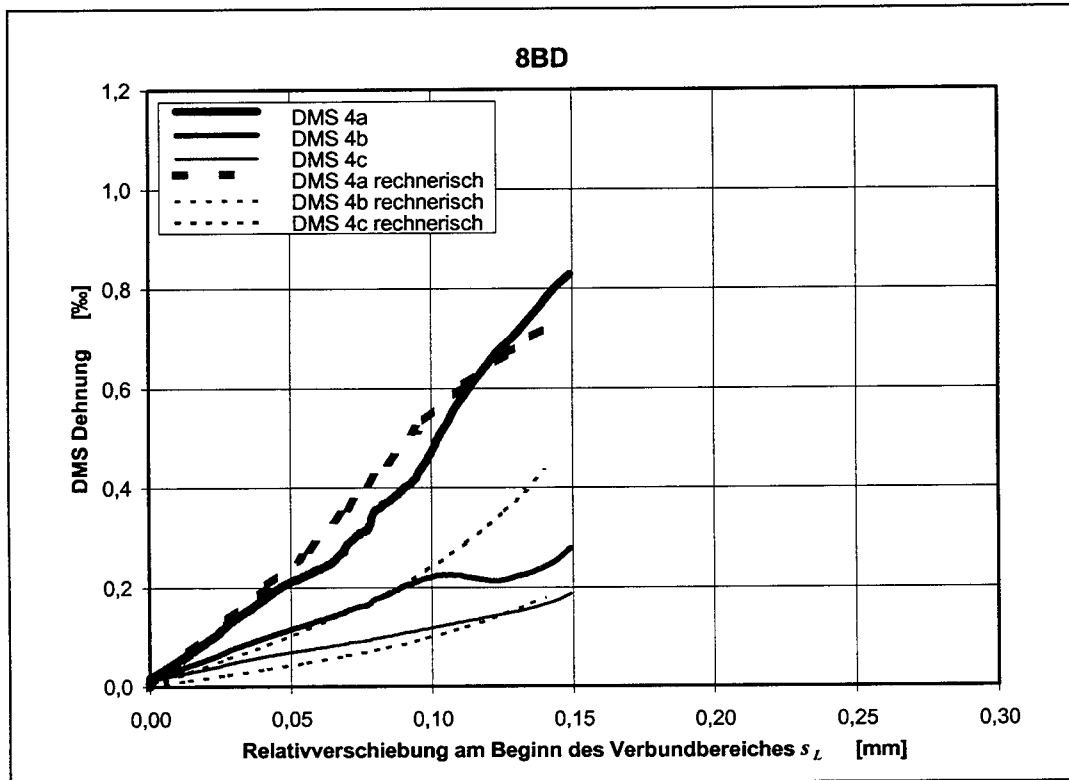
**Bild A5. 4:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 7AC



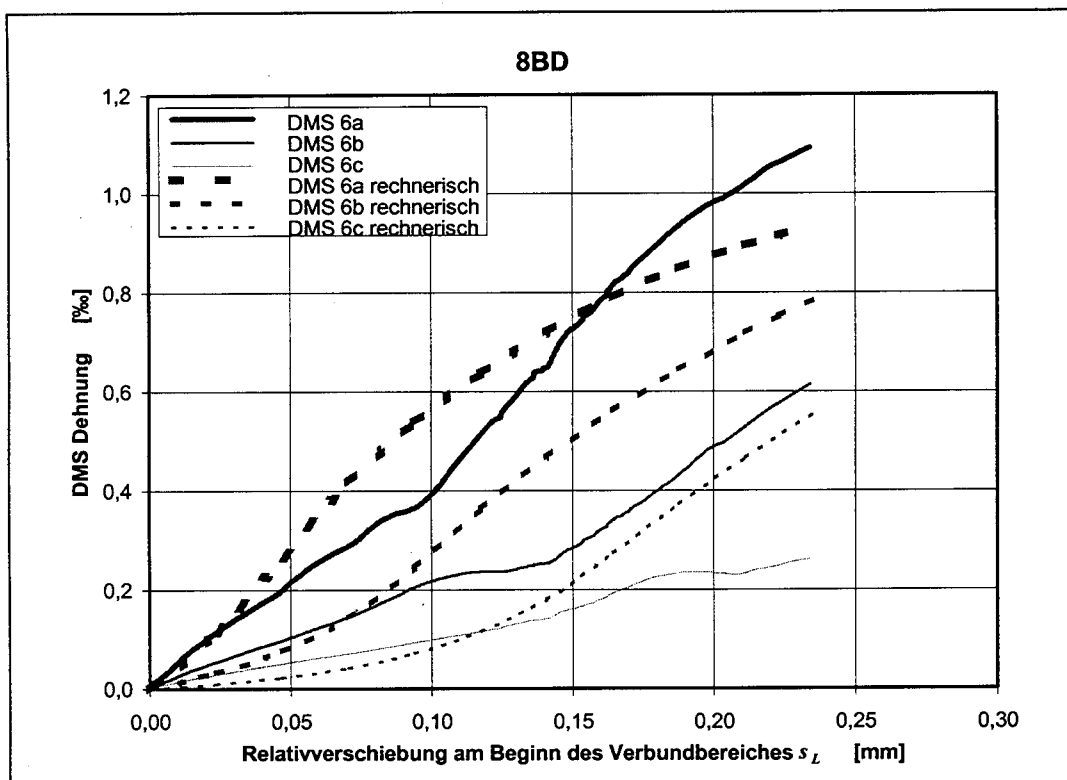
**Bild A5.5:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 8BD



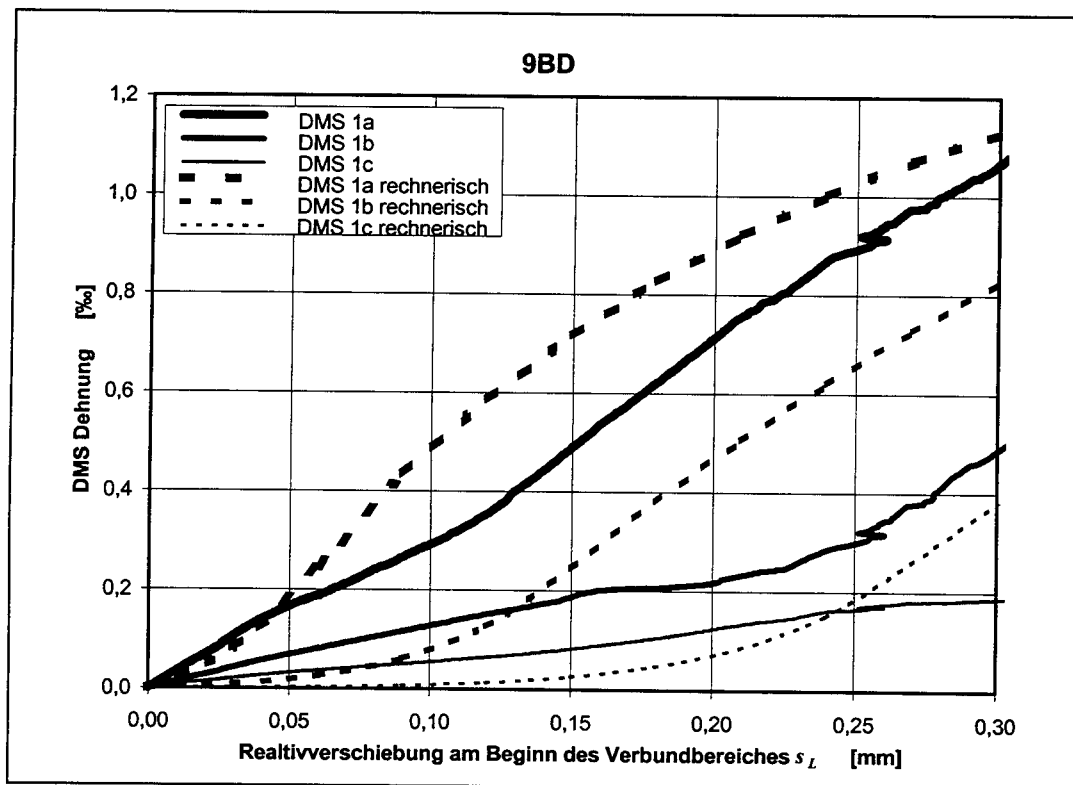
**Bild A5.6:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 8BD



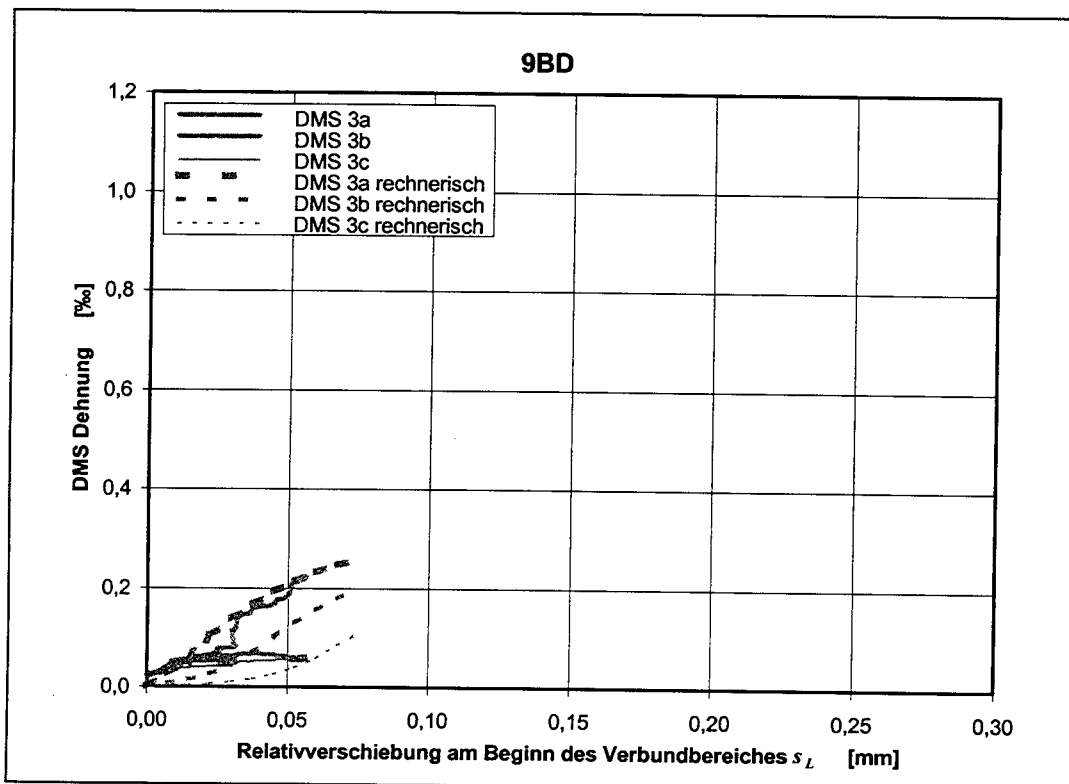
**Bild A5.7:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 8BD



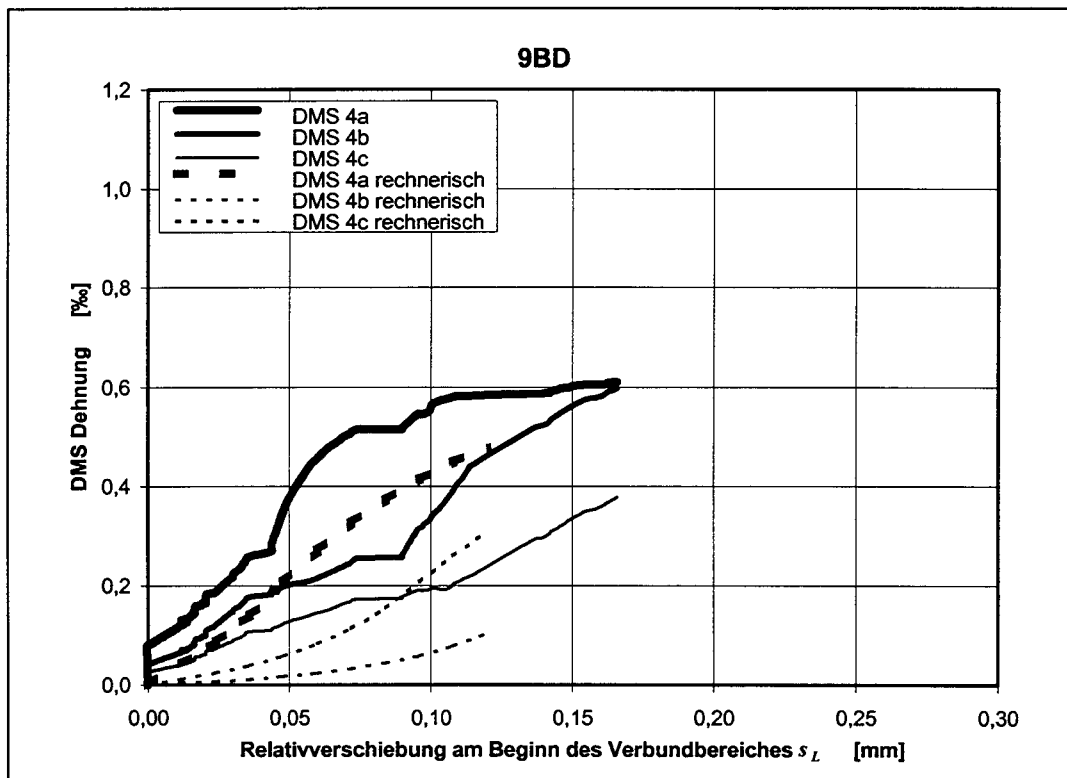
**Bild A5.8:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 8BD



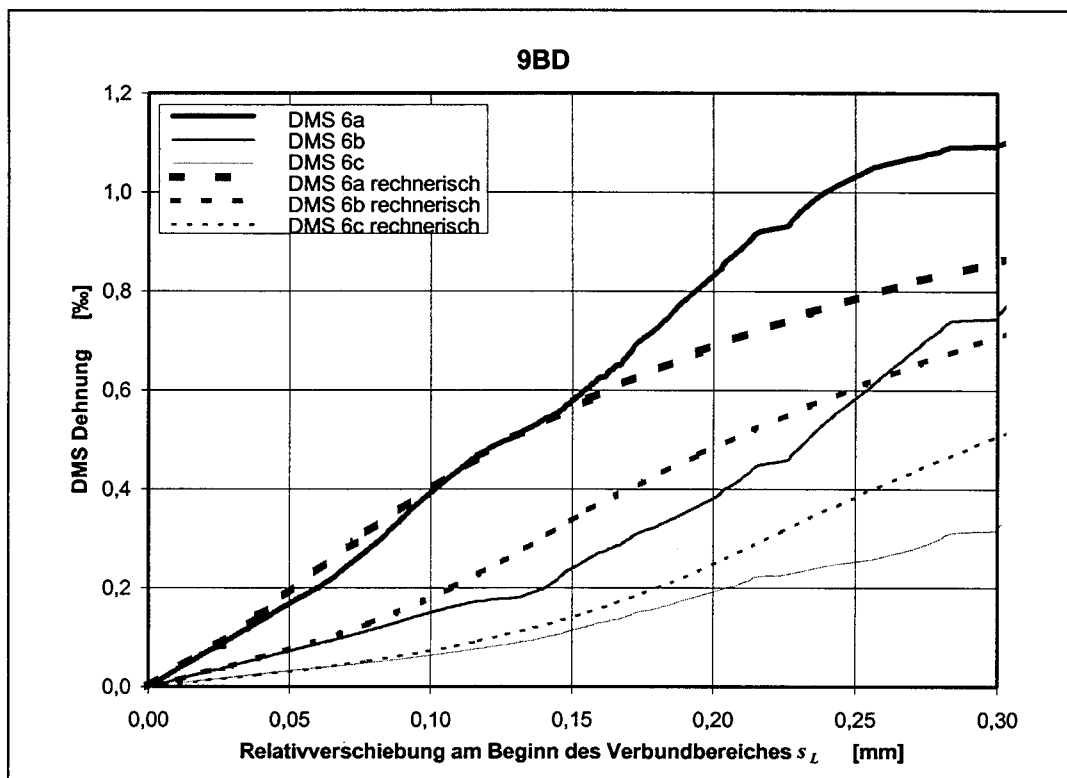
**Bild A5.9:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 9BD



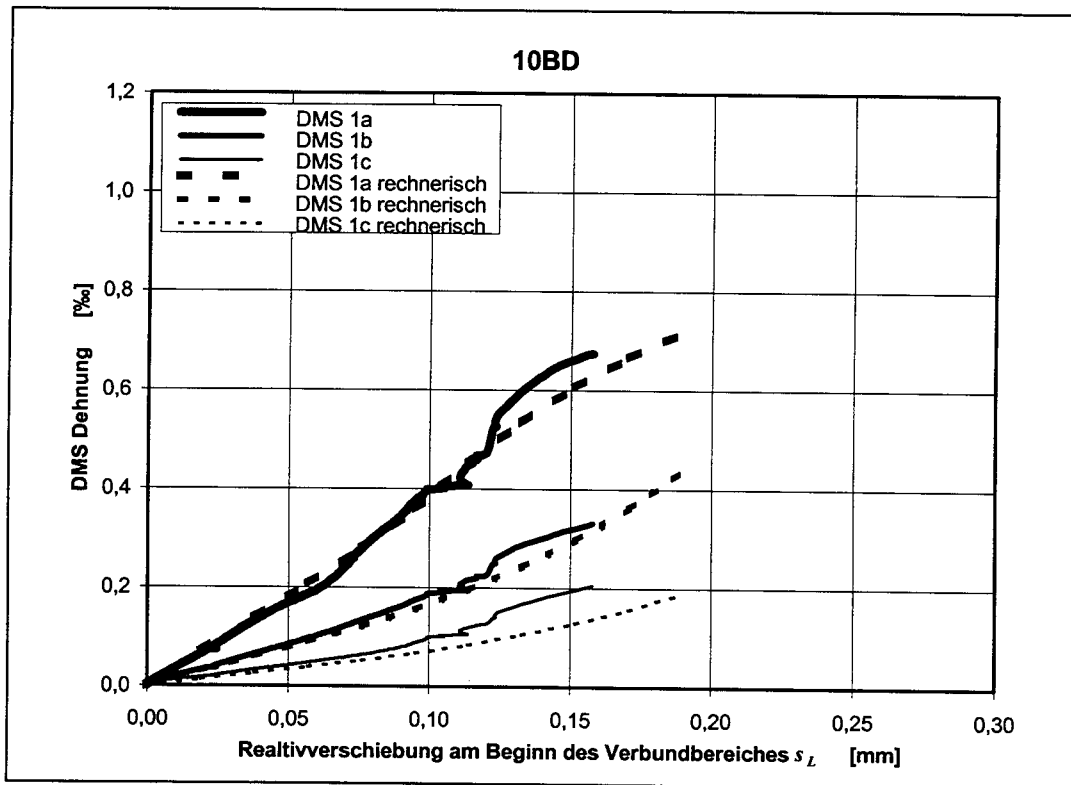
**Bild A5.10:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 9BD



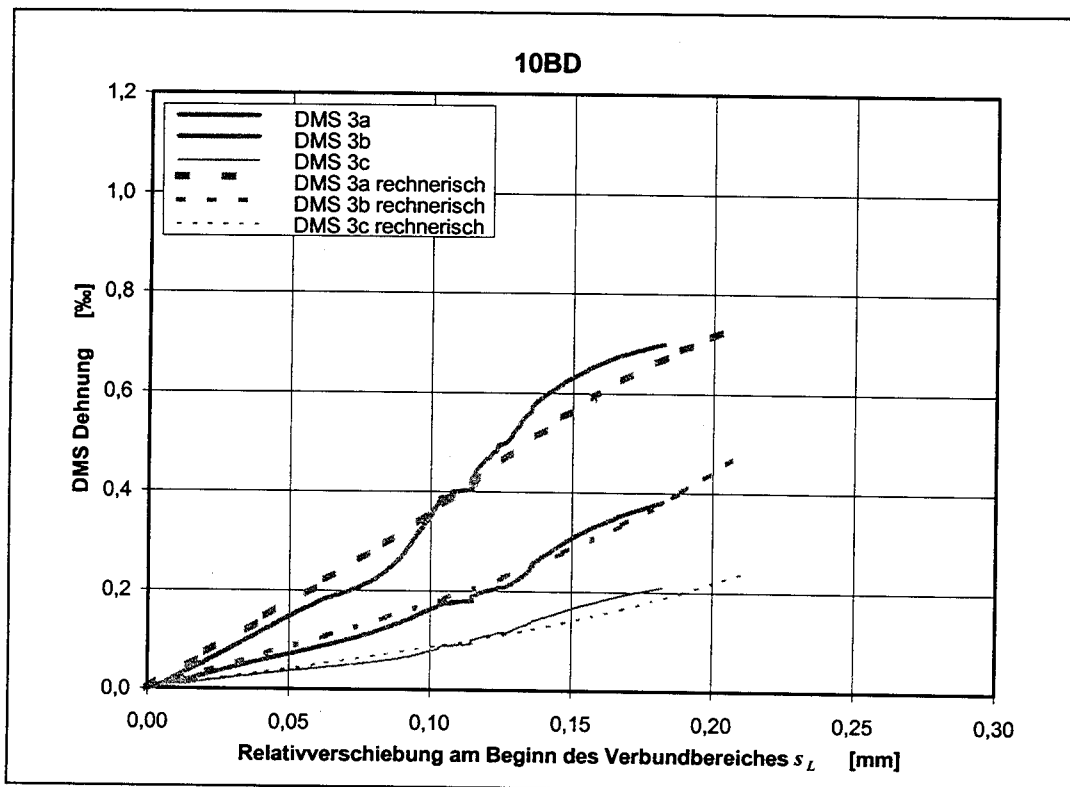
**Bild A5.11:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 9BD



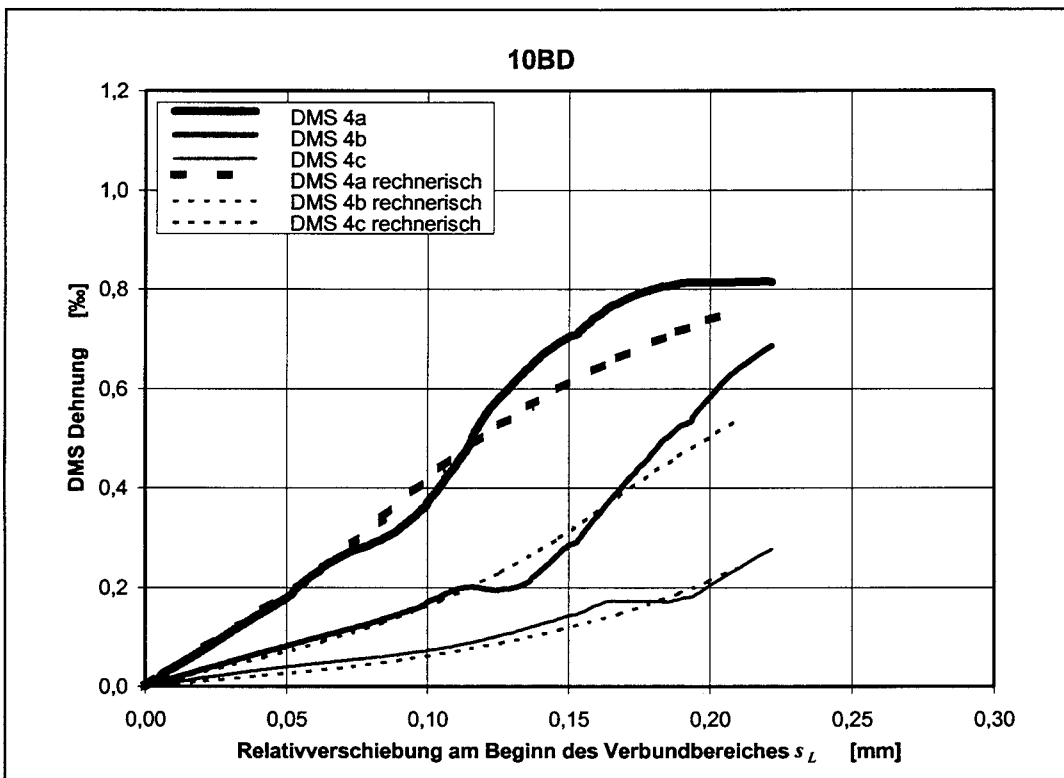
**Bild A5.12:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 9BD



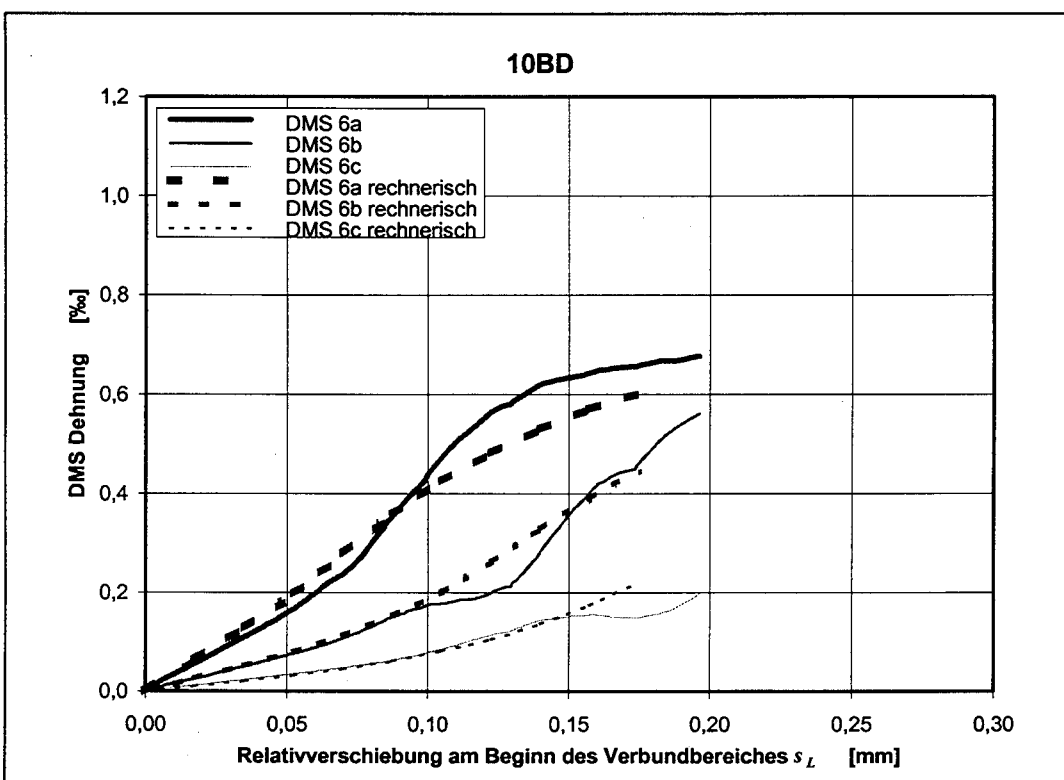
**Bild A5.13:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 10BD



**Bild A5.14:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 10BD

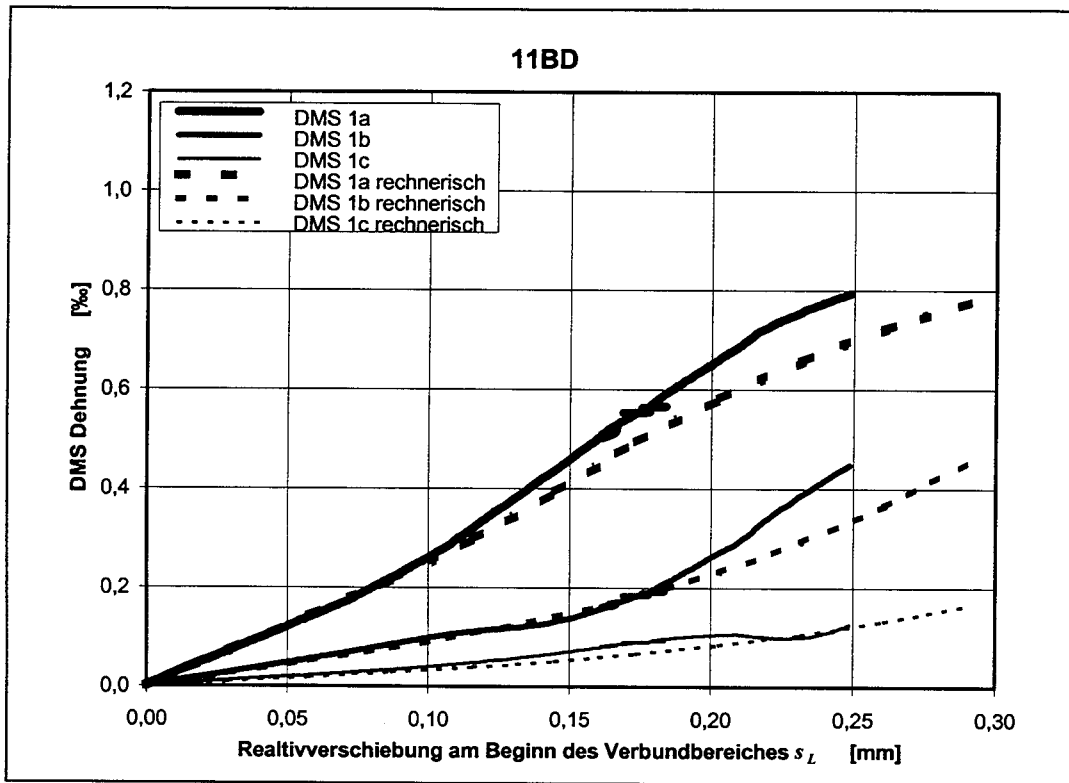


**Bild A5.15:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 10BD

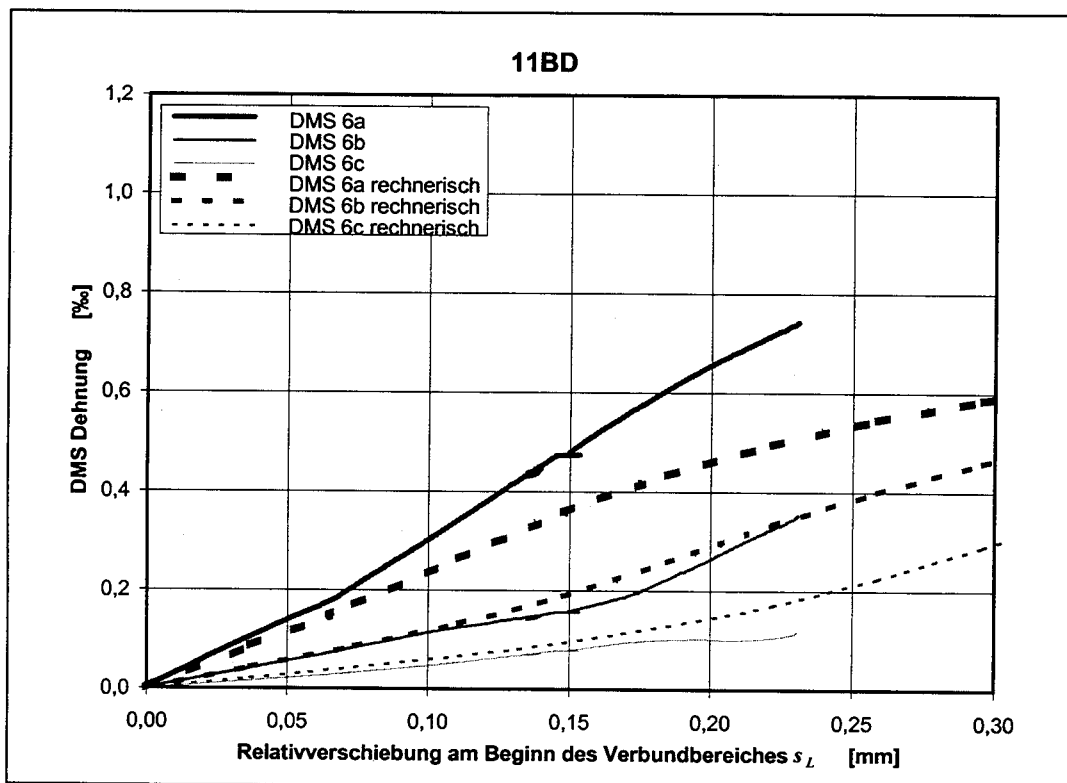


**Bild A5.16:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 10BD

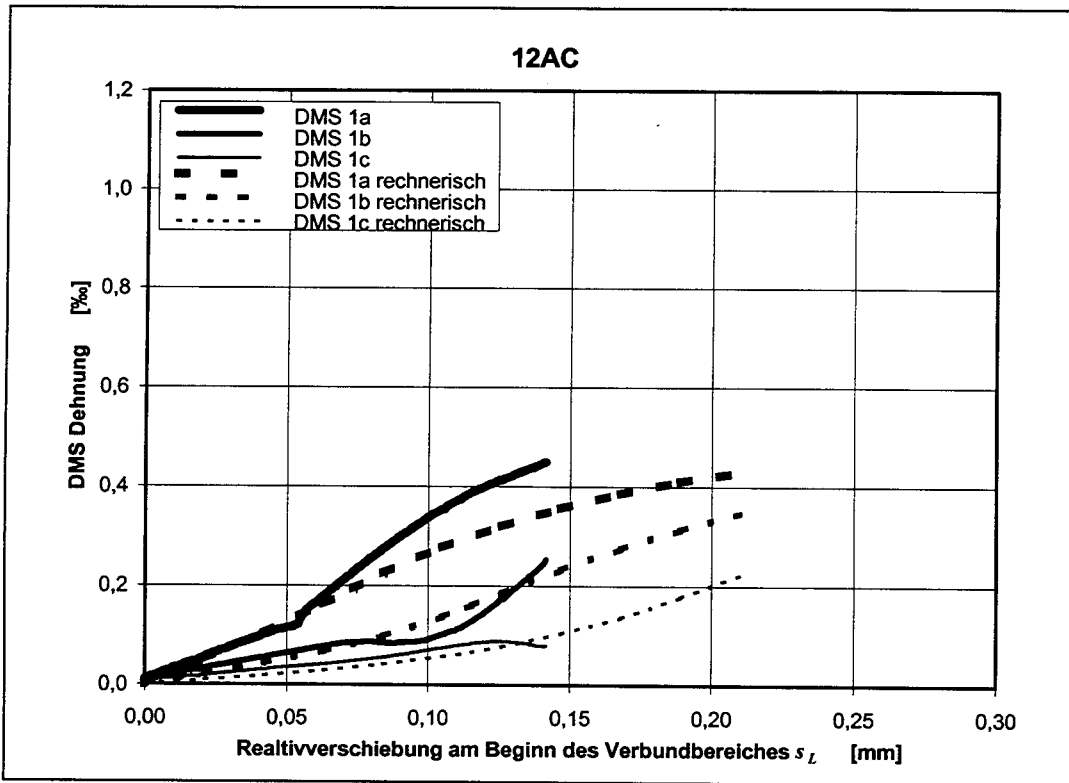




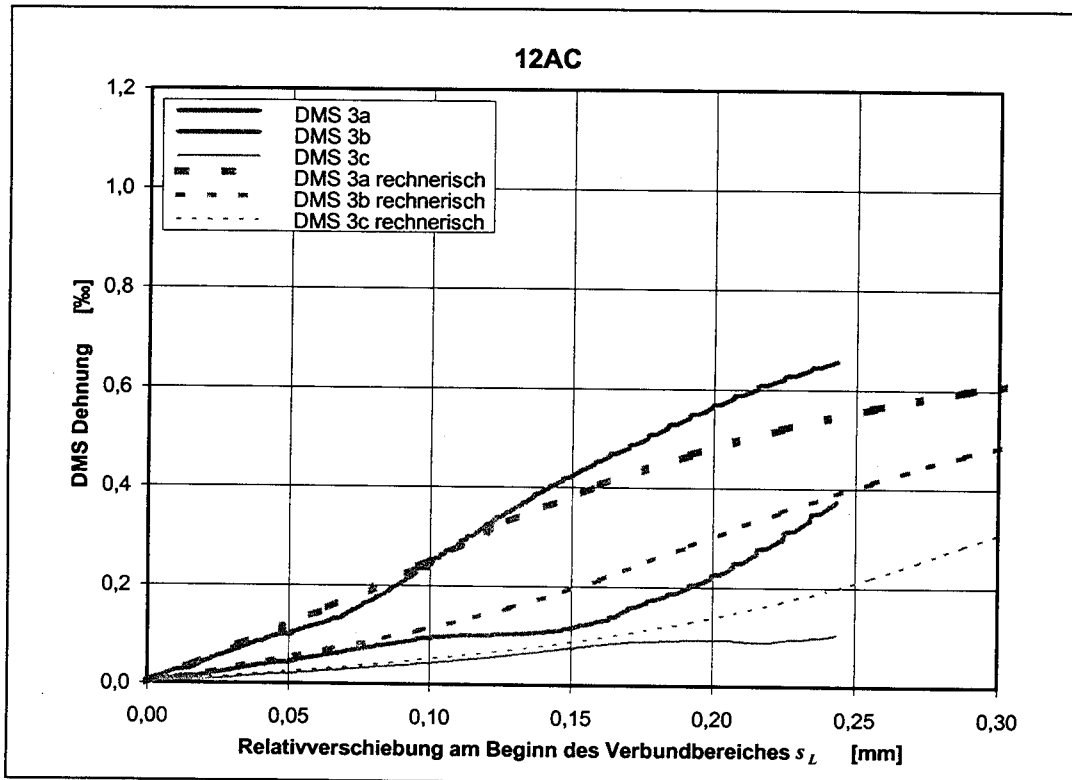
**Bild A5.17:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 11BD



**Bild A5.18:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 11BD



**Bild A5.19:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 12AC



**Bild A5.20:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 12AC

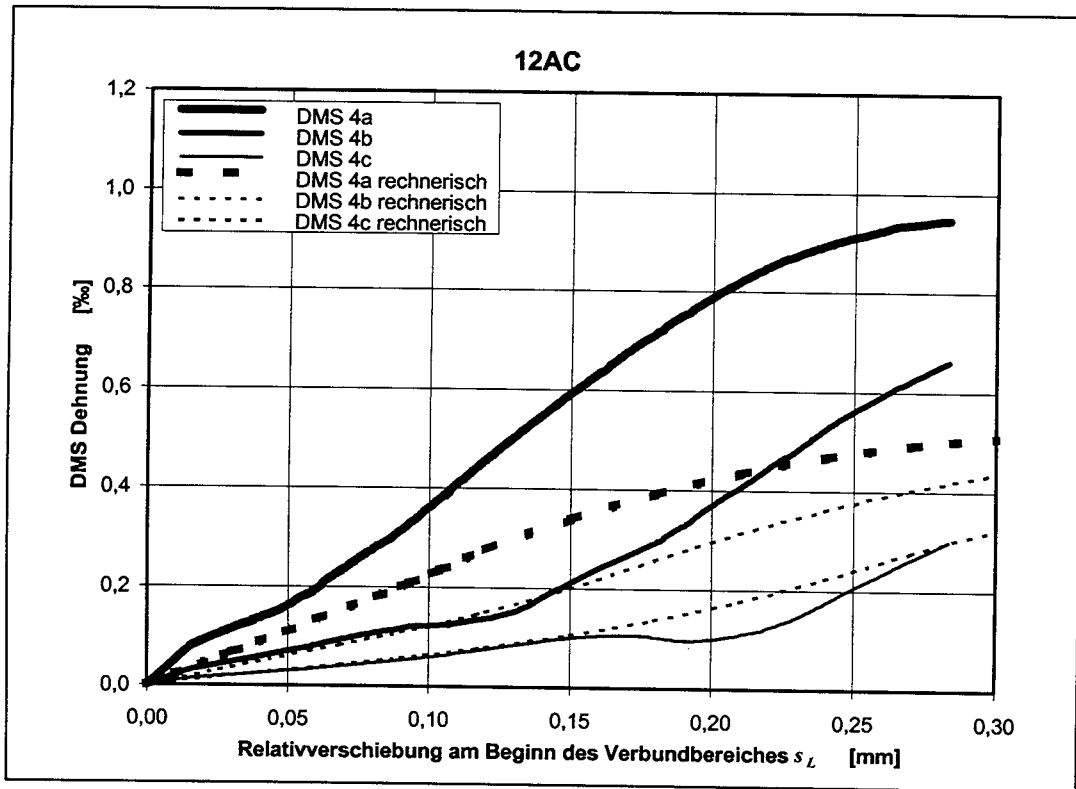


Bild A5.21: Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 12AC

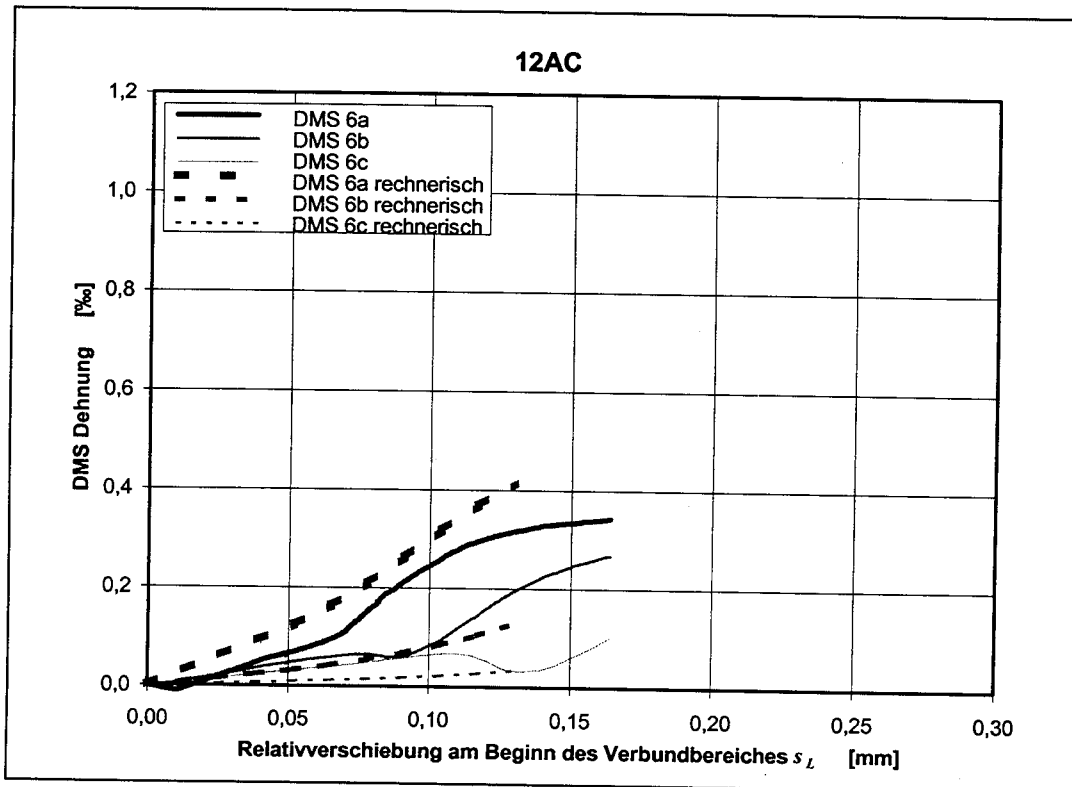
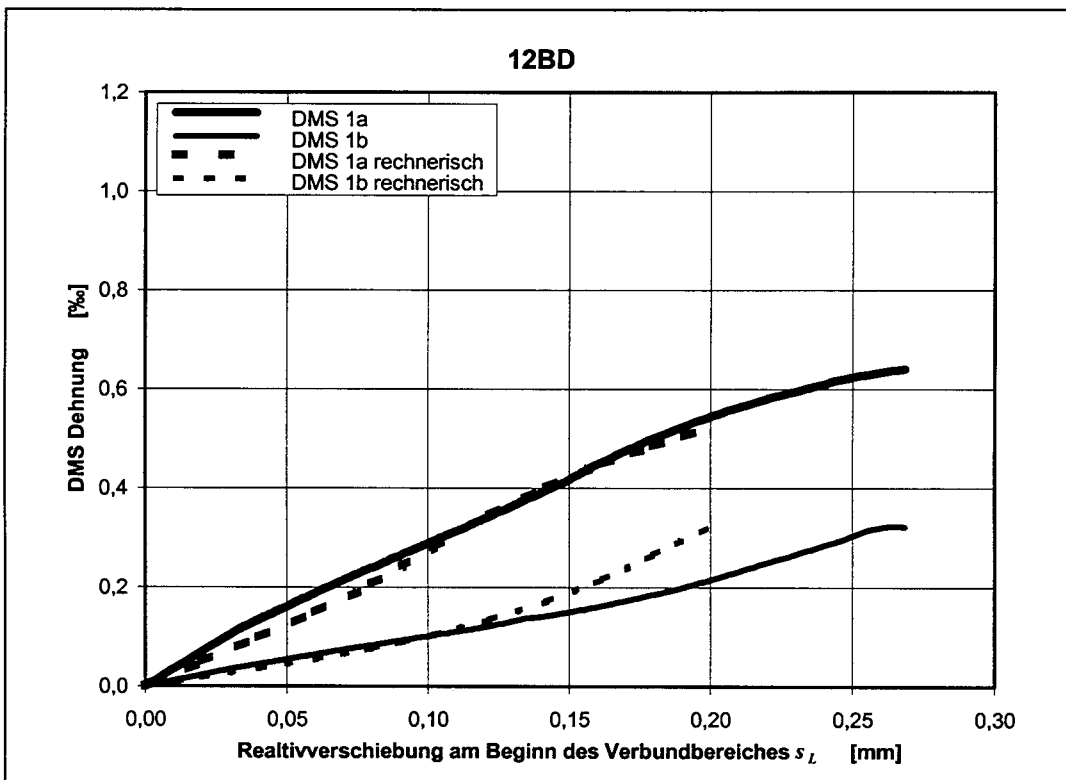
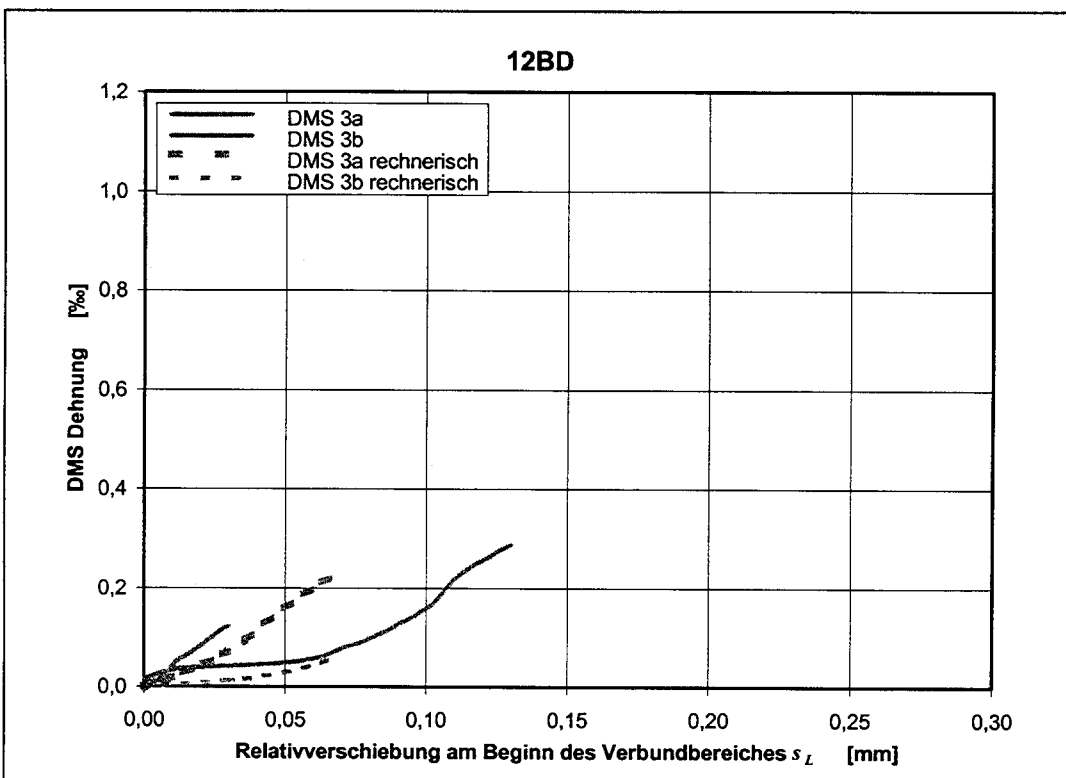


Bild A5.22: Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 12AC



**Bild A5.23:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 1 des Verbundversuches 12BD



**Bild A5.24:** Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 3 des Verbundversuches 12BD

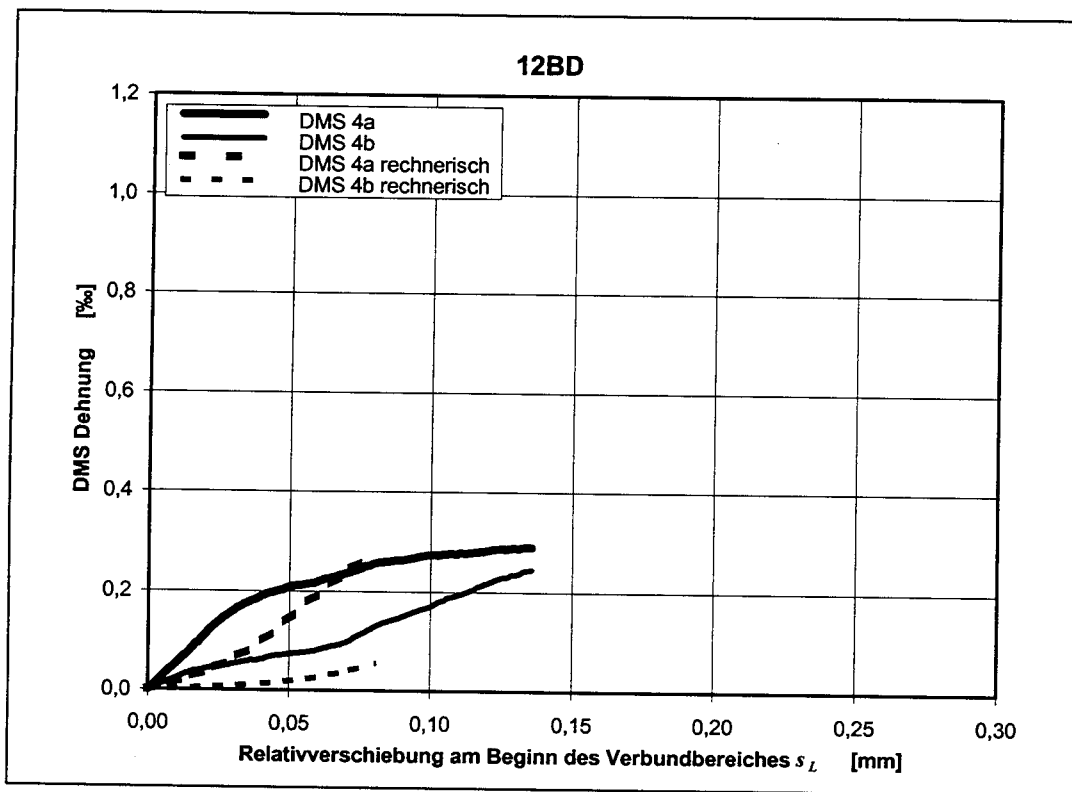


Bild A5.25: Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 4 des Verbundversuches 12BD

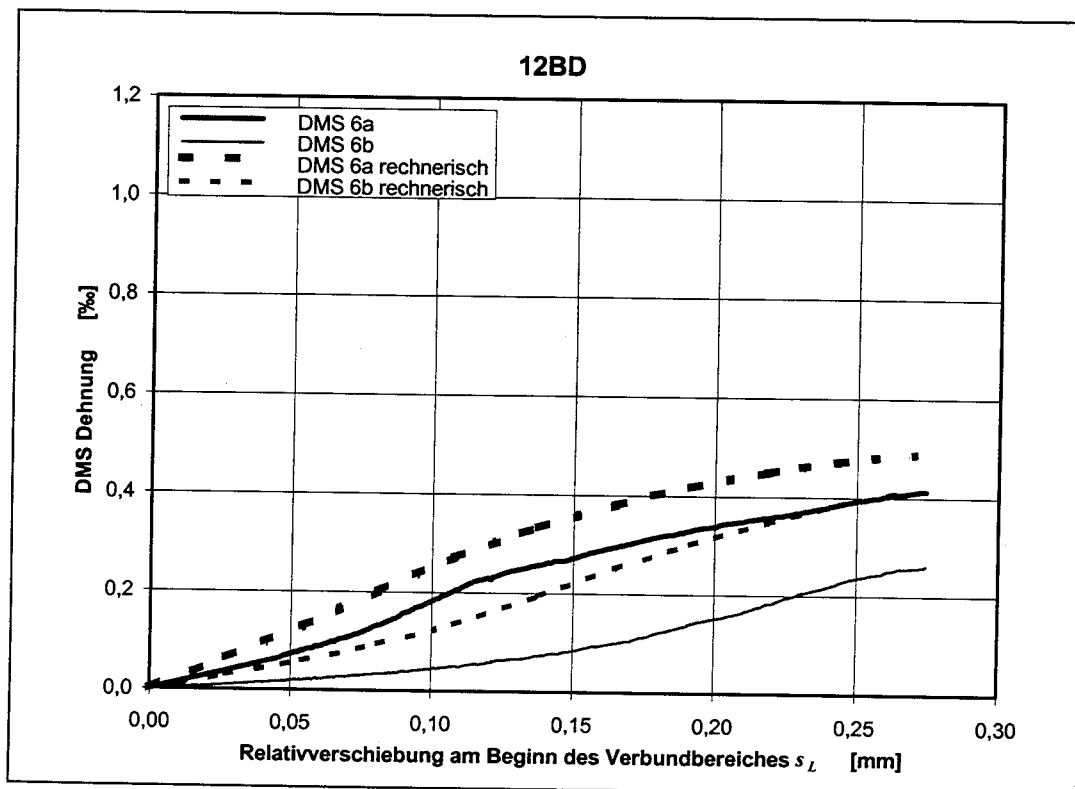


Bild A5.26: Gegenüberstellung von experimentell und rechnerisch ermittelter Laschendehnung in Meßachse 6 des Verbundversuches 12BD

**Tabelle A5.1:** Ergebnisse der rechnerischen Auswertung der Verbundversuche

Körper	Seite	Meßachse	Ergebnisse der rechnerischen Auswertung					
			Werte je Meßachse			Mittelwert je Seitenfläche		
			$s_{L0}$	$s_{L1}$	$\tau_{L1}$	$\tau_{L1}$	$G_e$	$G_F$
			[mm]	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm]	[N/mm]
1	A	1	0,320	0,030	2,700	3,33	0,0345	0,3434
		2	0,205	0,020	3,300			
		3	0,130	0,015	4,000			
	B	1	0,120	0,020	3,600	3,17	0,0468	0,3555
		2	0,240	0,010	2,900			
		3	0,335	0,060	3,000			
	C	4	0,195	0,030	5,000	4,57	0,0723	0,4485
		5	0,205	0,030	4,200			
		6	0,190	0,035	4,500			
	D	4	0,350	0,075	2,600	2,67	0,0708	0,3002
		5	0,190	0,055	2,700			
		6	0,140	0,030	2,700			
2	A	1	0,280	0,065	4,100	4,10	0,1538	0,5740
		2	0,280	0,085	4,100			
		3	0,280	0,075	4,100			
	B	1						
		2						
		3						
	C	4	0,280	0,075	5,900	5,87	0,2054	0,6208
		5	0,220	0,065	5,800			
		6	0,135	0,070	5,900			
	D	4						
		5						
		6						
3	A	1	0,185	0,035	3,000	2,40	0,0458	0,2344
		2	0,205	0,045	2,300			
		3	0,200	0,035	1,900			
	B	1	0,220	0,030	4,400	3,70	0,0483	0,2887
		2	0,140	0,030	3,800			
		3	0,080	0,015	2,900			
	C	4	0,285	0,040	4,500	3,80	0,0645	0,4233
		5	0,230	0,030	3,600			
		6	0,130	0,030	3,300			
	D	4	0,210	0,040	3,200	3,47	0,0693	0,3760
		5	0,210	0,040	3,600			
		6	0,230	0,040	3,600			
4	A	1	0,125	0,025	1,300	2,00	0,0368	0,2353
		2	0,205	0,040	2,100			
		3	0,315	0,040	2,600			
	B	1	0,180	0,040	5,500	5,38	0,0717	0,2963
		2	0,150	0,040	5,250			
		3						

Fortsetzung Tabelle A5.1

Körper	Seite	Meßachse	Ergebnisse der rechnerischen Auswertung					
			Werte je Meßachse			Mittelwert je Seitenfläche		
			$s_{L0}$	$s_{L1}$	$\tau_{L1}$	$\tau_{L1}$	$G_e$	$G_F$
			[mm]	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm]	[N/mm]
4	C	4	0,255	0,025	6,500	5,40	0,0811	0,4356
		5	0,120	0,040	6,500			
		6	0,055	0,020	3,200			
	D	4	0,125	0,025	5,750	4,67	0,0710	0,3610
		5	0,150	0,030	4,750			
		6	0,210	0,040	3,500			
5	A	1	0,170	0,040	2,900	2,57	0,0630	0,2398
		2	0,185	0,045	2,500			
		3	0,210	0,065	2,300			
	B	1	0,070	0,010	2,500	4,83	0,0567	0,3592
		2	0,140	0,020	4,500			
		3	0,180	0,030	7,500			
	C	4	0,270	0,050	6,000	4,83	0,1008	0,5158
		5	0,190	0,040	5,000			
		6	0,150	0,030	3,500			
	D	4	0,270	0,060	5,000	3,50	0,0817	0,3633
		5	0,170	0,040	4,000			
		6	0,100	0,020	1,500			
6	A	1	0,270	0,060	6,000	4,25	0,0725	0,3408
		2	0,170	0,030	2,500			
		3						
	B	1	0,210	0,060	7,500	5,25	0,0950	0,3325
		2	0,140	0,040	3,000			
		3						
	C	4				4,75	0,0517	0,3633
		5	0,160	0,020	3,500			
		6	0,270	0,040	6,000			
	D	4				5,25	0,1050	0,6525
5		0,310	0,060	4,500				
6		0,420	0,060	6,000				
7	A	1	0,215	0,065	4,400	3,93	0,1217	0,4470
		2	0,230	0,060	4,000			
		3	0,240	0,060	3,400			
	B	1	0,210	0,060	6,000	6,17	0,1850	0,5475
		2	0,175	0,060	6,000			
		3	0,150	0,060	6,500			
	C	4	0,310	0,040	4,200	4,82	0,0882	0,4462
		5	0,170	0,025	5,000			
		6	0,100	0,045	5,250			
	D	4	0,155	0,055	4,000	4,20	0,1230	0,3363
		5	0,220	0,030	3,400			
		6	0,125	0,080	5,200			

Fortsetzung Tabelle A5.1

Körper	Seite	Meßachse	Ergebnisse der rechnerischen Auswertung					
			Werte je Meßachse			Mittelwert je Seitenfläche		
			$s_{L0}$	$s_{L1}$	$\tau_{L1}$	$\tau_{L1}$	$G_c$	$G_F$
			[mm]	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm]	[N/mm]
8	A	1	0,235	0,060	3,500	4,60	0,1419	0,4899
		2	0,185	0,060	5,600			
		3	0,230	0,065	4,700			
	B	1	0,260	0,040	6,250	6,25	0,1333	0,7469
		2	0,185	0,040	7,500			
		3	0,235	0,040	6,250			
	C	4	0,190	0,040	6,900	6,80	0,1264	0,5270
		5	0,135	0,040	7,750			
		6	0,140	0,030	5,750			
	D	4	0,140	0,035	6,000	5,37	0,0811	0,4939
		5	0,185	0,040	5,000			
		6	0,235	0,015	5,100			
9	A	1	0,150	0,040	8,000	7,25	0,1363	0,5219
		2	0,150	0,040	8,500			
		3	0,125	0,030	5,250			
	B	1	0,300	0,010	10,900	6,38	0,0300	0,7931
		2	0,220	0,010	6,000			
		3	0,075	0,005	2,250			
	C	4	0,190	0,040	9,000	7,83	0,1567	0,6850
		5	0,170	0,040	8,000			
		6	0,160	0,040	6,500			
	D	4	0,120	0,015	5,200	5,00	0,0620	0,6585
		5	0,280	0,030	4,500			
		6	0,390	0,030	5,300			
10	A	1	0,150	0,020	5,600	5,73	0,0670	0,4880
		2	0,165	0,030	5,800			
		3	0,195	0,020	5,800			
	B	1	0,190	0,050	7,500	7,25	0,2048	0,7242
		2	0,200	0,055	7,250			
		3	0,210	0,065	7,000			
	C	4	0,245	0,020	7,600	6,90	0,0908	0,6419
		5	0,185	0,030	6,900			
		6	0,115	0,030	6,200			
	D	4	0,210	0,035	7,000	6,13	0,0978	0,5775
		5	0,175	0,030	6,200			
		6	0,175	0,030	5,200			
11	A	1	0,110	0,010	13,500	7,00	0,0933	0,4808
		2	0,180	0,030	5,000			
		3	0,200	0,110	2,500			
	B	1	0,290	0,060	11,000	5,33	0,1517	0,7567
		2	0,270	0,050	5,000			
		3	0,000	0,000	0,000			



Fortsetzung Tabelle A5.1

Körper	Seite	Meßachse	Ergebnisse der rechnerischen Auswertung					
			Werte je Meßachse			Mittelwert je Seitenfläche		
			$s_{L0}$ [mm]	$s_{L1}$ [mm]	$\tau_{L1}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\tau_{L1}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$G_e$ [N/mm]	$G_F$ [N/mm]
	C	4	0,220	0,030	5,000	5,83	0,1083	0,5792
		5	0,190	0,040	6,000			
		6	0,190	0,040	6,500			
	D	4	0,000	0,000	0,000	4,50	0,0783	0,5917
		5	0,200	0,020	8,500			
		6	0,370	0,060	5,000			
12	A	1	0,210	0,030	4,000	4,83	0,1075	0,6500
		2	0,260	0,050	5,000			
		3	0,320	0,050	5,500			
	B	1	0,200	0,040	7,000	6,50	0,0675	0,4142
		2	0,100	0,010	7,000			
		3	0,070	0,010	5,500			
	C	4	0,300	0,060	4,000	6,33	0,1242	0,6075
		5	0,220	0,040	5,500			
		6	0,130	0,030	9,500			
	D	4	0,080	0,010	7,500	5,83	0,0492	0,4100
		5	0,130	0,010	6,000			
		6	0,270	0,040	4,000			
13	B	2	0,320	0,075	1,400	1,400	0,0175	0,2240
	D	5	0,190	0,010	2,250	2,250	0,0038	0,2138
14	B	2	0,160	0,005	3,400	3,400	0,0028	0,2720
	D	5	0,150	0,020	2,750	2,750	0,0092	0,2063
15	B	2	0,175	0,040	2,150	2,150	0,0143	0,1881
	D	5	0,075	0,020	3,800	3,800	0,0127	0,1425
16	B	2	0,160	0,010	3,750	3,750	0,0063	0,3000
	D	5	0,120	0,010	4,000	4,000	0,0067	0,2400
17	B	2	0,255	0,020	3,500	3,500	0,0117	0,4463
	D	5	0,195	0,020	3,500	3,500	0,0117	0,3413
18	B	2	0,240	0,015	3,750	3,750	0,0094	0,4500
	D	5	0,155	0,020	4,000	4,000	0,0133	0,3100
19	B	2	0,180	0,030	3,750	3,750	0,0188	0,3375
	D	5	0,165	0,020	4,250	4,250	0,0142	0,3506
20	B	2	0,170	0,020	4,750	4,750	0,0158	0,4038
	D	5	0,235	0,020	5,000	5,000	0,0167	0,5875
21	B	2	0,155	0,025	5,250	5,250	0,0219	0,4069
	D	5	0,285	0,020	4,750	4,750	0,0158	0,6769
22	B	2	0,185	0,015	6,000	6,000	0,0150	0,5550
	D	5	0,190	0,015	5,500	5,500	0,0138	0,5225
23	B	2	0,235	0,040	1,100	1,100	0,0073	0,1293
	D	5	0,125	0,040	3,100	3,100	0,0207	0,1938
24	B	2						
	D	5						

Fortsetzung Tabelle A5.1

Körper	Seite	Meßachse	Ergebnisse der rechnerischen Auswertung					
			Werte je Meßachse			Mittelwert je Seitenfläche		
			$s_{L0}$	$s_{L1}$	$\tau_{L1}$	$\tau_{L1}$	$G_e$	$G_F$
			[mm]	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm]	[N/mm]
25	B	1	0,190	0,040	3,750	2,875	0,0383	0,2731
		3	0,190	0,040	2,000			
	D	4	0,150	0,035	2,800	2,850	0,0308	0,2029
		6	0,135	0,030	2,900			
26	B	1	0,160	0,035	3,900	4,000	0,0467	0,3764
		3	0,215	0,035	4,100			
	D	4	0,190	0,040	4,750	4,075	0,0600	0,3234
		6	0,115	0,050	3,400			

Körper	Seite	$\beta_w$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta_{oz}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$b_L$ [mm]	$G_{e, exp}$ [N/mm]	$G_{e, calc}$ [N/mm]	$b_i$ [-]	$\delta_i$ [-]	$\delta_i'$ [-]	$(\delta_i' - \bar{\delta}')^2$ [-]
1	A	33.6	1.94	200.90	0.0345	0.0630	0.5474	0.5523	-0.5936	0.2772
	B	35.7	2.78	200.90	0.0468	0.0778	0.6023	0.6076	-0.4982	0.1858
	C	44.5	3.70	201.00	0.0723	0.1003	0.7206	0.7271	-0.3188	0.0633
	D	35.7	2.78	201.00	0.0708	0.0778	0.9089	0.9170	-0.0866	0.0004
2	A	33.6	1.94	200.30	0.1538	0.0626	2.4543	2.4762	0.9067	0.9485
	B	35.7	2.78	200.25						
	C	44.5	3.70	200.25	0.2054	0.0995	2.0642	2.0826	0.7336	0.6413
	D	35.7	2.78	200.30						
3	A	33.6	1.94	199.70	0.0458	0.0623	0.7360	0.7426	-0.2976	0.0531
	B	35.7	2.78	199.70	0.0483	0.0768	0.6280	0.6336	-0.4564	0.1515
	C	44.5	3.70	199.80	0.0645	0.0991	0.6511	0.6569	-0.4202	0.1247
	D	35.7	2.78	199.80	0.0693	0.0769	0.9014	0.9095	-0.0949	0.0008
4	A	33.6	1.94	199.60	0.0368	0.0622	0.5908	0.5960	-0.5175	0.2028
	B	35.7	2.78	199.80	0.0717	0.0769	0.9318	0.9401	-0.0618	0.0000
	C	44.5	3.70	199.80	0.0811	0.0991	0.8185	0.8258	-0.1914	0.0154
	D	35.7	2.78	199.60	0.0710	0.0768	0.9255	0.9338	-0.0685	0.0000
5	A	33.6	1.94	220.30	0.0630	0.0758	0.8314	0.8388	-0.1758	0.0118
	B	35.7	2.78	200.25	0.0567	0.0773	0.7334	0.7400	-0.3011	0.0547
	C	44.5	3.70	220.30	0.1008	0.1204	0.8372	0.8447	-0.1688	0.0103
	D	35.7	2.78	200.30	0.0817	0.0773	1.0565	1.0659	0.0638	0.0172
6	A	33.6	1.94	196.55	0.0725	0.0603	1.2019	1.2126	0.1928	0.0676
	B	35.7	2.78	200.15	0.0950	0.0772	1.2308	1.2418	0.2166	0.0805
	C	44.5	3.70	200.15	0.0517	0.0994	0.5197	0.5243	-0.6456	0.3346
	D	35.7	2.78	196.55	0.1050	0.0744	1.4107	1.4233	0.3530	0.1765
7	A	53.0	3.60	200.35	0.1217	0.1072	1.1346	1.1447	0.1352	0.0409
	B	51.7	3.87	200.60	0.1850	0.1101	1.6806	1.6956	0.5280	0.3542
	C	55.1	4.47	200.60	0.0882	0.1221	0.7222	0.7287	-0.3166	0.0622
	D	51.7	3.87	200.35	0.1230	0.1098	1.1201	1.1301	0.1223	0.0359
8	A	53.0	3.60	200.30	0.1419	0.1072	1.3241	1.3359	0.2896	0.1273
	B	51.7	3.87	200.70	0.1333	0.1102	1.2100	1.2208	0.1995	0.0711
	C	55.1	4.47	200.70	0.1264	0.1223	1.0340	1.0432	0.0423	0.0120
	D	51.7	3.87	200.30	0.0811	0.1098	0.7388	0.7454	-0.2939	0.0514
9	A	53.0	3.60	199.90	0.1363	0.1068	1.2763	1.2877	0.2529	0.1024
	B	51.7	3.87	199.30	0.0300	0.1087	0.2765	0.2789	-1.2768	1.4631
	C	55.1	4.47	199.20	0.1567	0.1204	1.3008	1.3124	0.2719	0.1150
	D	51.7	3.87	199.60	0.0620	0.1090	0.5689	0.5739	-0.5552	0.2382
10	A	53.0	3.60	199.60	0.0670	0.1064	0.6295	0.6351	-0.4539	0.1496
	B	51.7	3.87	199.20	0.2048	0.1086	1.8866	1.9034	0.6437	0.5053
	C	55.1	4.47	199.30	0.0908	0.1206	0.7534	0.7602	-0.2742	0.0429
	D	51.7	3.87	199.90	0.0978	0.1093	0.8950	0.9029	-0.1021	0.0012
11	A	53.0	3.60	200.70	0.0933	0.1076	0.8674	0.8751	-0.1334	0.0044
	B	51.7	3.87	200.25	0.1517	0.1097	1.3826	1.3949	0.3328	0.1600
	C	55.1	4.47	200.80	0.1083	0.1224	0.8852	0.8931	-0.1130	0.0021
	D	51.7	3.87	200.30	0.0783	0.1098	0.7137	0.7201	-0.3284	0.0682
12	A	53.0	3.60	200.70	0.1075	0.1076	0.9990	1.0079	0.0079	0.0056
	B	51.7	3.87	220.30						
	C	55.1	4.47	200.80	0.1242	0.1224	1.0146	1.0236	0.0234	0.0082
	D	51.7	3.87	220.30						
17	B	39.8	2.65	79.70	0.0117	0.0126	0.9247	0.9330	-0.0694	0.0000
	D	39.8	2.65	79.70	0.0117	0.0126	0.9247	0.9330	-0.0694	0.0000
18	B	39.8	2.65	79.40	0.0094	0.0125	0.7487	0.7554	-0.2805	0.0455
	D	39.8	2.65	79.90	0.0133	0.0127	1.0515	1.0609	0.0591	0.0160
19	B	39.8	2.65	79.80	0.0188	0.0126	1.4824	1.4957	0.4026	0.2207
	D	39.8	2.65	79.60	0.0142	0.0126	1.1257	1.1357	0.1273	0.0378
20	B	56.0	3.81	79.70	0.0158	0.0179	0.8824	0.8902	-0.1163	0.0024
	D	56.0	3.81	79.70	0.0167	0.0179	0.9288	0.9371	-0.0650	0.0000
21	B	56.0	3.81	79.40	0.0219	0.0178	1.2283	1.2392	0.2145	0.0793
	D	56.0	3.81	79.40	0.0158	0.0178	0.8890	0.8970	-0.1087	0.0017
22	B	56.0	3.81	79.70	0.0150	0.0179	0.8359	0.8434	-0.1703	0.0106
	D	56.0	3.81	79.70	0.0138	0.0179	0.7663	0.7731	-0.2574	0.0362
n	56			Mittelwert	0.0783	0.0790	0.9912	1.0000	-0.0672	0.1337
v	55			Summe	4.3856	4.4240	55.5047	56.0000	-3.7618	7.4893

$$\bar{b} = 0.9912$$

$$s_{\Delta'} = \sqrt{\frac{1}{v} \sum (\delta_i' - \bar{\delta}')^2} = \sqrt{\frac{1}{55} 7.4893} = 0.3690$$

$$\delta_k = \exp(\bar{\delta}' - K_S \cdot s_{\Delta'}) = \exp(-0.0672 - 1794 \cdot 0.3690) = 0.4823$$

Körper	Seite	$\beta_w$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta_{oz}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$b_L$ [mm]	$G_{F, exp}$ [N/mm]	$G_{F, calc}$ [N/mm]	$b_i$ [-]	$\delta_i$ [-]	$\delta_i'$ [-]	$(\delta_i' - \bar{\delta}')^2$ [-]
1	A	33.6	1.94	200.90	0.3434	0.3157	1.0879	1.1073	0.1020	0.0161
	B	35.7	2.78	200.90	0.3555	0.3895	0.9127	0.9290	-0.0736	0.0024
	C	44.5	3.70	201.00	0.4485	0.5017	0.8940	0.9099	-0.0944	0.0048
	D	35.7	2.78	201.00	0.3002	0.3895	0.7707	0.7844	-0.2428	0.0475
2	A	33.6	1.94	200.30	0.5740	0.3157	1.8184	1.8509	0.6156	0.4103
	B	35.7	2.78	200.25						
	C	44.5	3.70	200.25	0.6208	0.5017	1.2373	1.2594	0.2306	0.0653
	D	35.7	2.78	200.30						
3	A	33.6	1.94	199.70	0.2344	0.3157	0.7426	0.7559	-0.2799	0.0650
	B	35.7	2.78	199.70	0.2887	0.3895	0.7411	0.7543	-0.2819	0.0660
	C	44.5	3.70	199.80	0.4233	0.5017	0.8437	0.8587	-0.1523	0.0162
	D	35.7	2.78	199.80	0.3760	0.3895	0.9654	0.9826	-0.0176	0.0001
4	A	33.6	1.94	199.60	0.2353	0.3157	0.7455	0.7588	-0.2760	0.0630
	B	35.7	2.78	199.80	0.2963	0.3895	0.7606	0.7742	-0.2560	0.0534
	C	44.5	3.70	199.80	0.4356	0.5017	0.8683	0.8837	-0.1236	0.0097
	D	35.7	2.78	199.60	0.3610	0.3895	0.9270	0.9435	-0.0582	0.0011
5	A	33.6	1.94	220.30	0.2398	0.3157	0.7595	0.7731	-0.2574	0.0540
	B	35.7	2.78	200.25	0.3592	0.3895	0.9221	0.9386	-0.0634	0.0015
	C	44.5	3.70	220.30	0.5158	0.5017	1.0282	1.0466	0.0455	0.0050
	D	35.7	2.78	200.30	0.3633	0.3895	0.9328	0.9495	-0.0519	0.0007
6	A	33.6	1.94	196.55	0.3408	0.3157	1.0798	1.0990	0.0944	0.0142
	B	35.7	2.78	200.15	0.3325	0.3895	0.8537	0.8689	-0.1405	0.0134
	C	44.5	3.70	200.15	0.3633	0.5017	0.7242	0.7372	-0.3050	0.0784
	D	35.7	2.78	196.55	0.6525	0.3895	1.6753	1.7051	0.5336	0.3120
7	A	53.0	3.60	200.35	0.4470	0.5400	0.8277	0.8425	-0.1714	0.0215
	B	51.7	3.87	200.60	0.5475	0.5530	0.9900	1.0077	0.0076	0.0011
	C	55.1	4.47	200.60	0.4462	0.6136	0.7272	0.7401	-0.3009	0.0762
	D	51.7	3.87	200.35	0.3363	0.5530	0.6082	0.6190	-0.4796	0.2068
8	A	53.0	3.60	200.30	0.4899	0.5400	0.9072	0.9233	-0.0798	0.0030
	B	51.7	3.87	200.70	0.7469	0.5530	1.3505	1.3746	0.3182	0.1177
	C	55.1	4.47	200.70	0.5270	0.6136	0.8590	0.8743	-0.1344	0.0120
	D	51.7	3.87	200.30	0.4939	0.5530	0.8931	0.9090	-0.0954	0.0050
9	A	53.0	3.60	199.90	0.5219	0.5400	0.9663	0.9836	-0.0166	0.0001
	B	51.7	3.87	199.30	0.7931	0.5530	1.4342	1.4597	0.3783	0.1625
	C	55.1	4.47	199.20	0.6850	0.6136	1.1164	1.1363	0.1278	0.0233
	D	51.7	3.87	199.60	0.6585	0.5530	1.1907	1.2120	0.1922	0.0471
10	A	53.0	3.60	199.60	0.4880	0.5400	0.9036	0.9197	-0.0837	0.0035
	B	51.7	3.87	199.20	0.7242	0.5530	1.3095	1.3328	0.2873	0.0975
	C	55.1	4.47	199.30	0.6419	0.6136	1.0462	1.0648	0.0628	0.0077
	D	51.7	3.87	199.90	0.5775	0.5530	1.0443	1.0629	0.0610	0.0074
11	A	53.0	3.60	200.70	0.4808	0.5400	0.8904	0.9062	-0.0985	0.0054
	B	51.7	3.87	200.25	0.7567	0.5530	1.3682	1.3926	0.3312	0.1268
	C	55.1	4.47	200.80	0.5792	0.6136	0.9439	0.9607	-0.0401	0.0002
	D	51.7	3.87	200.30	0.5917	0.5530	1.0699	1.0890	0.0852	0.0121
12	A	53.0	3.60	200.70	0.6500	0.5400	1.2036	1.2251	0.2030	0.0519
	B	51.7	3.87	220.30						
	C	55.1	4.47	200.80	0.6075	0.6136	0.9901	1.0077	0.0077	0.0011
	D	51.7	3.87	220.30						
17	B	39.8	2.65	79.70	0.4463	0.4015	1.1114	1.1312	0.1233	0.0220
	D	39.8	2.65	79.70	0.3413	0.4015	0.8499	0.8650	-0.1450	0.0144
18	B	39.8	2.65	79.40	0.4500	0.4015	1.1207	1.1407	0.1317	0.0245
	D	39.8	2.65	79.90	0.3100	0.4015	0.7721	0.7858	-0.2410	0.0467
19	B	39.8	2.65	79.80	0.3375	0.4015	0.8406	0.8555	-0.1560	0.0172
	D	39.8	2.65	79.60	0.3506	0.4015	0.8732	0.8888	-0.1179	0.0086
20	B	56.0	3.81	79.70	0.4038	0.5711	0.7070	0.7196	-0.3291	0.0925
	D	56.0	3.81	79.70	0.5875	0.5711	1.0287	1.0471	0.0460	0.0050
21	B	56.0	3.81	79.40	0.4069	0.5711	0.7125	0.7252	-0.3214	0.0879
	D	56.0	3.81	79.40	0.6769	0.5711	1.1852	1.2064	0.1876	0.0452
22	B	56.0	3.81	79.70	0.5550	0.5711	0.9718	0.9892	-0.0109	0.0002
	D	56.0	3.81	79.70	0.5225	0.5711	0.9149	0.9312	-0.0712	0.0021
n	56			Mittelwert	0.4757	0.4837	0.9825	1.0000	-0.0249	0.0474
v	55			Summe	26.6389	27.0866	55.0190	56.0000	-1.3944	2.6564

$$\bar{b} = 0.9825$$

$$s_{\Delta'} = \sqrt{\frac{1}{v} \sum (\delta_i' - \bar{\delta}')^2} = \sqrt{\frac{1}{55} \cdot 2.6564} = 0.2198$$

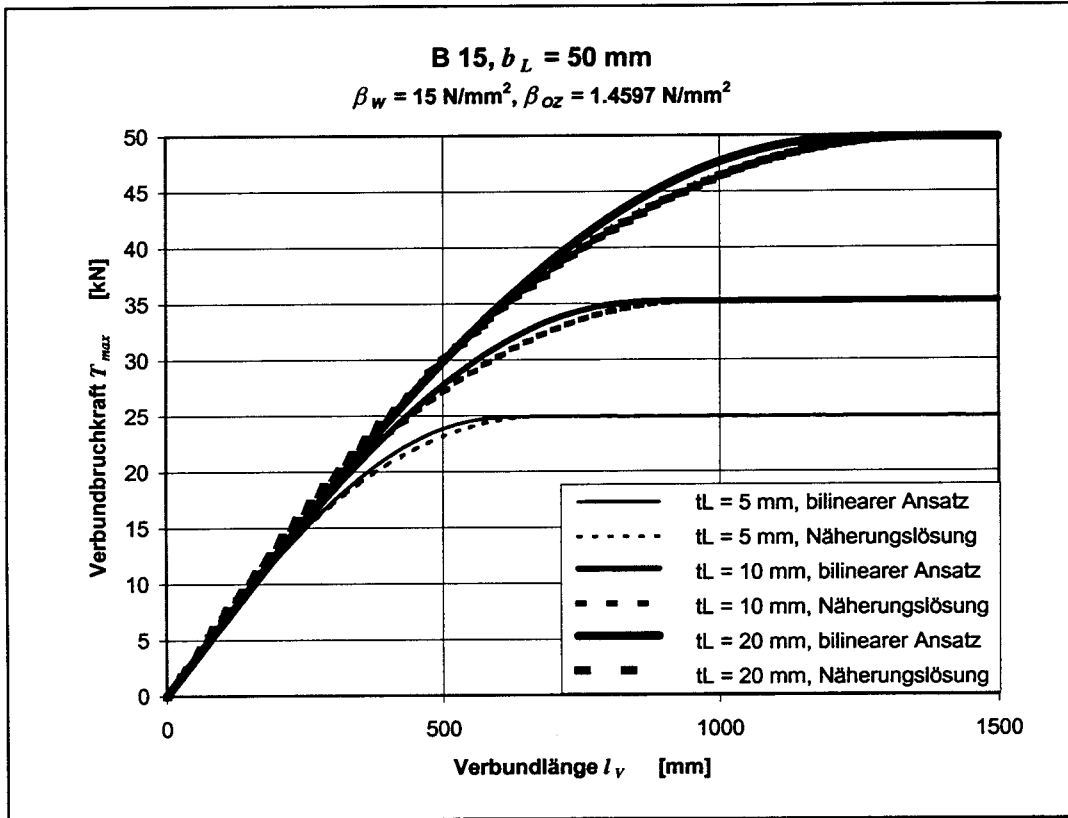
$$\delta_k = \exp(\bar{\delta}' - K_s \cdot s_{\Delta'}) = \exp(-0.0249 - 1794 \cdot 0.2198) = 0.6576$$

Körper	Seite	$\beta_w$	$\beta_{oz}$	$b_L$	$\tau_{L1, exp}$	$\tau_{L1, calc}$	$b_i$	$\delta_i$	$\delta'_i$	$(\delta'_i - \bar{\delta}')^2$
		[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[N/mm]	[N/mm]	[-]	[-]	[-]	[-]
1	A	33.6	1.94	200.90	3.3333	3.2471	1.0265	1.0489	0.0477	0.0043
	B	35.7	2.78	200.90	3.1667	4.0067	0.7903	0.8075	-0.2138	0.0382
	C	44.5	3.70	201.00	4.5667	5.1607	0.8849	0.9041	-0.1008	0.0068
	D	35.7	2.78	201.00	2.6667	4.0067	0.6656	0.6800	-0.3856	0.1350
2	A	33.6	1.94	200.30	4.1000	3.2471	1.2626	1.2901	0.2547	0.0745
	B	35.7	2.78	200.25						
	C	44.5	3.70	200.25	5.8667	5.1607	1.1368	1.1615	0.1497	0.0282
	D	35.7	2.78	200.30						
3	A	33.6	1.94	199.70	2.4000	3.2471	0.7391	0.7552	-0.2808	0.0689
	B	35.7	2.78	199.70	3.7000	4.0067	0.9235	0.9435	-0.0581	0.0016
	C	44.5	3.70	199.80	3.8000	5.1607	0.7363	0.7523	-0.2846	0.0709
	D	35.7	2.78	199.80	3.4667	4.0067	0.8652	0.8840	-0.1233	0.0110
4	A	33.6	1.94	199.60	2.0000	3.2471	0.6159	0.6293	-0.4631	0.1979
	B	35.7	2.78	199.80	5.3750	4.0067	1.3415	1.3707	0.3153	0.1112
	C	44.5	3.70	199.80	5.4000	5.1607	1.0464	1.0691	0.0668	0.0072
	D	35.7	2.78	199.60	4.6667	4.0067	1.1647	1.1900	0.1740	0.0369
5	A	33.6	1.94	220.30	2.5667	3.2471	0.7904	0.8076	-0.2137	0.0382
	B	35.7	2.78	200.25	4.8333	4.0067	1.2063	1.2325	0.2091	0.0517
	C	44.5	3.70	220.30	4.8333	5.1607	0.9366	0.9569	-0.0440	0.0007
	D	35.7	2.78	200.30	3.5000	4.0067	0.8735	0.8925	-0.1137	0.0091
6	A	33.6	1.94	196.55	4.2500	3.2471	1.3088	1.3373	0.2907	0.0954
	B	35.7	2.78	200.15	5.2500	4.0067	1.3103	1.3388	0.2918	0.0961
	C	44.5	3.70	200.15	4.7500	5.1607	0.9204	0.9404	-0.0614	0.0019
	D	35.7	2.78	196.55	5.2500	4.0067	1.3103	1.3388	0.2918	0.0961
7	A	53.0	3.60	200.35	3.9333	5.5555	0.7080	0.7234	-0.3238	0.0934
	B	51.7	3.87	200.60	6.1667	5.6889	1.0840	1.1075	0.1021	0.0145
	C	55.1	4.47	200.60	4.8167	6.3119	0.7631	0.7797	-0.2488	0.0532
	D	51.7	3.87	200.35	4.2000	5.6889	0.7383	0.7543	-0.2819	0.0695
8	A	53.0	3.60	200.30	4.6000	5.5555	0.8280	0.8460	-0.1672	0.0222
	B	51.7	3.87	200.70	6.6667	5.6889	1.1719	1.1973	0.1801	0.0393
	C	55.1	4.47	200.70	6.8000	6.3119	1.0773	1.1008	0.0960	0.0130
	D	51.7	3.87	200.30	5.3667	5.6889	0.9433	0.9639	-0.0368	0.0003
9	A	53.0	3.60	199.90	7.2500	5.5555	1.3050	1.3334	0.2877	0.0936
	B	51.7	3.87	199.30	6.3833	5.6889	1.1221	1.1465	0.1367	0.0240
	C	55.1	4.47	199.20	7.8333	6.3119	1.2410	1.2680	0.2375	0.0654
	D	51.7	3.87	199.60	5.0000	5.6889	0.8789	0.8980	-0.1076	0.0080
10	A	53.0	3.60	199.60	5.7333	5.5555	1.0320	1.0545	0.0530	0.0051
	B	51.7	3.87	199.20	7.2500	5.6889	1.2744	1.3021	0.2640	0.0796
	C	55.1	4.47	199.30	6.9000	6.3119	1.0932	1.1169	0.1106	0.0166
	D	51.7	3.87	199.90	6.1333	5.6889	1.0781	1.1016	0.0967	0.0132
11	A	53.0	3.60	200.70	7.0000	5.5555	1.2600	1.2874	0.2526	0.0734
	B	51.7	3.87	200.25	5.3333	5.6889	0.9375	0.9579	-0.0430	0.0006
	C	55.1	4.47	200.80	5.8333	6.3119	0.9242	0.9443	-0.0573	0.0015
	D	51.7	3.87	200.30	4.5000	5.6889	0.7910	0.8082	-0.2129	0.0379
12	A	53.0	3.60	200.70	4.8333	5.5555	0.8700	0.8889	-0.1177	0.0099
	B	51.7	3.87	220.30						
	C	55.1	4.47	200.80	6.3333	6.3119	1.0034	1.0252	0.0249	0.0019
	D	51.7	3.87	220.30						
17	B	39.8	2.65	79.70	3.5000	4.1304	0.8474	0.8658	-0.1441	0.0158
	D	39.8	2.65	79.70	3.5000	4.1304	0.8474	0.8658	-0.1441	0.0158
18	B	39.8	2.65	79.40	3.7500	4.1304	0.9079	0.9276	-0.0751	0.0032
	D	39.8	2.65	79.90	4.0000	4.1304	0.9684	0.9895	-0.0106	0.0001
19	B	39.8	2.65	79.80	3.7500	4.1304	0.9079	0.9276	-0.0751	0.0032
	D	39.8	2.65	79.60	4.2500	4.1304	1.0289	1.0513	0.0501	0.0047
20	B	56.0	3.81	79.70	4.7500	5.8747	0.8085	0.8261	-0.1910	0.0299
	D	56.0	3.81	79.70	5.0000	5.8747	0.8511	0.8696	-0.1397	0.0148
21	B	56.0	3.81	79.40	5.2500	5.8747	0.8937	0.9131	-0.0909	0.0053
	D	56.0	3.81	79.40	4.7500	5.8747	0.8085	0.8261	-0.1910	0.0299
22	B	56.0	3.81	79.70	6.0000	5.8747	1.0213	1.0435	0.0426	0.0037
	D	56.0	3.81	79.70	5.5000	5.8747	0.9362	0.9566	-0.0444	0.0007
n	56			Mittelwert	4,8680	4,9757	0,9787	1,0000	-0,0182	0,0365
v	55			Summe	272,6083	278,6391	54,8081	56,0000	-1,0198	2,0453

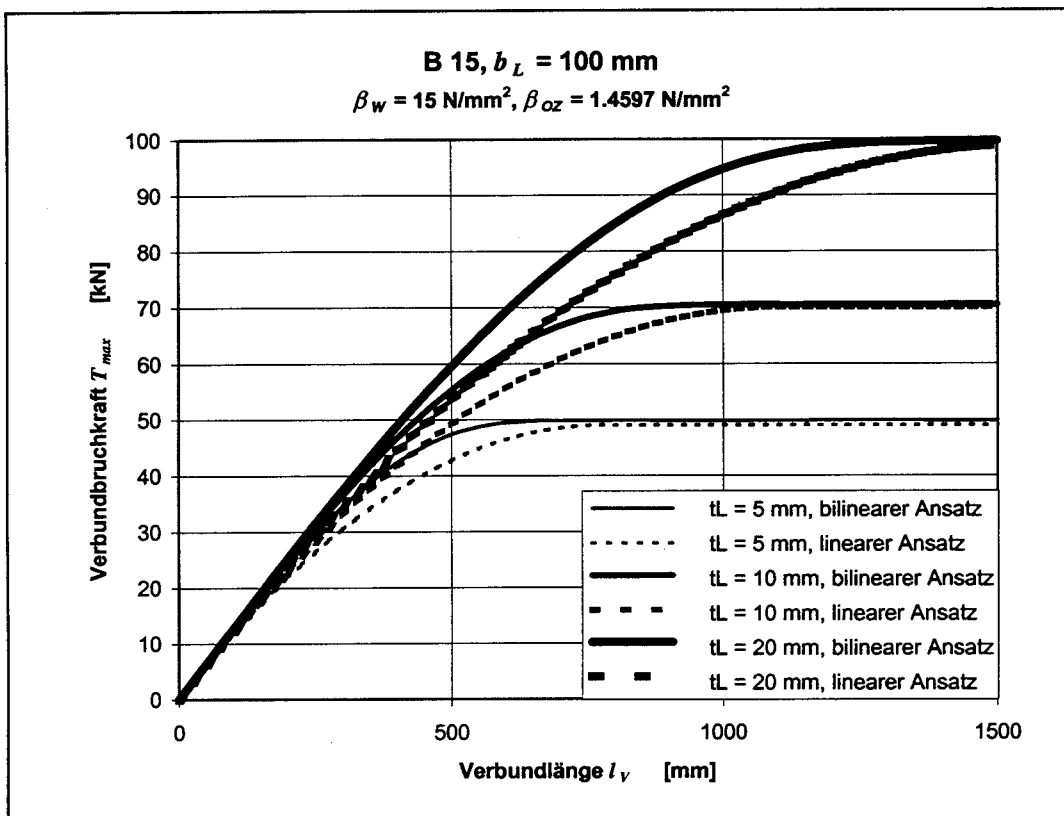
$$\bar{b} = 0.9787$$

$$s_{\Delta'} = \sqrt{\frac{1}{v} \sum (\delta'_i - \bar{\delta}')^2} = \sqrt{\frac{1}{55} \cdot 2.0453} = 0.1928$$

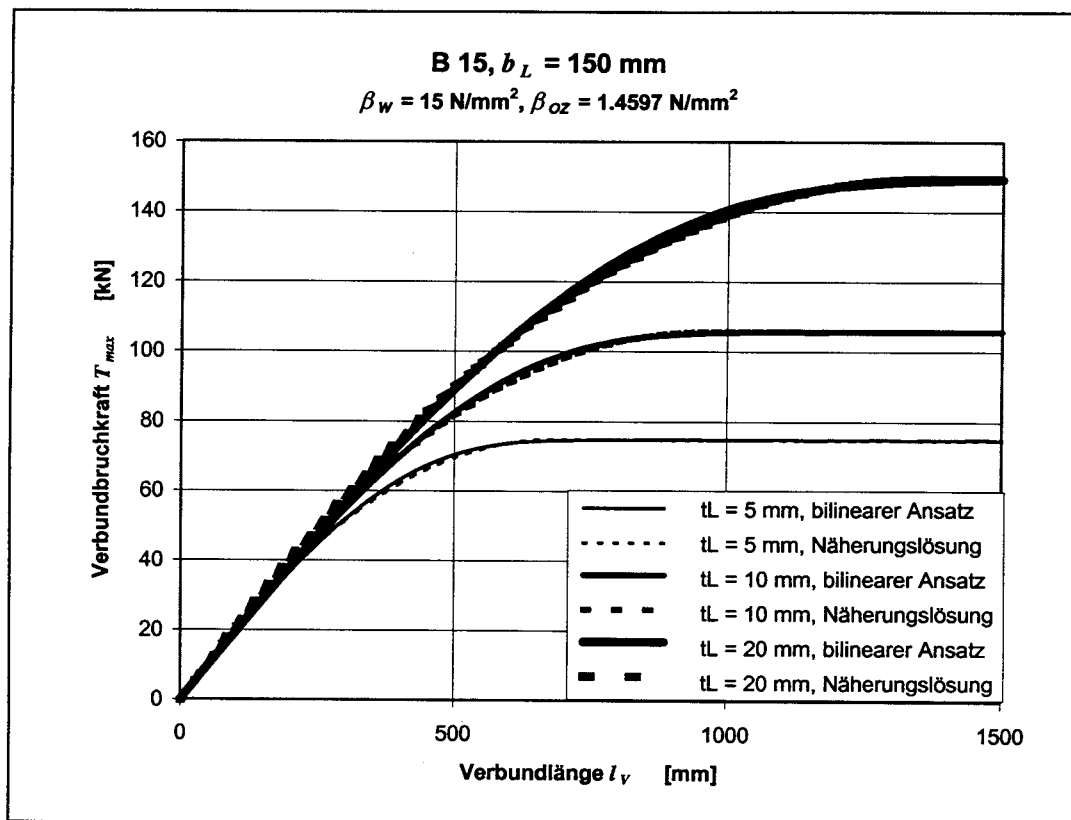
$$\delta_k = \exp(\bar{\delta}' - K_S \cdot s_{\Delta'}) = \exp(-0.0182 - 1794 \cdot 0.1928) = 0.6948$$



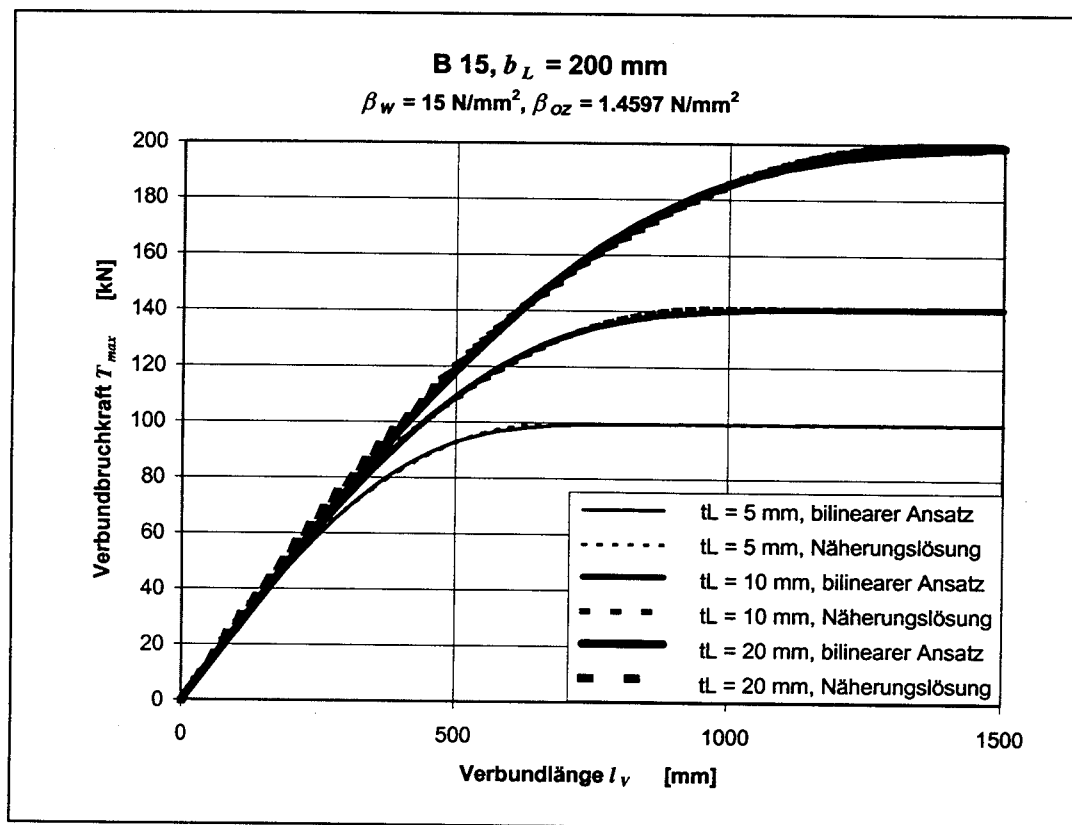
**Bild A6.1:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



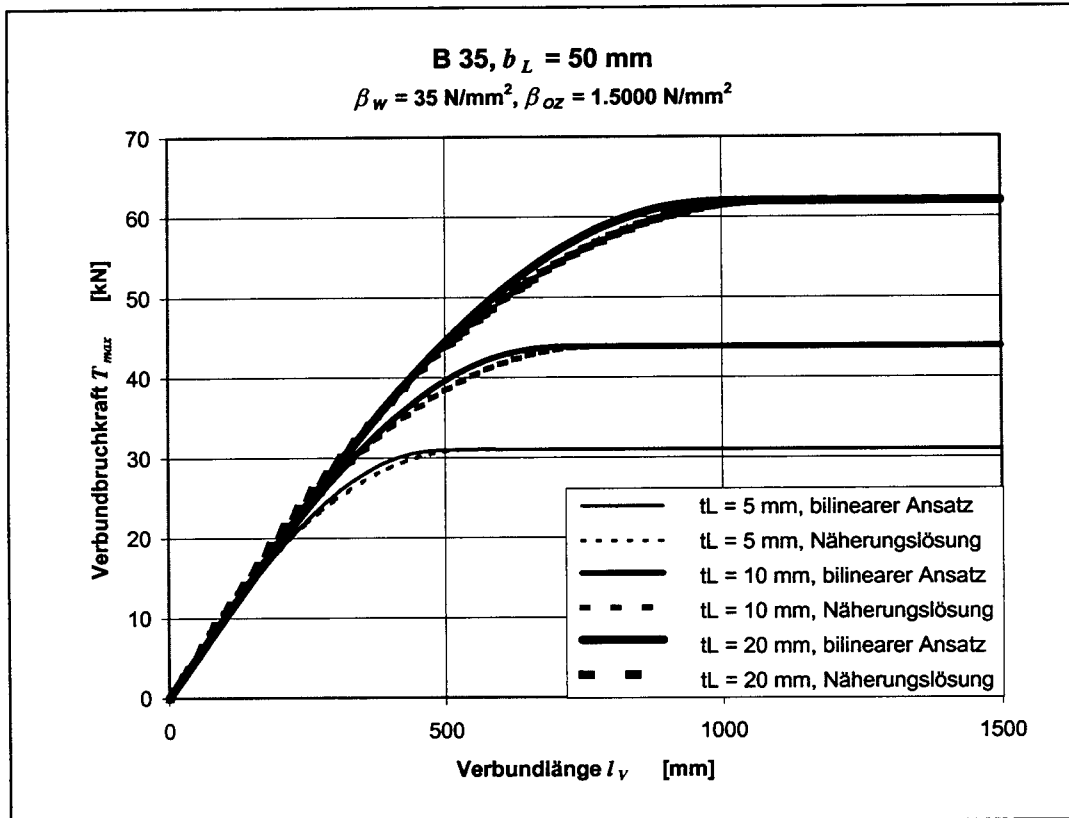
**Bild A6.2:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



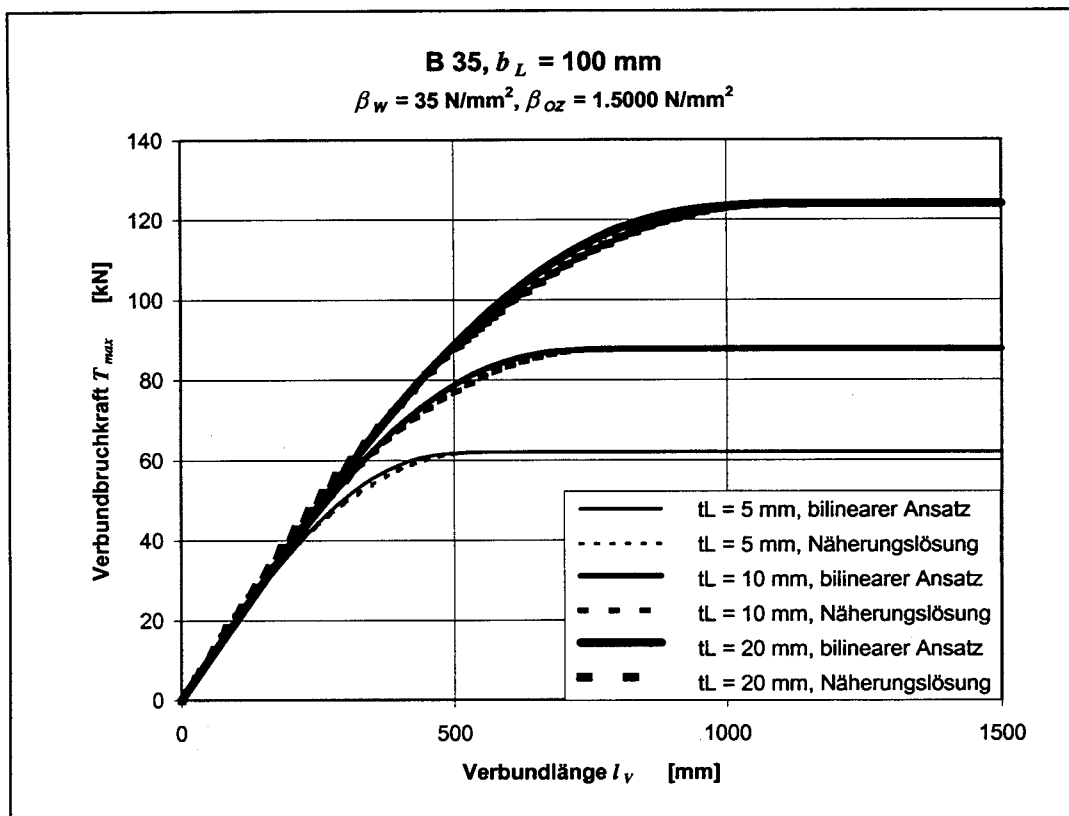
**Bild A6.3:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



**Bild A6.4:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)

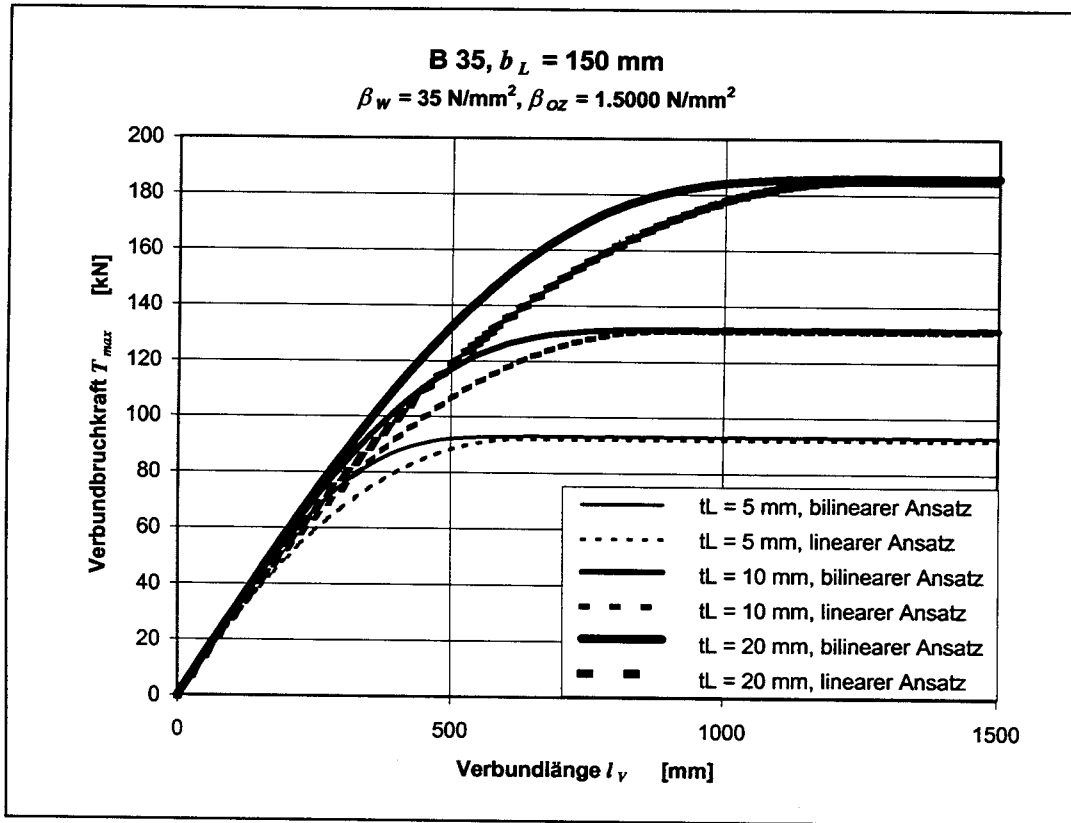


**Bild A6.5:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)

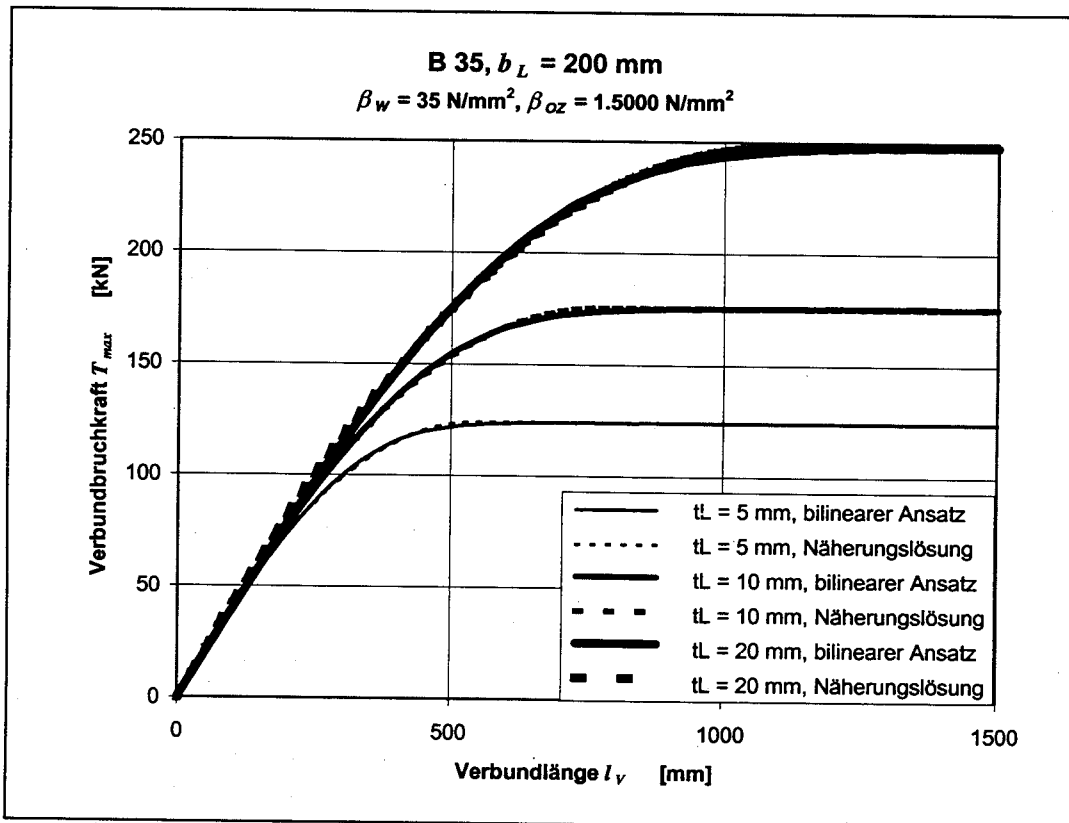


**Bild A6.6:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)

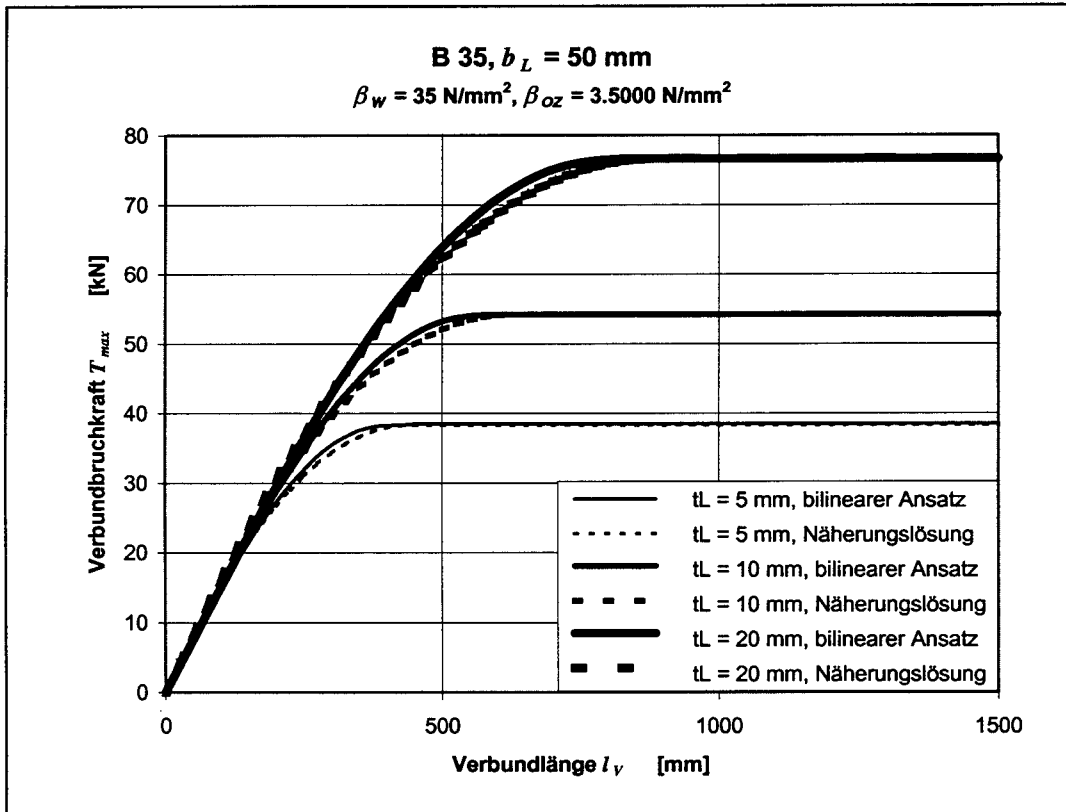




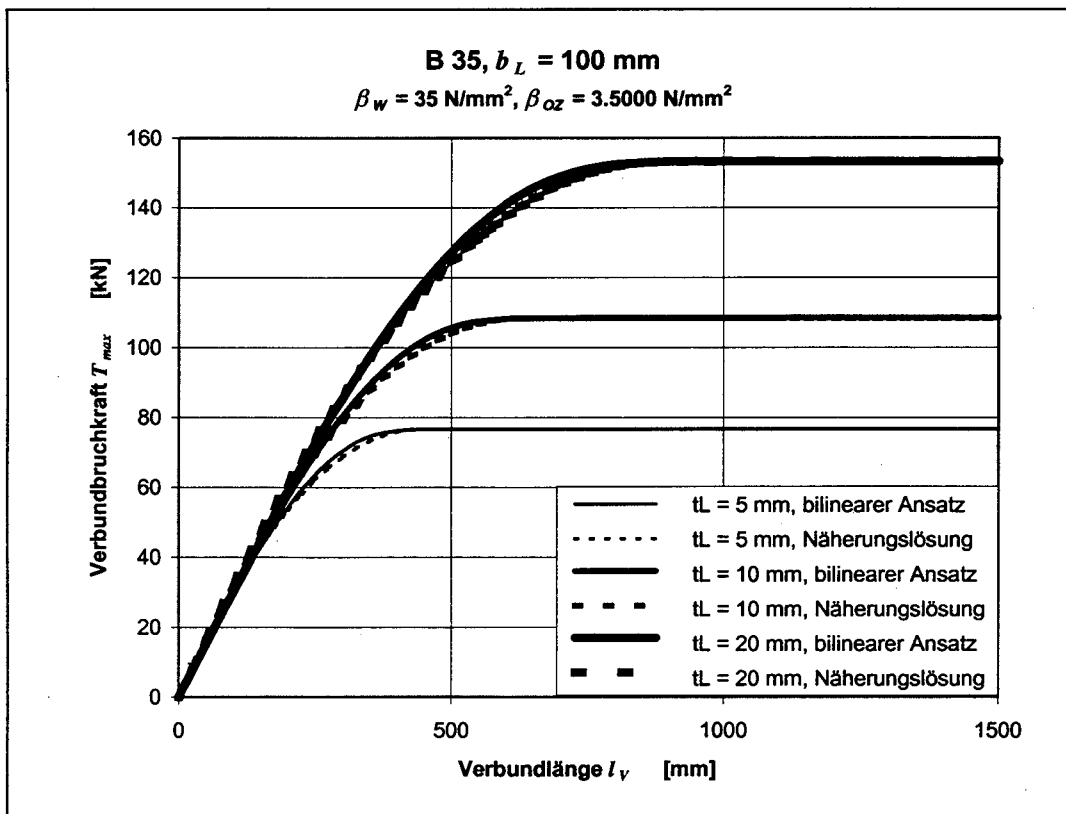
**Bild A6.7:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



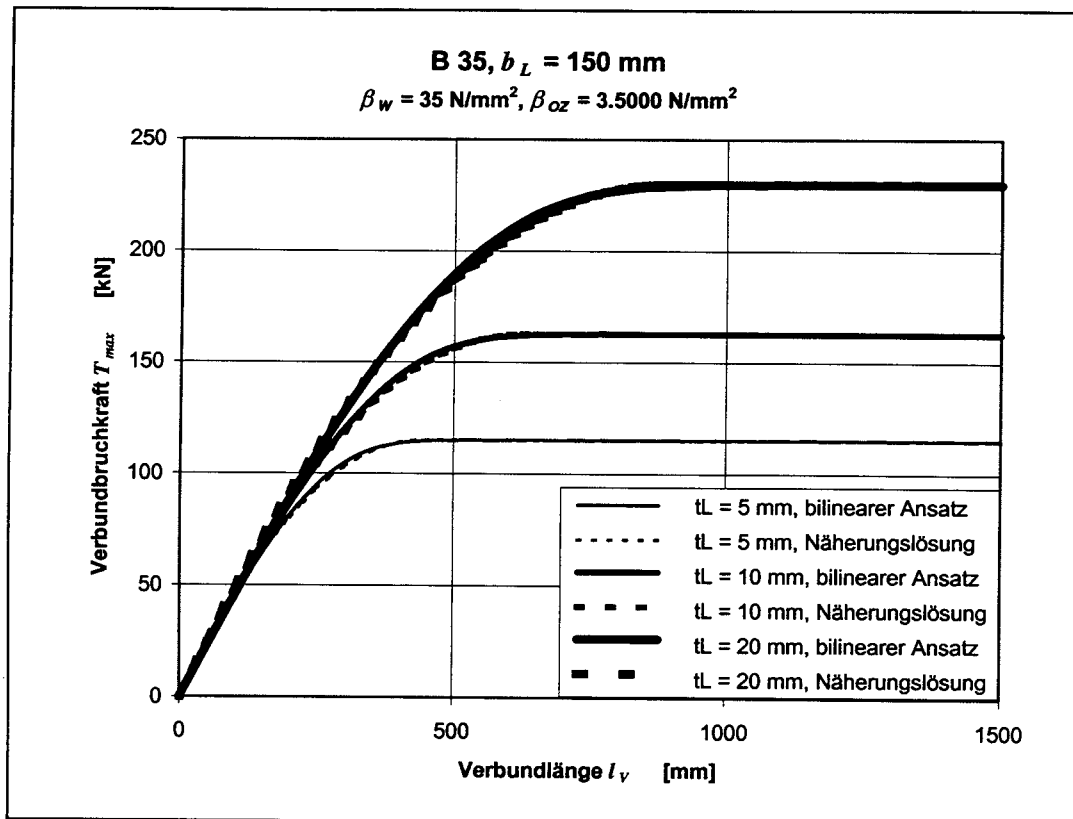
**Bild A6.8:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



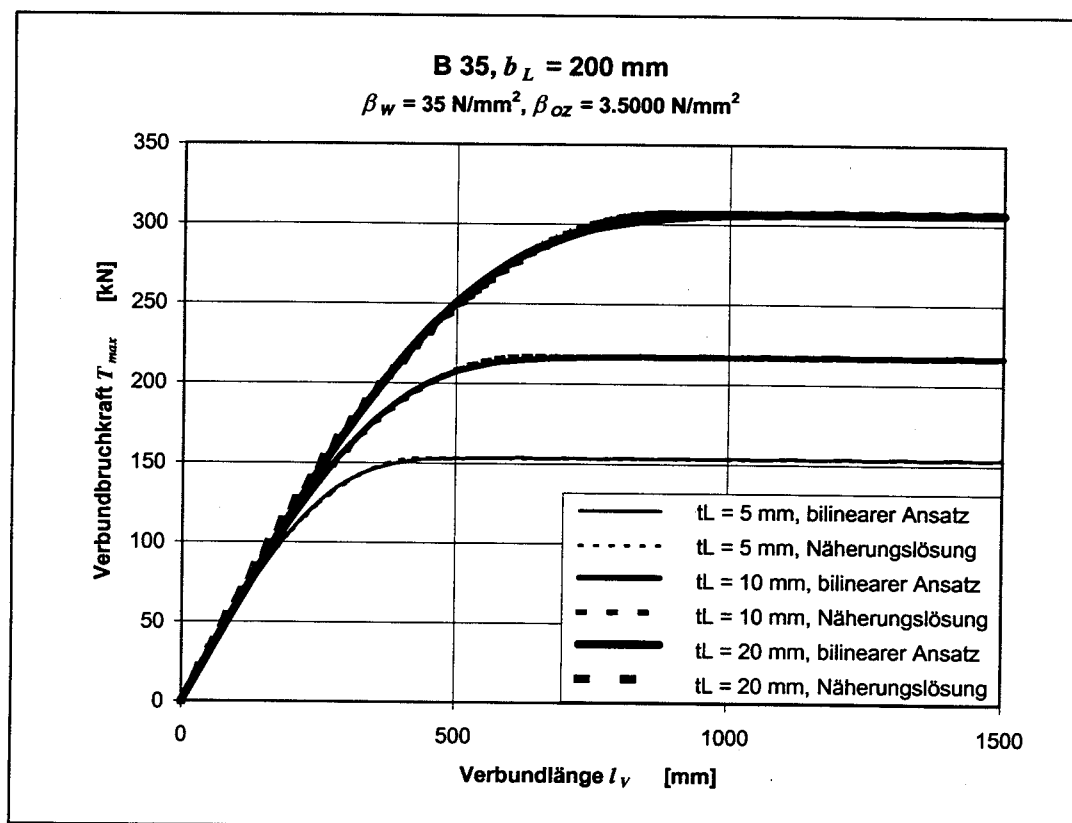
**Bild A6.9:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



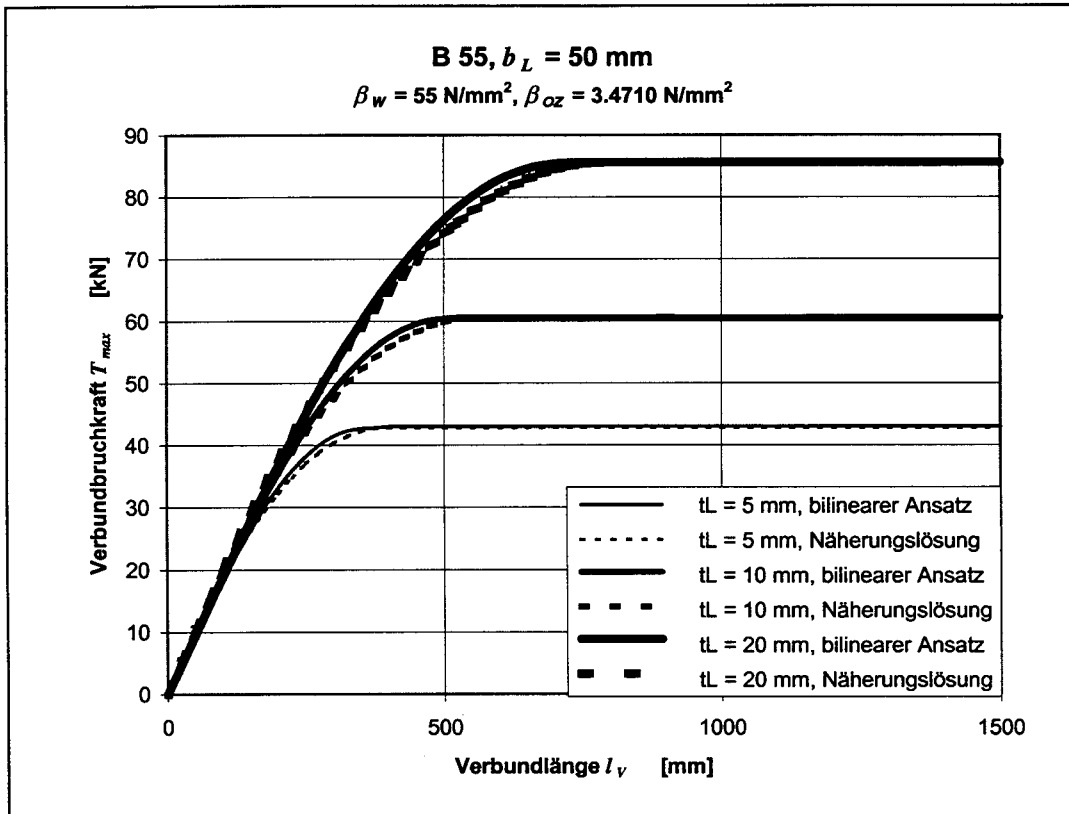
**Bild A6.10:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



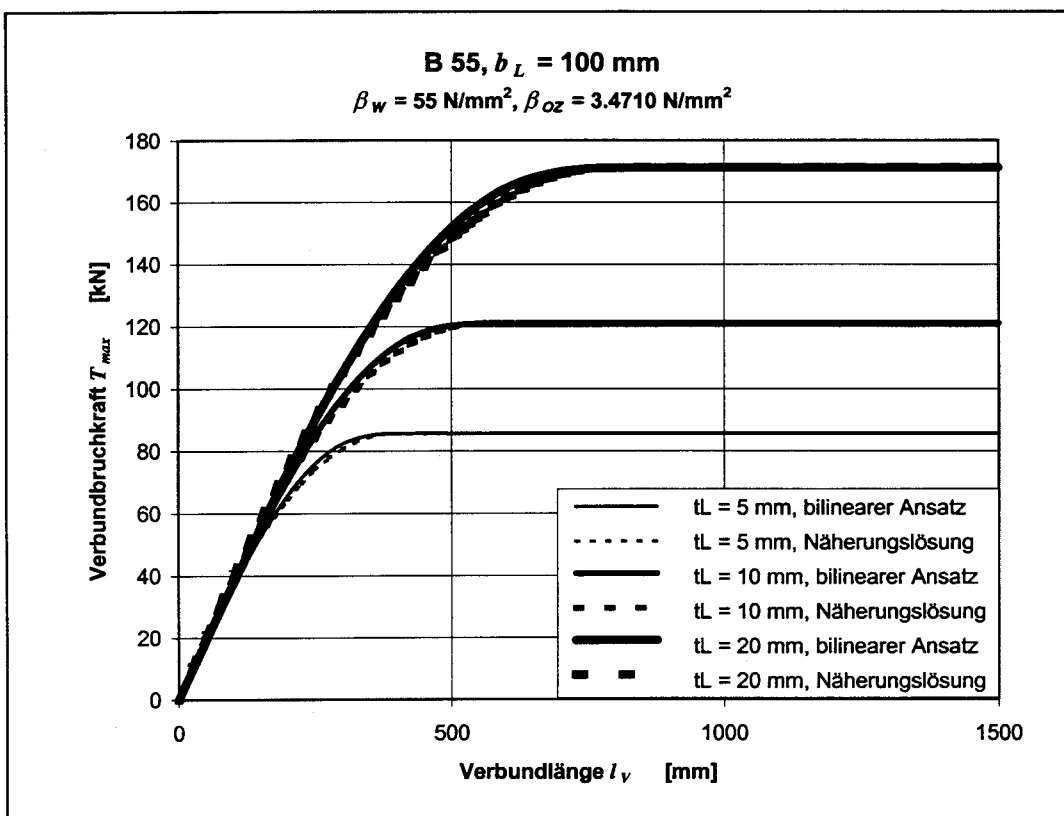
**Bild A6.11:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



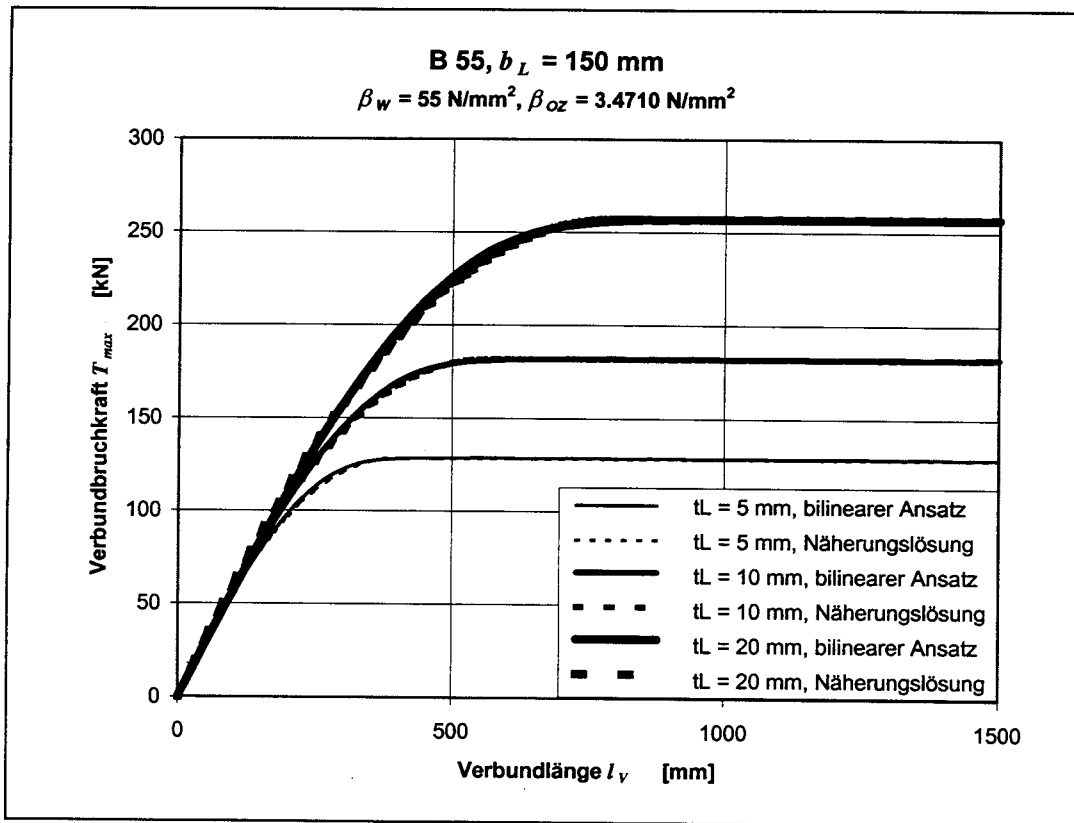
**Bild A6.12:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



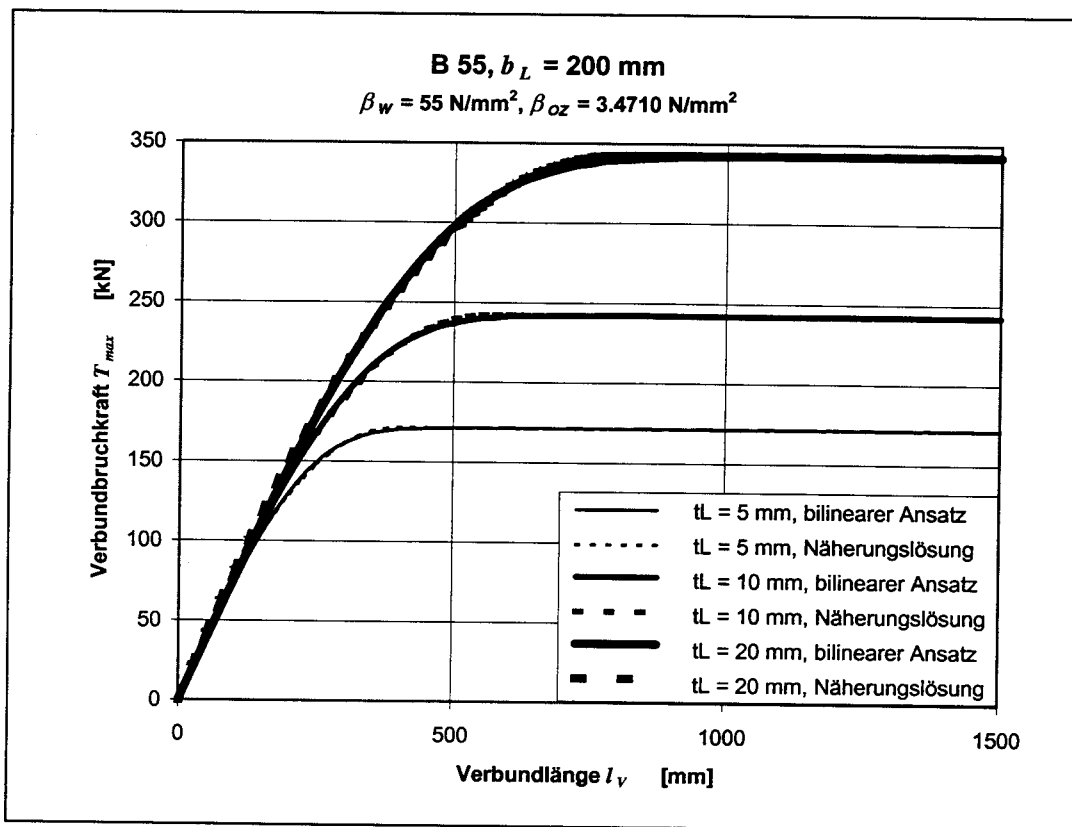
**Bild A6.13:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



**Bild A6.14:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



**Bild A6.15:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)



**Bild A6.16:** Vergleich der Charakt. Verbundbruchkraft nach exakter Lösung für den bilinearen Verbundansatz und Näherungslösung (6.57) bis (6.60)