

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Metallbau

Zum Trag- und Verformungsverhalten von gelenkigen Sekundärträgeranschlüssen mit langen Fahnenblechen im Verbundbau

Karl Schwindl

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard H. Müller

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Kurz,
Technische Universität Kaiserslautern

Die Dissertation wurde am 05.04.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen am 10.09.2012 angenommen.

Gewidmet meinen Eltern Anneliese und Karl Schwindl

Zusammenfassung

Aufgrund der einfachen Ausführung werden im Verbundbau häufig Nebenträger mit langen Fahnenblechen an die Hauptträger angeschlossen. In der Vergangenheit wurden solche Anschlüsse als ideal gelenkig betrachtet, obwohl bei mehrfeldrigen Trägersystemen eine unplanmäßige Durchlaufwirkung entsteht. Gestützt auf die Ergebnisse von Großversuchen wurden Erkenntnisse über das tatsächliche Tragverhalten gewonnen und für die praktische Anwendung aufbereitet. Für den Nachweis der Tragfähigkeit wurde eine plastische Momenten-Querkraft-Interaktionsbeziehung erarbeitet, mit deren Hilfe die unplanmäßige Durchlaufwirkung im Hinblick auf eine wirtschaftliche Bemessung genutzt werden kann. Auf Gebrauchslastniveau kann die elastische Schnittgrößen- und Verformungsberechnung unter Ansatz der Rotationssteifigkeit der Anschlüsse erfolgen, zu deren Berechnung ein einfach anzuwendendes Federmodell entwickelt wurde, das sich an der Komponentenmethode aus dem aktuellen Normenwerk orientiert.

Abstract

Connections of secondary beams in composite constructions are frequently constructed as long fin plates. Usually the secondary beams are designed as simply supported assuming pinned beam-to-beam connections, which ignore the effects of partial continuity. Based on the results of large-scale experiments new knowledge was gained about the actual structural behaviour of long fin plate connections and adapted for practical application. In order to verify the Ultimate Limit State a plastic interaction relationship was developed for considering bending moments and shear forces acting simultaneously at the connections. By considering the hogging moments of multi-span beams a more efficient design can be obtained. In the Serviceability Limit State forces and deformations can be calculated elastically by using the rotational stiffness of the connections which is calculated using a newly developed spring model. The spring model follows the principles of the Component Method that is part of the current design codes.

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Dissertation ist während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Metallbau, Technische Universität München, entstanden.

Besonderer Dank gilt Herrn Professor Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing. (NDS) Martin Mensinger für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit und für die Übernahme des Referats.

Herrn Professor Dr.-Ing. Wolfgang Kurz danke ich herzlich für die Übernahme des Ko-referats.

Herrn Professor Dr.-Ing. Gerhard Müller gilt mein Dank für die Übernahme des Vorsit-zes.

Meinen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl möchte ich für die gute Zusammenar-beit, für die spontane Bereitschaft zur Diskussion sowie ganz besonders für die be-reitwillige Mithilfe bei der Vorbereitung und der Durchführung der Großversuche dan-ken.

Im Zusammenhang mit der Versuchsdurchführung und –auswertung gilt mein Dank ebenso den Kollegen vom Materialprüfungsamt und unseren wissenschaftlichen Hilfs-kräften, außerdem den von mir im Rahmen ihrer Bachelorarbeiten betreuten Studen-ten, die sich mit großem Interesse einigen Teilaspekten des Forschungsthemas ge-widmet haben.

Gedankt sei auch der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Ot-to von Guericke" e. V. (AiF) für die Förderung des zugehörigen Forschungsvorhabens sowie allen Firmen, Institutionen und Einzelpersonen, die das Projekt unterstützt ha-ben.

Meinen Eltern danke ich für die Motivation und die Unterstützung in jeder Hinsicht, allen Freunden und Kameraden für das Verständnis, dass während einer Promotion naturgemäß wenig Zeit für gemeinsame Aktivitäten bleibt.

Abschließend gilt mein besonderer Dank all jenen Frauen und Männern, die durch Be-wahrung und Ausübung von Kultur, Brauchtum und Musik, sowie dadurch, dass sie einfach so sind, wie sie sind, dazu beitragen, dass meine oberbayerische Heimat so einzigartig und lebenswert ist, was wiederum auch in schwierigeren Phasen maßgeb-lich zur Aufrechterhaltung meiner guten Laune beigetragen hat.

„Gott mit dir, du Land der Bayern!“

[Quelle: Bayernhymne]

Karl Schwindl

München, März 2012

Inhalt

Zusammenfassung.....	V
Abstract	V
Vorwort und Danksagung.....	VII
Verwendete Symbole und Formelzeichen	XV
Große lateinische Buchstaben.....	XV
Kleine lateinische Buchstaben.....	XVI
Indices.....	XVI
Griechische Buchstaben.....	XVII
1 Vorbemerkungen.....	1
2 Einleitung	1
3 Wissensstand und aktuelle Bemessungspraxis.....	3
4 Zielsetzung und Lösungsansatz.....	5
5 Erkenntnisgewinn durch Großversuche.....	6
5.1 Vorbemerkungen.....	6
5.2 Allgemeines zum Versuchsprogramm	6
5.3 Versuchsaufbau	7
5.3.1 Allgemeine Eigenschaften der Versuchskörper	7
5.3.2 Details der Versuchsreihe 1.....	10
5.3.3 Details der Versuchsreihe 2.....	11
5.3.4 Materialeigenschaften.....	13
5.3.5 Räumliche Zuordnung.....	13
5.4 Messkonzept.....	15
5.4.2 Messung von Zylinderkräften und -wegen	15
5.4.3 Messung von Auflagerkräften	15
5.4.4 Verformungsmessung mit induktiven Wegaufnehmern	15
5.4.5 Dehnungsmessung mit Dehnungsmessstreifen und Rosetten	20
5.4.6 Dehnungsmessung mit Setzdehnungsmessern	25
5.5 Versuchsdurchführung.....	26
6 Versuchsergebnisse.....	27
6.1 Auswahl von Laststufen für die weitere Auswertung	27
6.2 Grundlegende Erkenntnisse.....	31

6.2.1	Versuchsreihe 1	31
6.2.2	Versuchsreihe 2	35
6.3	Verlauf des Biegemomentes M_y	40
6.3.1	Experimentelle Schnittgrößenermittlung	40
6.3.2	Größe der Durchlaufwirkung	45
6.3.3	Lage des Momentennullpunktes	50
6.3.4	Umlagerung der Biegemomente	52
6.3.5	Erkenntnisse aus dem Verlauf der Momentenlinie.....	58
6.4	Momenten-Rotations-Charakteristik der Anschlüsse	60
6.4.1	Herleitung der Momenten-Rotations-Kurven.....	60
6.4.2	Interpretation der Momenten-Rotations-Kurven.....	68
6.4.3	Klassifizierung der Anschlüsse.....	75
6.5	Verformung des Betongurtes	95
6.6	Teilschnittgrößen im Anschlussbereich	102
6.6.1	Hinweise zur Spannungsermittlung	102
6.6.2	Querkräfte	102
6.6.3	Momente und Normalkräfte	104
7	Numerische Simulation	106
7.1	Anforderungen an das Modell	106
7.2	Bestandteile des Modells	107
7.3	Modellparameter	112
7.3.1	Schalenelemente für Stahl und Stahlbeton	112
7.3.2	Federelemente für die Kopfbolzendübel	114
7.3.3	Federelemente für die Schrauben	116
7.4	Kalibrierung des Modells auf niedrigem Lastniveau	122
7.4.1	Allgemeines.....	122
7.4.2	Erläuterung des Vorgehens am Beispiel von Versuch V1-1	123
7.5	Erweiterung der Kalibrierung auf die Laststufen 1 bis 8	133
7.5.1	Vorgehensweise.....	133
7.5.2	Nachrechnung von Versuch V1-1.....	134
7.5.3	Nachrechnung von Versuch V1-2.....	138
7.5.4	Nachrechnung von Versuch V1-3.....	142
7.5.5	Nachrechnung von Versuch V2-1.....	145

7.5.6	Nachrechnung von Versuch V2-2.....	148
7.5.7	Nachrechnung von Versuch V2-3.....	151
7.6	Erkenntnisse und Bewertung des numerischen Modells.....	155
8	Konsequenzen für das weitere Vorgehen.....	158
9	Berechnung der Anschlussstragfähigkeit.....	159
9.1	Herleitung des Berechnungsverfahrens.....	159
9.1.1	Verwendete Bezeichnungen.....	159
9.1.2	Verteilung der Querkraft auf Fahnenblech und Betongurt.....	163
9.1.3	Im Fahnenblech wirkende Teilschnittgrößen.....	170
9.1.4	Normalkräfte im Fahnenblech und Lage der plastischen Nulllinie.....	171
9.1.5	Biegung des Fahnenblechs um die schwache Achse.....	173
9.1.6	Bestimmung der globalen Normalkraft N_{global}	191
9.1.7	Bestimmung des vom Betongurt aufnehmbaren Biegemomentes.....	199
9.1.8	Momententragfähigkeit des Anschlusses.....	199
9.1.9	Querkraftnachweis für den Betongurt.....	202
9.1.10	Anmerkungen zu den mittragenden Breiten.....	203
9.1.11	Vergleich von Berechnungs- und Versuchsergebnissen.....	204
9.1.12	Erkenntnisse und Konsequenzen aus dem Ergebnisvergleich.....	213
9.1.13	Modifizierung des Bemessungsmodells.....	219
9.2	Aufbereitung des Verfahrens für die praktische Anwendung.....	224
9.3	Anwendungsgrenzen.....	227
10	Berechnung der Anschlusssteifigkeit.....	228
10.1	Anmerkungen zur Komponentenmethode.....	228
10.2	Federmodell auf Basis der Komponentenmethode.....	228
10.2.1	Vorüberlegungen und Annahmen.....	228
10.2.2	Übersicht über die Komponenten.....	231
10.2.3	Komponente „Betongurt“.....	233
10.2.4	Komponente „Bewehrung und Verbundfuge“.....	236
10.2.5	Komponente „Schrauben und Fahnenblech“.....	247
10.2.6	Durchführung der Berechnung.....	250
10.3	Nachrechnung der 6 Versuche mit dem Federmodell.....	265
10.3.1	Vergleich mit den Versuchsergebnissen.....	265
10.3.2	Bewertung der Berechnungsergebnisse.....	273

10.4	Anpassung der Modellparameter	273
10.4.1	Länge der Bewehrung.....	273
10.4.2	Steifigkeit der Verbundmittel.....	274
10.4.3	Steifigkeit der Schraubenverbindungen	276
10.4.4	Rotationssteifigkeit mit geänderten Modellparametern	280
10.4.5	Ergebnisbewertung und Zwischenbilanz.....	284
10.5	Vorschlag für die praktische Umsetzung.....	285
10.5.1	Reduzierung des Federmodells auf die nötigsten Komponenten	285
10.5.2	Eingrenzung der Rotationssteifigkeit.....	286
10.5.3	Die Rotationsfeder im Gesamtsystem.....	294
10.5.4	Fazit bezüglich der Anwendbarkeit des Federmodells	307
10.6	Anmerkungen zu nicht symmetrischen Lastbildern	308
10.6.1	Modellvorstellung.....	308
10.6.2	Anwendungsgrenzen des Modells	314
11	Abschätzung der Rotationskapazität.....	319
11.1	Abschätzung mit dem Federmodell.....	319
11.1.1	Vorgehensweise.....	319
11.1.2	Komponente „Bewehrung“	320
11.1.3	Komponente „Verdübelung“	321
11.1.4	Komponente „Schraube (Lochleibung und Abscheren)“	322
11.2	Vergleich der berechneten Rotationskapazität mit den Messwerten.....	328
12	Bemessungskonzept für Verbundträger.....	329
12.1	Beschreibung der Vorgehensweise.....	329
12.2	Bemessungsbeispiel	334
12.2.1	System, Abmessungen und Baustoffe	334
12.2.2	Belastung.....	335
12.2.3	Ideelle Querschnittswerte der Feldquerschnitte	336
12.2.4	Rotationssteifigkeit und Schnittgrößen	338
12.2.5	Bemessung der Anschlüsse.....	344
12.2.6	Bemessung des Feldquerschnitts.....	348
12.2.7	Nachweis der Verdübelung der Verbundfuge.....	348
13	Ergänzung zur Theorie des elastischen Verbundes.....	352
14	Zusammenfassung und Ausblick	368

15	Literatur.....	371
16	Software.....	375
17	Sonstige Quellen.....	375

Verwendete Symbole und Formelzeichen

Alle Symbole und Formelzeichen wurden so gewählt, wie sie im Stahl- und Verbundbau üblich sind oder in den relevanten Bemessungsnormen verwendet werden. Sofern erforderlich ist ihre Bedeutung wie auch die Bedeutung selbst gewählter Bezeichnungen an der betreffenden Textstelle erläutert. Wiederkehrende Symbole mit allgemeiner Bedeutung sind im Folgenden zusammengestellt.

Große lateinische Buchstaben

A_a	Querschnittsfläche Stahlprofil
A_c	Querschnittsfläche Beton
A_s	Querschnittsfläche Bewehrung
$A_{s,2}$	Querschnittsfläche Bewehrung innerhalb $b_{\text{eff},2}$
$A_{s,\text{Feder}}$	Querschnittsfläche Bewehrung innerhalb $b_{\text{eff},\text{Feder}}$
E_{cm}	mittlerer Elastizitätsmodul Beton (Sekante)
E, E_a	Elastizitätsmodul Stahl
E_s	Elastizitätsmodul Bewehrung
F	Kraft allgemein
I_y	Flächenträgheitsmoment 2. Grades um die y-Achse
I_z	Flächenträgheitsmoment 2. Grades um die z-Achse
K	Steifigkeit allg. oder Federsteifigkeit
L	Länge allgemein
L_e	äquivalente Länge
L_{id}	ideelle Länge, Ersatzlänge
M	Biegemoment allgemein
M_F	Feldmoment
M_S	Stützmoment
M_j	Anschlussmoment
M_{Ed}	einwirkendes Moment allgemein
M_{Rd}	Momententragfähigkeit allgemein
$M_{\text{pl,Rd}}$	vollplastische Momententragfähigkeit
N	Normalkraft allgemein
P	Kraft pro Verbundmittel
S_j	Rotationssteifigkeit
V	Querkraft allgemein

Kleine lateinische Buchstaben

b	Breite allgemein
$b_{\text{eff},1}$	mittragende Breite im Bereich des Feldquerschnitts
$b_{\text{eff},2}$	mittragende Breite im Bereich des Stützquerschnitts
$b_{\text{eff},\text{Feder}}$	S_j zugrunde liegende mittragende Breite
c	Federsteifigkeit allgemein
c_w	Federsteifigkeit einer Wegfeder
c_φ	Federsteifigkeit einer Drehfeder
f_c	Betondruckfestigkeit
f_{ct}	Betonzugfestigkeit
f_s	Streckgrenze der Bewehrung
f_u	Zugfestigkeit des Stahls
f_y	Streckgrenze des Stahls
k	Steifigkeitskoeffizient
n	Reduktionswert
n_{KBD}	Anzahl der Kopfbolzendübel
s	Schlupf in der Verbundfuge
w	Durchbiegung in z-Richtung
x	Druckzonenhöhe im Beton

Indices

a	Stahl
c	Beton
d	design-Niveau, Bemessungswert
g bzw. global	global
ges, gesamt	gesamt
j	Anschluss (joint)
l bzw. lokal	lokal
k	charakteristisch
s	Bewehrung
x	in x-Richtung
y	in y-Richtung
z	in z-Richtung

Dübel	Dübel
Ed	Einwirkende Größe, Bemessungswert
FB	Fahnenblech
HT	Hauptträger
I	Zustand I, ungerissener Beton
II	Zustand II, gerissener Beton
KBD	Kopfbolzendübel
LL	Lochleibung
NT	Nebenträger
Rd	Widerstand, Bemessungswert
Rk	Widerstand, charakteristischer Wert
Steg	Nebenträgersteg

Griechische Buchstaben

Δ	Delta, Änderung, Abstand
ε	Dehnung
η	Verdübelungsgrad
κ	Krümmung
φ bzw. ϕ	Verdrehung, Rotation
ρ_s	Bewehrungsgrad (geometrisch)

1 Vorbemerkungen

Das Forschungsvorhaben „Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse mit langen Fahnenblechen im Verbundbau“, AiF-Nr. 15609 N, wurde im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung und -entwicklung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Projektleitung und Erstellung des Forschungsberichtes zu diesem Vorhaben oblagen dem Verfasser der vorliegenden Dissertation. Der Forschungsbericht [37] wurde von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität München mit Schreiben vom 19.01.2011 als Vorveröffentlichung genehmigt. Wörtlich oder sinngemäß aus [37] übernommene Inhalte sind deshalb nicht eigens als Zitat oder Literaturstelle gekennzeichnet.

2 Einleitung

Durch die beanspruchungsgerechte Verwendung von Stahlbeton für den Druckgurt und Stahl für den Zuggurt von Verbundträgern ist die Verbundbauweise sehr wirtschaftlich. Hinzu kommt, dass Verbundträger im Geschossbau meistens Bestandteil eines Haupt-Nebenträger-Systems sind, das in Kombination mit Fertigteil- oder Verbunddecken eingesetzt wird. Fertigteile oder Profilbleche sind bereits im Bauzustand tragend, so dass sie als verlorene Schalung dienen und eine konventionelle Schalung überflüssig machen. Im Hinblick auf die Gesamtwirtschaftlichkeit eines Bauwerks kommt es jedoch nicht allein auf die Wirtschaftlichkeit der einzelnen Bauteile an, sondern auch darauf, wie diese Bauteile miteinander verbunden werden. Dies gilt besonders dann, wenn sehr viele Bauteile angeschlossen werden müssen.

Im Geschossbau werden zahlreiche Nebenträger an Hauptträger angeschlossen, so dass bei Optimierung der Anschlüsse ein nicht unerhebliches Einsparpotenzial gegeben ist. Die betreffenden Anschlüsse übertragen in der Regel planmäßig nur Querkräfte und keine Biegemomente, im Folgenden werden sie als gelenkige Sekundärträgeranschlüsse bezeichnet.

Um Filigranplatten oder Profilbleche auf die Stahlträger auflegen zu können, müssen diese oberkantenbündig eingebaut werden. Kommen als Sekundärträgeranschlüsse etablierte Anschlussarten wie kurze Fahnenbleche, halbhohe Stirnplatten oder Doppelwinkel zum Einsatz, dann müssen die oberen Flansche der Sekundärträger im Anschlussbereich ausgeklinkt werden. Die Ausklinkung verursacht nicht nur zusätzliche Kosten bei der Herstellung, sondern erschwert auf der Baustelle auch erheblich das Einheben der Nebenträger mit dem Kran, da die Gesamtlänge des jeweils anzuschließenden Nebenträgers größer als der lichte Abstand zwischen den angrenzenden

Hauptträgern ist. Ferner erweisen sich im Fall von Doppelwinkelanschlüssen bei der Montage die vielen Kleinteile als nachteilig.

Sekundärträgeranschlüsse mit langen Fahnenblechen besitzen die oben genannten Nachteile nicht und kommen somit als wirtschaftliche Alternative in Betracht. Fahnenbleche werden im Rahmen dieser Arbeit als lang bezeichnet, wenn ihre Abmessungen das oberkantenbündige Anschließen von nicht ausgeklinkten Nebenträgern erlauben, d.h. wenn sich die Schraubenlöcher deutlich außerhalb der Flansche des zugehörigen Hauptträgers befinden. Abbildung 2-1 verdeutlicht den Unterschied zwischen kurzen und langen Fahnenblechen.

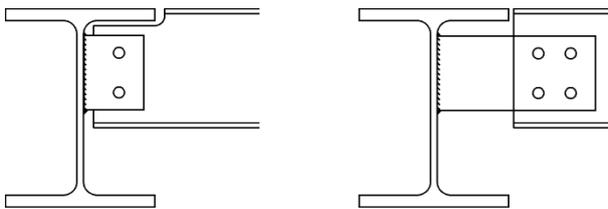


Abbildung 2-1: Anschluss mit kurzem (links) und langem Fahnenblech (rechts)

Obwohl Sekundärträgeranschlüsse mit langen Fahnenblechen wesentliche Vorteile gegenüber anderen Anschlussarten aufweisen und deshalb auch in bestehenden Bauwerken vorzufinden sind, sind sie bisher kaum erforscht.

Der offensichtlich bestehende Forschungsbedarf (vgl. Kapitel 3) war Anlass für die vorliegende Arbeit. Sie leistet einen Beitrag zum besseren Verständnis des Trag- und Verformungsverhaltens von Sekundärträgeranschlüssen mit langen Fahnenblechen im Verbundbau.

Gestützt auf die Ergebnisse von 6 Großversuchen werden die grundsätzlichen Ansehlusseigenschaften erläutert. Eine numerische Simulation mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) ist Grundlage für Parameterstudien und gibt Aufschluss über relevante Einflussfaktoren. Der direkte Vergleich mit den Versuchsergebnissen stellt den Bezug zwischen Modell und Realität her und erlaubt die Beurteilung der Güte der Modellierung.

Um die gewonnenen Erkenntnisse für die Baupraxis nutzbar zu machen, bedarf es eines im Vergleich zur FEM-Modellierung stark vereinfachten Bemessungsmodells. Das Modell muss so beschaffen sein, dass die Beanspruchung des Tragwerks nach den Regeln der Statik und der Technischen Mechanik ermittelt werden und die Bemessung auf Grundlage des bestehenden Normenwerkes erfolgen kann. Wesentlicher Bestandteil dieser Dissertation ist die Erarbeitung eines Bemessungskonzeptes, das die genannten Anforderungen erfüllt.

3 Wissensstand und aktuelle Bemessungspraxis

Trotz offensichtlicher Vorteile bei Produktion und Montage sind Anschlüsse mit langen Fahnenblechen bisher kaum erforscht, in der Literatur werden keine spezifischen Bemessungsmodelle zu Verfügung gestellt. Vorhandene Bemessungsmodelle behandeln überwiegend Anschlüsse mit kurzen Fahnenblechen und gehen von einer idealen Gelenkwirkung aus (vgl. z.B. [6], [27], [29]). Das Trag- und Verformungsverhalten ist gemäß [19], [20] aber deutlich komplizierter als vielfach angenommen wird und weicht von einer idealen Gelenkwirkung ab. Bisher nimmt man bei Fahnenblechanschlüssen im Stahlbau die rechnerische Gelenklage abhängig vom statischen System und der Laststellung an: Bei Innenauflagern mit beidseitigen, symmetrisch belasteten Nebenträgern wird die Drehachse des Gelenkes im Schwerpunkt des Schraubenbildes angenommen, für die Gelenkwirkung sorgt nach der Modellvorstellung das Lochspiel der Schrauben. Bei Endauflagern fällt das Gelenk mit der Stabachse des lastabtragenden Hauptträgers zusammen, da unterstellt wird, dass sich dieser aufgrund seiner Torsionsweichheit unter Lasteinleitung durch die Nebenträger verdreht. Beide Annahmen stellen Grenzfälle dar, so dass Fahnenblechanschlüsse in der Praxis aus Unkenntnis des tatsächlichen Tragverhaltens oftmals für beide Fälle bemessen werden. Konkret bedeutet dies, dass das Versatzmoment, das die Querkraft durch den Abstand zwischen Schwerpunkt des Schraubenbildes und Schweißnaht erzeugt, sowohl den Schrauben als auch der Schweißnaht zugewiesen wird, in der Annahme, damit eine Bemessung „auf der sicheren Seite“ durchzuführen.

Die in [38] und [48] beschriebenen Versuche haben gezeigt, dass bei Stahlträgeranschlüssen die Annahme der Gelenkachse im Schwerpunkt des Schraubenbildes unzutreffend ist und der Nullpunkt der Momentenlinie insbesondere bei langen Fahnenblechanschlüssen weiter im Feld liegt.

Bei Verbundträgeranschlüssen kommt hinzu, dass der Betongurt über die Hauptträger hinweg durchläuft und im Regelfall bewehrt ist. Die Annahme, dass die im Betongurt liegende Bewehrung zusammen mit dem Fahnenblech die Bildung eines Kräftepaars ermöglicht und so bei Mehrfeldträgern für eine Durchlaufwirkung mit Stützmomenten über den Hauptträgern sorgt, ist naheliegend (vgl. Abbildung 3-1).

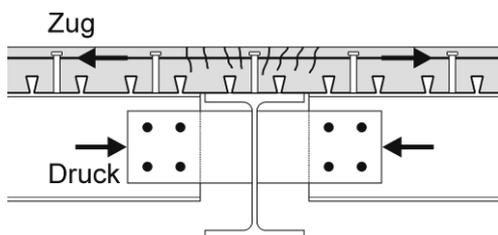


Abbildung 3-1: Kräftepaar als Stützmoment bei Fahnenblechanschlüssen im Verbundbau

Bei Kenntnis der Größenordnung der unplanmäßigen Durchlaufwirkung könnte diese unter dem Gesichtspunkt der Wirtschaftlichkeit berücksichtigt werden, da sich durch sie kleinere Durchbiegungen ergeben und dadurch ggf. auf eine Überhöhung der Träger verzichtet werden kann. Im Vergleich zu ideal gelenkig angeschlossenen Trägern ergeben sich durch die Durchlaufwirkung auch kleinere Feldmomente, die günstigenfalls die Wahl eines kleineren Stahlprofils ermöglichen. Es ist aber insbesondere im Hinblick auf eine sichere Bemessung wichtig zu wissen, wie groß die unplanmäßigen Stützmomente sind, da die Beanspruchung der Fahnenblechanschlüsse unmittelbar davon abhängt.

Das Regelwerk der Eurocodes [14], [15] basiert hinsichtlich der Behandlung von Anschlüssen auf der Modellvorstellung, dass sich Anschlüsse in sogenannte Grundkomponenten zerlegen lassen. Dieses als „Komponentenmethode“ bekannte Verfahren erlaubt es, Anschlüsse durch die Kenngrößen „Momententragfähigkeit“, „Rotationssteifigkeit“ und „Rotationskapazität“ zu charakterisieren (weiterführende Informationen siehe insbesondere [28] und [46]). Dass dieses Verfahren bei Fahnenblechanschlüssen bisher praktisch keine Anwendung findet, ist offensichtlich der Tatsache geschuldet, dass Fahnenblechanschlüsse im üblichen Sprachgebrauch als gelenkig bezeichnet werden und somit nicht von einer nennenswerten Rotationssteifigkeit und Momententragfähigkeit ausgegangen wird. In Fällen, in denen nicht von einer idealen Gelenkwirkung ausgegangen wird, handelt es sich meist um Anschlüsse von Verbundträgern an Stützen, bei denen zwischen den Stütze und den unteren Trägerflanschen Druckstücke eingebaut und die Anschlüsse als biegesteif und momententragfähig angesehen werden (vgl. [34]). In [40] wird ein Ansatz für die Betrachtung als nachgiebiger, teiltragfähiger Anschluss vorgestellt, aber ebenfalls als Träger-Stützen-Verbindung mit kurzen Fahnenblechen. In [21] werden lange Fahnenblechanschlüsse zwar als Hauptträger-Nebenträger-Anschlüsse behandelt, das Augenmerk liegt aber auf Verbundträgern mit vollständigem Verbund und Vollbetonplatte.

Für Anschlüsse hingegen, mit denen Nebenträger bei teilweiser bzw. nachgiebiger Verdübelung und in Kombination mit einer Verbunddecke mittels langer Fahnenbleche ohne zusätzliche Druckstücke an Hauptträger angeschlossen werden, wird noch ein praxistaugliches Bemessungsmodell benötigt.

4 Zielsetzung und Lösungsansatz

Durch diese Arbeit soll die Grundlage für ein möglichst umfassendes Verständnis des Trag- und Verformungsverhaltens von Sekundärträgeranschlüssen mit langen Fahnenblechen im Verbundbau geschaffen werden. Die gewonnenen Erkenntnisse sollen in eine Form gebracht werden, die den Bedürfnissen von Tragwerksplanern und Konstrukteuren bei ihrer täglichen Arbeit entspricht. Das zu entwickelnde Bemessungsverfahren soll sich dadurch auszeichnen, dass es einfach anwendbar ist und dass trotz Berücksichtigung aller wesentlichen Aspekte Details auf einen praxisverträglichen Umfang reduziert werden.

Ausgangspunkt des Lösungsansatzes sind 6 Großversuche mit bauwerksüblichen Abmessungen. Mit ihnen lassen sich grundlegende Fragen beantworten, etwa zur Größe der erwarteten Durchlaufwirkung, zur Momententragfähigkeit, Rotationssteifigkeit und -kapazität der Anschlüsse oder zum Trag- und Verformungsverhalten der Gesamtkonstruktion. Eine numerische Simulation mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) dient der Nachrechnung der 6 Versuche. Die Berechnung gibt Aufschluss darüber, welchen Einfluss einzelne Parameter wie z.B. der Bewehrungsgehalt oder die Nachgiebigkeit der Verdübelung haben und in welchem Maß eine rechnerische Abbildung der Realität möglich ist.

Das baupraktische Bemessungsverfahren wird auf Grundlage eines statischen Systems aus Stäben und Drehfedern entwickelt. Die Drehfedern stellen dabei die Fahnenblechanschlüsse dar. Bei einem solchen System hängt die Schnittgrößenverteilung in hohem Maß von der Relation zwischen Drehfedersteifigkeit und der Kombination aus Balkenlänge und Biegesteifigkeit der Stäbe ab. Aus diesem Grund kommt der zutreffenden Berechnung der Drehfedersteifigkeit besondere Bedeutung zu. Die Drehfedern sollen sich in das Konzept der Komponentenmethode einfügen und ihre Kennwerte sollen insbesondere in Anlehnung an das Normenwerk [14] und [15] sowie unter Nutzung weiterer Literaturquellen bestimmt werden. Durch die Versuchsergebnisse ist es möglich, die Qualität des Berechnungsansatzes zu überprüfen und das Modell nötigenfalls zu kalibrieren.

Die Berücksichtigung der unplanmäßigen Durchlaufwirkung führt dazu, dass im Anschlussbereich Momente und Querkräfte aufeinander treffen. Da der Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit wie im Verbundhochbau üblich unter Ausnutzung plastischer Reserven geführt werden soll, wird für die Anschlüsse eine zutreffende plastische Momenten-Querkraft-Interaktionsbeziehung hergeleitet.

5 Erkenntnisgewinn durch Großversuche

5.1 Vorbemerkungen

Im Forschungsbericht [37] und dem zugehörigen Anhang sind Versuchsplanung, -durchführung, -ergebnisse und insbesondere die gemessenen Werte ausführlich beschrieben und dokumentiert, nicht zuletzt, um eine Datenbasis für evtl. zukünftige Forschungsarbeiten zu schaffen. Nachfolgend werden relevante Sachverhalte in komprimierter Form wiedergegeben, sofern erforderlich wird auf Details im Zusammenhang mit der zu treffenden Aussage eingegangen.

Es wird darauf hingewiesen, dass nicht beabsichtigt wird, im Experiment gezielt eine möglichst große Durchlaufwirkung herbeizuführen und mit den Fahnenblechanschlüssen eine große Momententragfähigkeit zu erzielen. Vielmehr soll geklärt werden, in welchem Maße es bei unter der Annahme ideal gelenkiger Fahnenblechanschlüsse bemessenen Verbundträgern im Anschlussbereich zu Einspann- und Durchlaufwirkungen kommt und welche Konsequenzen sich daraus für die Bemessung ergeben.

5.2 Allgemeines zum Versuchsprogramm

Die Frage nach der tatsächlichen Verteilung der Schnittgrößen und damit zur Größe der zu erwartenden unplanmäßigen Durchlaufwirkung kann nur anhand von Versuchsträgern mit mindestens zwei Feldern beantwortet werden, bei denen die Sekundärträger mit langen Fahnenblechanschlüssen an einen gemeinsamen Primärträger angeschlossen sind. Auch die Duktilität der Anschlüsse und damit die Möglichkeit zur Schnittgrößenumlagerung und zur Nutzung plastischer Systemreserven kann im Versuch nur durch Nachbildung eines statisch unbestimmten Trägers untersucht werden. Zur Vermeidung von Maßstabeffekten sollten Versuchskörper mit realistischen Abmessungen wie in einem echten Bauwerk verwendet werden.

Um gängige Fälle der Baupraxis abzudecken, wurden zwei Versuchsreihen mit jeweils drei Versuchen durchgeführt.

Versuchsreihe 1 repräsentiert kleine bis mittlere Verbundträger des Geschossbaus, Querschnittsabmessungen und Spannweite sind hochbauüblich gewählt.

Versuchsreihe 2 steht für größere Verbundträger des Industrie- und Parkhausbaus mit entsprechend größeren Abmessungen.

Die drei Versuchskörper einer jeden Versuchsreihe unterscheiden sich hinsichtlich der Bewehrung des Betongurtes und der Gestaltung des Fahnenblechanschlusses. Sie sind wie Verbundträger in einem realen Bauwerk nach gegenwärtiger Bemessungspraxis dimensioniert worden. Folgende, von der Realität abweichende Merkmale sind den durch die Versuchshalle vorgegebenen Randbedingungen geschuldet:

- Die Breite des Betongurtes ist auf 1,20 m begrenzt. Dies dient der Gewichtsreduzierung, damit die Versuchskörper mit den vorhandenen Hallenkränen bewegt werden können.
- Aus demselben Grund ist bei Versuchsreihe 2 die Stützweite von ca. 11 m, die ein Verbundträger mit diesem Querschnitt in einem realen Bauwerk hätte, auf 8,70 m reduziert. Um dennoch ein ähnliches Verformungsverhalten wie bei einem Träger in Originallänge zu erhalten, ist die Nachgiebigkeit des verkürzten Trägers dadurch erhöht, dass nur der Bereich um das Mittelauflager herum als Verbundträger ausgeführt ist. In den Endauflagerbereichen sind die Versuchskörper ohne Betongurt als reiner Stahlträger ausgeführt. Zur Überleitung der Gurtkraft ist am Ende des Betongurtes auf dem Stahlträger eine Knagge angeordnet, außerdem ist die Anzahl der Kopfbolzendübel dort auf einer Länge von 1,80 m verdoppelt.
- Die Belastung wird nicht als Linienlast, sondern je Feld in Form einer Einzellast aufgebracht. Durch Versuchskörper, Unterkonstruktion und Hydraulikzylinder ist die lichte Höhe der Prüfportale weitgehend ausgeschöpft, so dass kein Raum für lastverteilende Traversen vorhanden ist. Unter der Annahme eines gelenkigen Verhaltens der Fahnenblechanschlüsse sind die Angriffspunkte der Einzellasten so gewählt, dass sich bei gleichen Anschlussquerkäften wie bei linienförmiger Belastung an den am Hauptträger angeschlossenen Enden der Nebenträger rechnerisch auch gleichgroße Endverdrehungen einstellen wie bei Linienbelastung.

Den Erfordernissen der Praxis entsprechend erfolgt die Herstellung der Versuchskörper im Verkehrsverbund und mit Betongurten, die Bestandteil einer Verbunddecke sind. Dabei spannen die Profilbleche (Holorib HR 51/150) quer zur Sekundärträgerlängsrichtung.

5.3 Versuchsaufbau

5.3.1 Allgemeine Eigenschaften der Versuchskörper

Abbildung 5-1 und Abbildung 5-2 zeigen jeweils für beide Versuchsreihen den Versuchsaufbau und die Abmessungen der Versuchskörper. Abbildung 5-3 zeigt die Versuchskörper im Schnitt, Abbildung 5-4 und Abbildung 5-5 zeigen den tatsächlichen Versuchsaufbau.

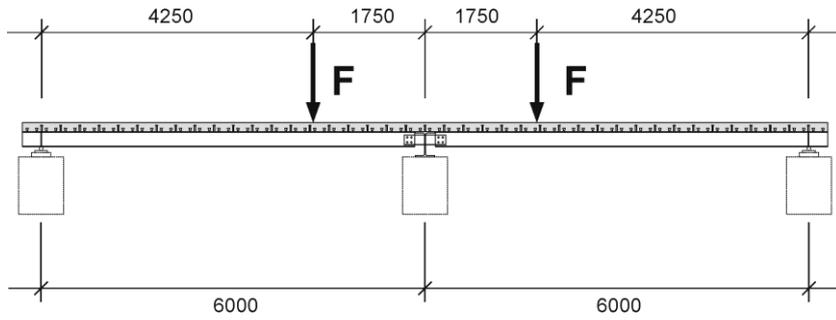


Abbildung 5-1: Versuchsreihe 1 - Prinzip und Abmessungen

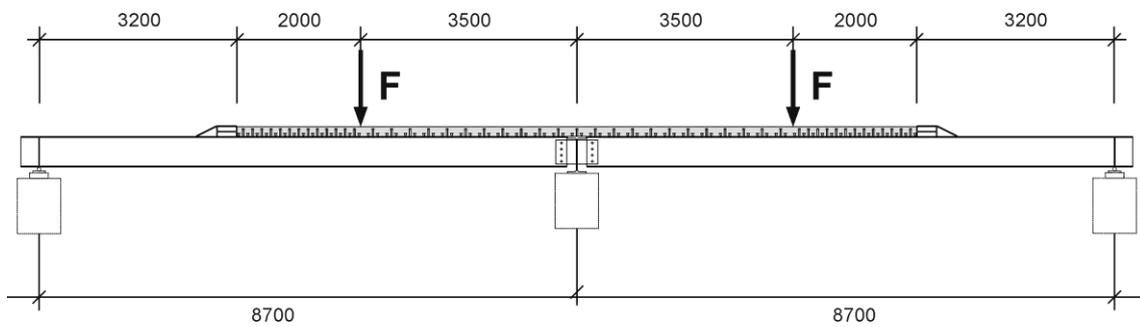


Abbildung 5-2: Versuchsreihe 2 - Prinzip und Abmessungen

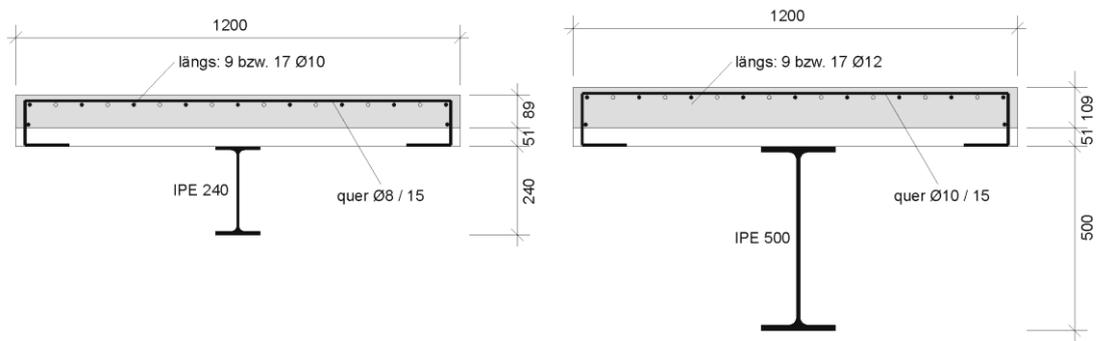


Abbildung 5-3: Querschnitt der Versuchskörper (Reihe 1 links, Reihe 2 rechts)



Abbildung 5-4: Versuchsaufbau Reihe 1, Blickrichtung Nord-Ost



Abbildung 5-5: Versuchsaufbau Reihe 2, Blickrichtung Süd-West

In Tabelle 5-1 sind für beide Versuchsreihen wesentliche, bei allen Versuchskörpern gleiche Eigenschaften zusammengestellt.

Tabelle 5-1: Einheitliche Eigenschaften der Versuchskörper

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 2
Stützweite L	6,00 m	8,70 m; davon 5,50 m als Verbundträger und 3,20 m als Stahlträger
Breite Betongurt b_c	1200 mm	1200 mm
Dicke Betongurt h_f	140 mm, davon $h_p = 51$ mm Profilblech und $h_c = 89$ mm Aufbeton	160 mm, davon $h_p = 51$ mm Profilblech und $h_c = 109$ mm Aufbeton
Längsbewehrung	Grundbewehrung 9 $\emptyset 10$ BSt 500S	Grundbewehrung 9 $\emptyset 12$ BSt 500S
Querbewehrung	$\emptyset 8/15$ BSt 500S	$\emptyset 10/15$ BSt 500S
Hauptträger	HEB 400, Länge 1200 mm, Stützweite 1000 mm	HEB 600, Länge 1200 mm, Stützweite 1000 mm
Nebenträger	IPE 240	IPE 500
Fahnenbleche	Dicke $t_{FB} = 15$ mm, Höhe $h_{FB} = 150$ mm	Dicke $t_{FB} = 15$ mm, Höhe $h_{FB} = 390$ mm
Verbundsicherung	Kopfbolzendübel $\emptyset 19$ mm, $h_{sc} = 100$ mm; einreihig mittig über Steg; Längsabstand 300 mm, Profilbleche gelocht	Kopfbolzendübel $\emptyset 22$ mm, $h_{sc} = 125$ mm; einreihig mittig über Steg; Längsabstand 300 mm (im Regelbereich; 1,80 m vor der Knagge 150 mm), Profilbleche gelocht

5.3.2 Details der Versuchsreihe 1

- Die einzelnen Versuche der Reihe 1 werden mit V1-1, V1-2 und V1-3 bezeichnet.
- Alle Versuchskörper besitzen rechteckige Fahnenbleche mit einer Blechdicke $t_{FB} = 15$ mm, die nur am Hauptträgersteg angeschweißt sind (Doppelkehlnaht $a_w = 7$ mm).
- Bei Versuch V1-1 und V1-2 erfolgt die Verschraubung mit 4 Schrauben M20 10.9 je Anschluss im 2x2-Raster, bei Versuch V1-3 einreihig mit 2 Schrauben M24 10.9.
- Die Schraubenschäfte liegen in der Scherfuge, die Schraubenköpfe befinden sich auf der Seite des Trägerstegs, die Muttern auf der Seite des Fahnenblechs, auf beiden Seiten sind Unterlegscheiben vorhanden.
- Schrauben der Größe M20 werden mit einem Anziehmoment von 50 Nm angezogen, Schrauben der Größe M24 mit 100 Nm.
- Versuch V1-1 ist nur mit der Grundbewehrung von 9 $\emptyset 10$ BSt 500S bewehrt. Bei den Versuchen V1-2 und V1-3 ist über dem Mittelaufleger außerdem eine Zulagebewehrung von 8 $\emptyset 10$ BSt 500S und einer Länge von 5,00 m vorhanden.

- Die Längsbewehrung liegt 33 mm unter der Betonoberfläche (Achismaß d_1).
- Die wichtigsten Anschlussdetails und -abmessungen sind Abbildung 5-6 und Abbildung 5-7 zu entnehmen.

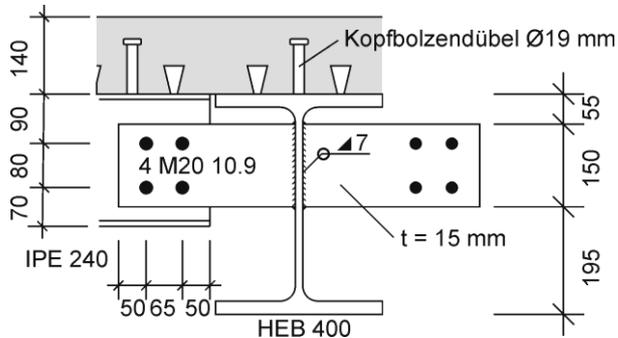


Abbildung 5-6: Anschlussdetail der Versuche V1-1 und V1-2

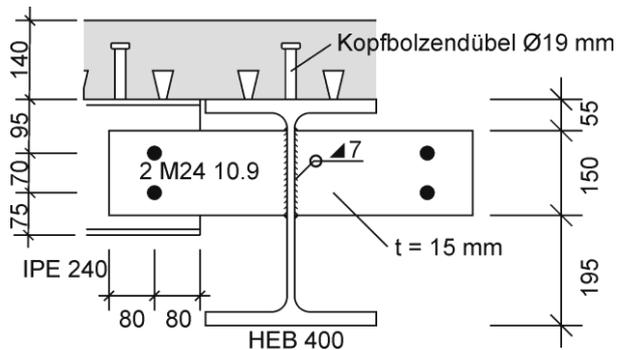


Abbildung 5-7: Anschlussdetail des Versuchs V1-3

5.3.3 Details der Versuchsreihe 2

- Die einzelnen Versuche der Reihe 2 werden mit V2-1, V2-2 und V2-3 bezeichnet.
- Die Blechdicke der Fahnenbleche beträgt einheitlich $t_{FB} = 15$ mm. Sie sind mit Doppelkehlnähten $a_w = 7$ mm am Hauptträger angeschweißt.
- Bei Versuch V2-1 und V2-2 sind die Fahnenbleche rechteckig und nur am Steg des Hauptträgers angeschweißt, die Fahnenbleche des Versuchskörpers V2-3 sind so gestaltet, dass sie außer am Steg auch am oberen Flansch des Hauptträgers angeschweißt werden können.
- Bei allen Versuchskörpern erfolgt die Verschraubung einreihig mit 4 Schrauben M27 10.9.

- Die Schraubenschäfte liegen in der Scherfuge, die Schraubenköpfe befinden sich auf der Seite des Trägerstegs, die Muttern auf der Seite des Fahnenblechs, auf beiden Seiten sind Unterlegscheiben vorhanden.
- Die Schrauben werden mit einem Anziehmoment von 100 Nm angezogen.
- Versuch V2-1 ist nur mit der Grundbewehrung von 9 \varnothing 12 BSt 500S bewehrt. Bei den Versuchen V2-2 und V2-3 ist über dem Mittelaufleger außerdem eine Zulagebewehrung von 8 \varnothing 12 BSt 500S und einer Länge von 7,20 m vorhanden.
- Die Längsbewehrung liegt 36 mm unter der Betonoberfläche (Achismaß d_1).
- Die wichtigsten Anschlussdetails und Abmessungen sind Abbildung 5-8 und Abbildung 5-9 zu entnehmen.

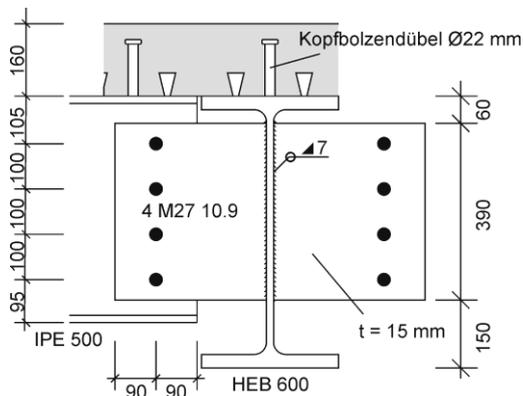


Abbildung 5-8: Anschlussdetail der Versuche V2-1 und V2-2

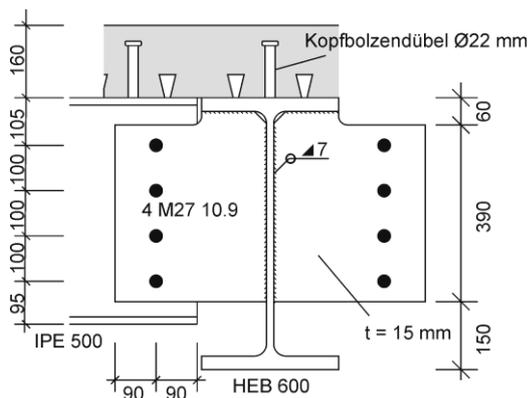


Abbildung 5-9: Anschlussdetail des Versuchs V2-3

5.3.4 Materialeigenschaften

Alle Versuchskörper bestehen aus praxisüblichen Materialien mit normalen Festigkeiten. Die eingesetzten Baustoffe sind in Tabelle 5-2 zusammengestellt. Für die verschiedenen Stahlteile wurden experimentell die Streckgrenze f_y und die Zugfestigkeit f_u bestimmt, für den Beton die Zylinderdruckfestigkeit $f_{c,Zyl}$, die Zugfestigkeit f_{ct} sowie der Elastizitätsmodul E_{cm} . Die gemessenen Werte sind aus Tabelle 5-3 ersichtlich.

Tabelle 5-2: Verwendete Baustoffe

Bauteil	Baustoff
Betongurt	C20/25
Profilbleche	Montana Holorib HR 51/150
Bewehrung	BSt 500S
Kopfbolzendübel	S235J2+C450
Stahlträger	S235JR+M
Fahnenbleche	S235
Schrauben	Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 5-3: Experimentell bestimmte Materialkennwerte (E-Modul Stahl u. Bewehrung: Standard-Werte)

Stahl

Versuch	Fahnenblech			Nebenträger Ost			Nebenträger West			Hauptträger		
	f_y	f_u	E									
[-]	[N/mm ²]											
V1-1	256	396	210.000	330	468	210.000	330	468	210.000	364	461	210.000
V1-2	256	396	210.000	330	468	210.000	330	468	210.000	364	461	210.000
V1-3	256	396	210.000	330	468	210.000	330	468	210.000	364	461	210.000
V2-1	256	396	210.000	316	459	210.000	310	454	210.000	349	448	210.000
V2-2	256	396	210.000	341	457	210.000	348	452	210.000	349	448	210.000
V2-3	256	396	210.000	308	453	210.000	317	461	210.000	349	448	210.000

Stahl

Versuch	Bewehrung BSt 500 (längs)			Kopfbolzendübel		
	f_s	f_u	E	f_y	f_u	E
[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
V1-1	569	641	200.000	483	566	210.000
V1-2	569	641	200.000	483	566	210.000
V1-3	569	641	200.000	483	566	210.000
V2-1	567	697	200.000	462	560	210.000
V2-2	567	697	200.000	462	560	210.000
V2-3	567	697	200.000	462	560	210.000

Beton

Versuch	$f_{c,Zyl}$	f_{ct}	E_{cm}
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
V1-1	23,3	1,54	23.390
V1-2	18,3	1,69	23.299
V1-3	17,4	1,69	23.299
V2-1	34,5	2,64	32.380
V2-2	26,6	2,26	29.608
V2-3	27,3	2,09	29.605

5.3.5 Räumliche Zuordnung

Die Orientierung in der Versuchshalle erfolgt mit Bezug auf die Himmelsrichtungen, wobei alle Versuche in Ost-West-Ausrichtung aufgebaut sind. Die Versuche sind zwar symmetrisch, die Messtechnik ist aber überwiegend auf der östlichen Seite konzentriert. Messtechnik auf der Westseite dient dem stichprobenhaften Vergleich ein-

zelter Werte. Zur eindeutigen Positionsbeschreibung wird das globale Koordinatensystem nach Abbildung 5-10 eingeführt. Die x-Achse weist in Richtung Osten, die y-Achse in Richtung Süden und die z-Achse nach unten. Der Ursprung des Systems befindet sich mittig auf dem oberen Flansch des Hauptträgers.

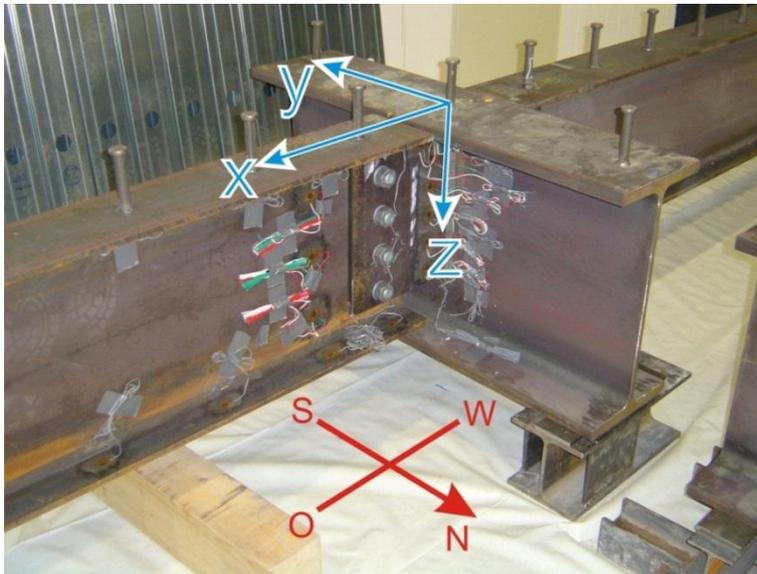


Abbildung 5-10: Globales Koordinatensystem

In Abbildung 5-11 ist das Koordinatensystem am fertigen Versuchskörper eingetragen, außerdem ist die für alle Versuche einheitlich gewählte Bezeichnung der beiden Felder, der Prüfzylinder sowie der Auflagerreaktionen ersichtlich.

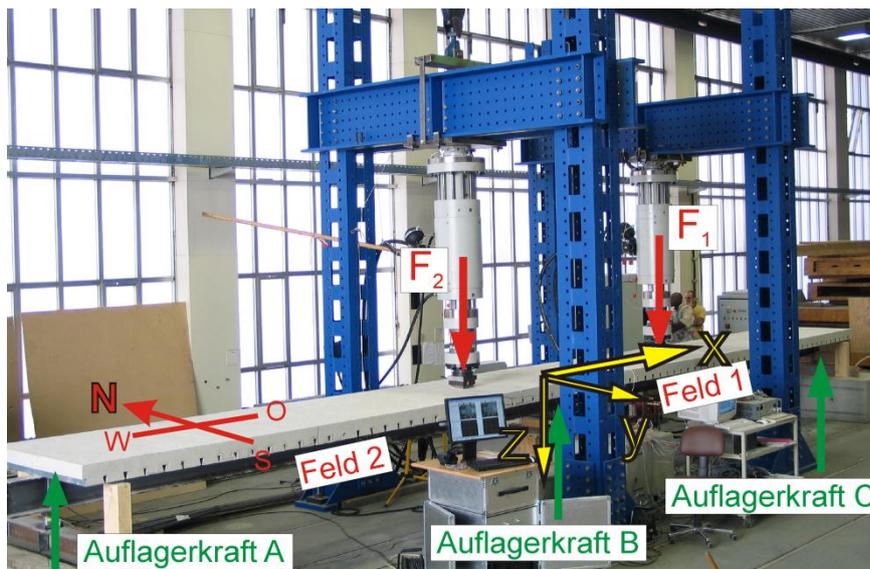


Abbildung 5-11: Verwendete Bezeichnungen

5.4 Messkonzept

5.4.1.1 Vorbemerkung

Alle Kanäle des Messverstärkers wurden vor Aufbringung der Zylinderkräfte auf null gesetzt. Damit wurden nur die Auswirkungen der Zylinderkräfte, vergleichbar einer Verkehrs- oder Ausbaulast, erfasst. Einflüsse aus dem Eigengewicht der Versuchskörper mussten unberücksichtigt bleiben, da jeweils zwei von den drei Versuchskörpern einer jeden Reihe nach Herstellung noch bewegt werden mussten und Messungen erst an der endgültigen Position im Prüfraumen erfolgen konnten.

5.4.2 Messung von Zylinderkräften und -wegen

Mit den eingesetzten Hydraulikzylindern können bei servo-hydraulischer Steuerung Pressenkräfte bis 1000 kN erzeugt werden. Kraft und Zylinderweg werden kontinuierlich gemessen und aufgezeichnet. Unter Vernachlässigung der Nachgiebigkeit des Prüfraumens kann aus diesen Messwerten ein Kraft-Weg-Diagramm generiert werden, das Aufschluss gibt, wie groß die im Versuch erzielte Traglast ist und ob das globale Verformungsverhalten spröde oder duktil ist.

5.4.3 Messung von Auflagerkräften

Unter dem Hauptträger werden zwei Kraftmessdosen positioniert, mit denen dessen Auflagerkräfte gemessen werden. In Verbindung mit den Zylinderkräften können daraus nach den Gesetzen der Mechanik die Verläufe von Biegemoment und Querkraft in den Sekundärträgern berechnet werden. Damit sind auch der Nulldurchgang der Momentenlinie und die Größe der Durchlaufwirkung bekannt. Der Momentenverlauf kann direkt mit den Momentenverläufen einer Einfeldträgerkette und eines „echten“ Zweifeldträgers mit einheitlicher Biegesteifigkeit verglichen werden.

5.4.4 Verformungsmessung mit induktiven Wegaufnehmern

Zur Messung von Verformungen werden induktive Wegaufnehmer eingesetzt. Die Anbringung der Wegaufnehmer unterscheidet sich bei beiden Versuchsserien aufgrund der Platzverhältnisse.

5.4.4.1 Versuchsreihe 1

Abbildung 5-12 bis Abbildung 5-15 zeigen schematisch und nicht maßstäblich die Anordnung der Wegaufnehmer,

Tabelle 5-4 gibt Aufschluss über die mit ihnen gemessenen Werte. In Tabelle 5-5 sind die Positionen der Wegaufnehmer im Koordinatensystem gemäß Abbildung 5-10 zusammengestellt.

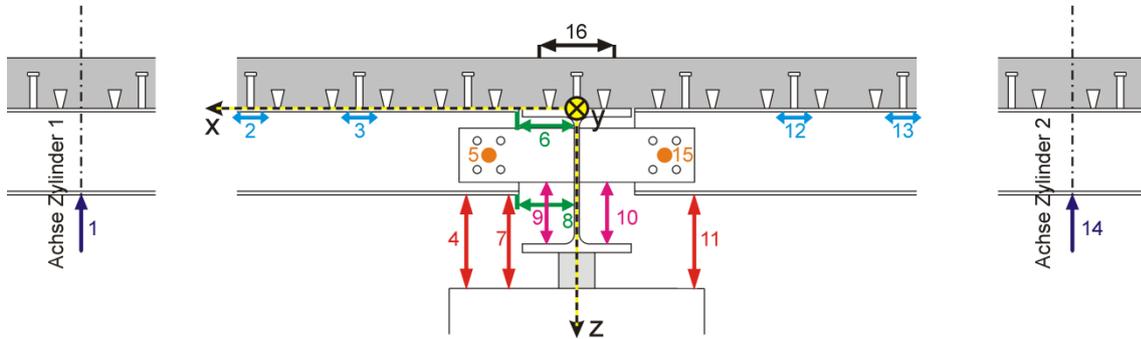


Abbildung 5-12: Reihe 1 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Ansicht von Norden)

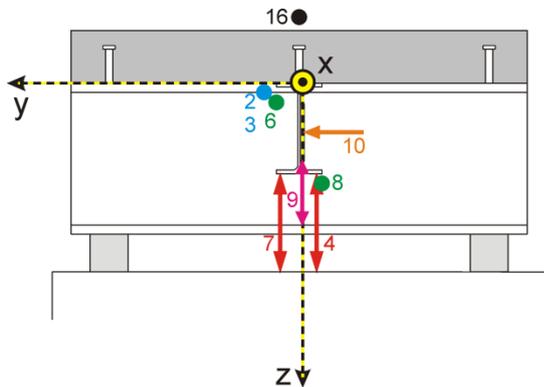


Abbildung 5-13: Reihe 1 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Ansicht von Osten)

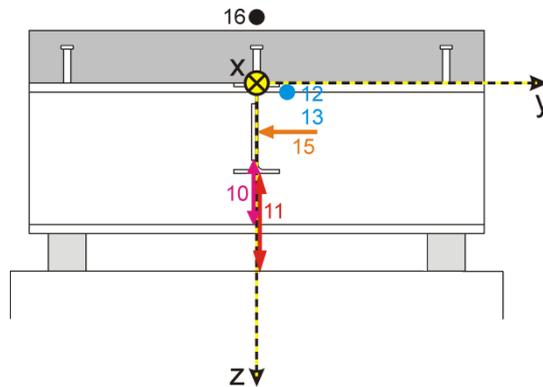


Abbildung 5-14: Reihe 1 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Ansicht von Westen)

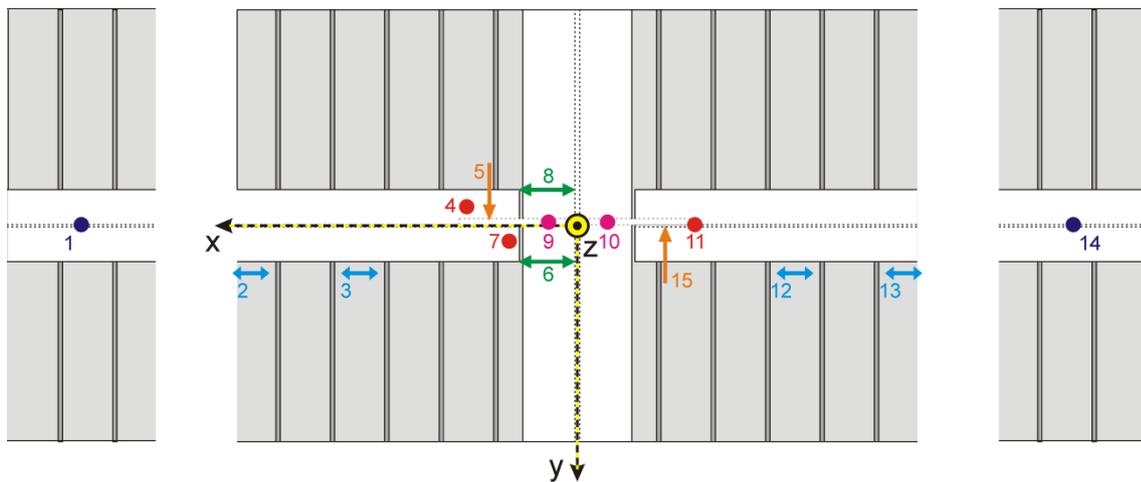


Abbildung 5-15: Reihe 1 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Untersicht)

Tabelle 5-4: Induktive Wegaufnehmer bei Versuchsreihe 1

Wegaufnehmer	Zweck / gemessene Größe
1 u. 14	Vertikalverformung im Feld unter dem Zylinder
2, 3, 12 u. 13	Relativverformung zwischen oberem Nebenträgerflansch und Profilblech
4, 7 u. 11	Vertikalverformung des Nebenträgers im Bereich des Fahnenblechanschlusses.
5	Seitliche Verformung des Fahnenblechs (Lateralverformung) im Bereich des Schraubenbildes.
6	Horizontalverformung des oberen Nebenträgerflansches relativ zum Hauptträger.
8	Horizontalverformung des unteren Nebenträgerflansches relativ zum Hauptträger.
9 u. 10	Vertikalverformung des Fahnenblechs im Bereich zwischen Nebenträgerende und Hauptträgersteg.
15	Seitliche Verformung des Trägersteges (Lateralverformung) im Bereich des Schraubenbildes.
16	Relativverformung zweier Punkte auf dem Betongurt.

Tabelle 5-5: Position und Messrichtung der Wegaufnehmer bei Versuchsreihe 1

Wegaufnehmer	Messrichtung	Bemerkung	Messpunkt im Raum (Koordinaten)								
			V1-1			V1-2			V1-3		
			x	y	z	x	y	z	x	y	z
			[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	z	-	1750	0	n.r.	1750	0	n.r.	1750	0	n.r.
2	x	Betongurt relativ zu Stahlträger	1175 *)	n.r.	n.r.	1180 *)	n.r.	n.r.	1205 *)	n.r.	n.r.
3	x	Betongurt relativ zu Stahlträger	580 *)	n.r.	n.r.	595 *)	n.r.	n.r.	610 *)	n.r.	n.r.
4	z	-	300	-15	n.r.	306	35	n.r.	295	-5	n.r.
5	y	-	243	n.r.	130	243	n.r.	130	240	n.r.	130
6	x	-	245	45	26	245	45	26	265	50	26
7	z	-	175	0	n.r.	178	17	n.r.	180	0	n.r.
8	x	-	175	-45	270	175	-50	270	170	-50	270
9	z	-	135	10	180	147	10	n.r.	130	-3	180
10	z	-	-125	10	160	-140	10	n.r.	-130	-3	170
11	z	-	-315	5	n.r.	-305	5	n.r.	-308	-5	n.r.
12	x	Betongurt relativ zu Stahlträger	-575 *)	n.r.	n.r.	-580 *)	n.r.	n.r.	-585 *)	n.r.	n.r.
13	x	Betongurt relativ zu Stahlträger	-1200 *)	n.r.	n.r.	-1190 *)	n.r.	n.r.	-1205 *)	n.r.	n.r.
14	z	-	-1750	0	n.r.	-1750	0	n.r.	-1750	0	n.r.
15	y	-	-243	n.r.	130	-243	n.r.	130	-240	n.r.	130
16	x	-	0 *)	0	-158	0 *)	0	-158	0 *)	0	-158

*) Mitte zwischen den beiden Ansatzpunkten; Abstand der Ansatzpunkte: $\Delta x = 200$ mm

n.r. = nicht relevant

5.4.4.2 Versuchsreihe 2

Abbildung 5-16 bis Abbildung 5-18 zeigen schematisch und nicht maßstäblich die Anordnung der Wegaufnehmer, Abbildung 5-19 zeigt exemplarisch einige der angebrachten Wegaufnehmer im Bereich der Fahnenblechanschlüsse. In Tabelle 5-6 sind die Wegaufnehmer und die damit gemessenen Werte zusammengestellt, in Tabelle 5-7 sind die Positionen der Wegaufnehmer im Koordinatensystem gemäß Abbildung 5-10 angegeben.

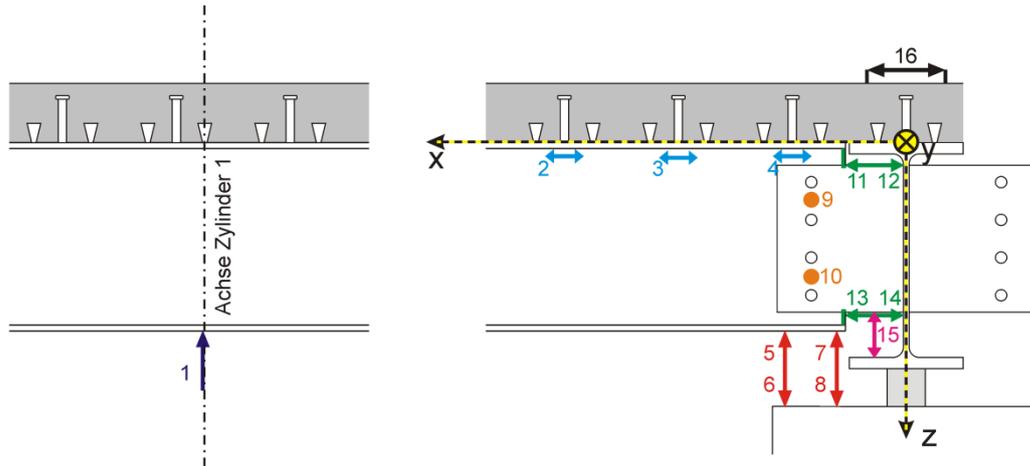


Abbildung 5-16: Reihe 2 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Ansicht von Norden)

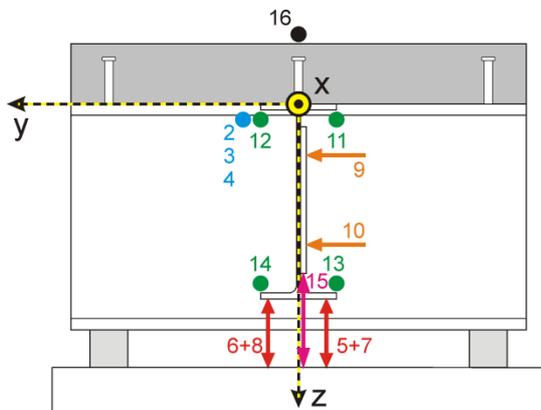


Abbildung 5-17: Reihe 2 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Ansicht von Osten)

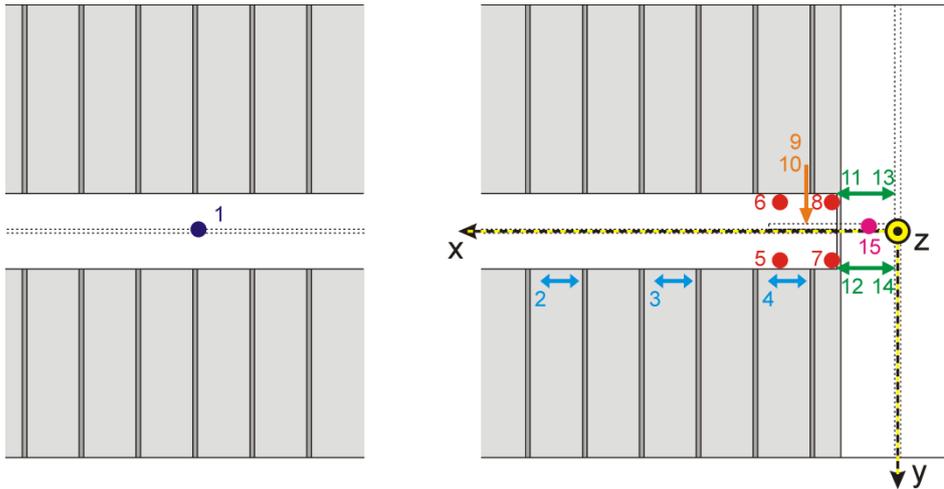


Abbildung 5-18: Reihe 2 - Lage der induktiven Wegaufnehmer (Untersicht)

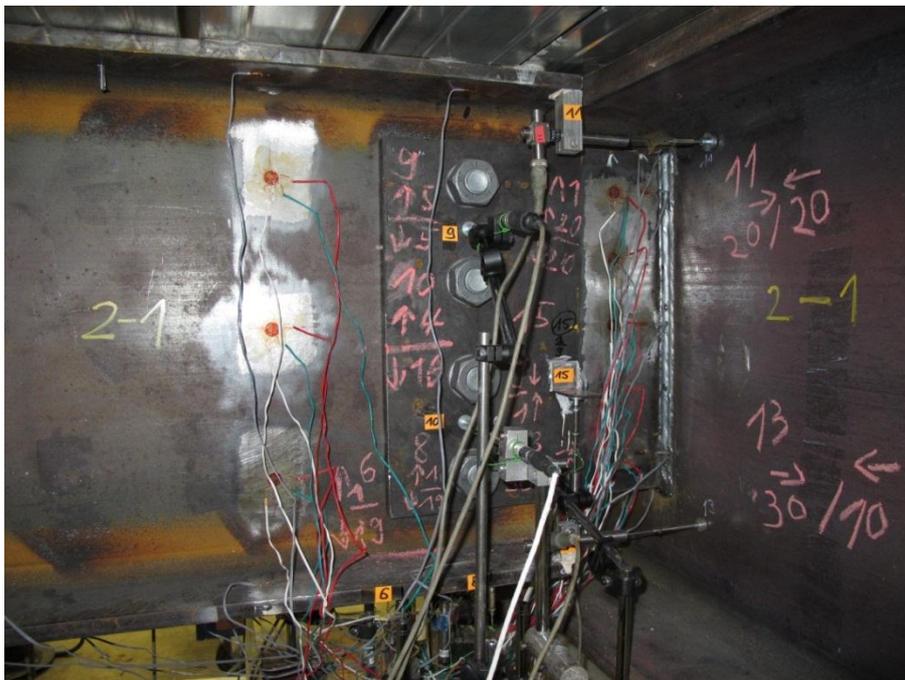


Abbildung 5-19: Reihe 2 - Induktive Wegaufnehmer (exemplarisch)

Tabelle 5-6: Induktive Wegaufnehmer bei Versuchsreihe 2

Wegaufnehmer	Zweck / gemessene Größe
1	Vertikalverformung im Feld unter Zylinder 1
2 bis 4	Relativverformung zwischen oberem Nebenträgerflansch und Profilblech
5 bis 8	Vertikalverformung des Nebenträgerendes im Bereich des Fahnenblechanschlusses an 4 verschiedenen Stellen
9 u. 10	Seitliche Verformung des Fahnenblechs (Lateralverformung) im oberen und unteren Bereich des Schraubenbildes
11 bis 14	Horizontalverformung des oberen (11 und 12) und unteren (13 und 14) Nebenträgerflansches relativ zum Hauptträger
15	Vertikalverformung des Fahnenblechs im Bereich zwischen Nebenträgerende und Hauptträgersteg.
16	Relativverformung zweier Punkte auf dem Betongurt

Tabelle 5-7: Position und Messrichtung der Wegaufnehmer bei Versuchsreihe 2

Wegaufnehmer	Messrichtung	Bemerkung	Messpunkt im Raum (Koordinaten)								
			V2-1			V2-2			V2-3		
			x	y	z	x	y	z	x	y	z
[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	z	-	3500	0	n.r.	3500	0	n.r.	3500	0	n.r.
2	x	Betongurtrelativ zu Stahlträger	870 *)	n.r.	n.r.	870 *)	n.r.	n.r.	875 *)	n.r.	n.r.
3	x	Betongurtrelativ zu Stahlträger	590 *)	n.r.	n.r.	590 *)	n.r.	n.r.	595 *)	n.r.	n.r.
4	x	Betongurtrelativ zu Stahlträger	275 *)	n.r.	n.r.	260 *)	n.r.	n.r.	275 *)	n.r.	n.r.
5	z	-	343	80	n.r.	311	85	n.r.	324	90	n.r.
6	z	-	343	-75	n.r.	323	-85	n.r.	325	-90	n.r.
7	z	-	261	80	n.r.	226	85	n.r.	223	90	n.r.
8	z	-	243	-80	n.r.	221	-90	n.r.	231	-90	n.r.
9	y	-	250	n.r.	150	250	n.r.	165	250	n.r.	155
10	y	-	250	n.r.	350	250	n.r.	360	250	n.r.	355
11	x	-	170	-90	61	170	-90	61	170	-90	61
12	x	-	170	90	52	170	90	52	170	90	52
13	x	-	170	-90	466	170	-90	466	170	-90	466
14	x	-	170	90	464	170	90	464	170	90	464
15	z	-	143	-55	325	195	-55	240	190	-55	240
16	x	-	0 *)	0	-190	0 *)	0	-190	0 *)	0	-190

*) Mitte zwischen den beiden Ansatzpunkten; Abstand der Ansatzpunkte: $\Delta x = 200$ mm

n.r. = nicht relevant

5.4.5 Dehnungsmessung mit Dehnungsmessstreifen und Rosetten

Zur Messung der Stahldehnung von Fahnenblechen, Nebenträgern, Kopfbolzendübeln und der Bewehrung (mittlerer Bewehrungsstab in Nebenträgerachse) werden Dehnungsmessstreifen (DMS) eingesetzt. Es kommen herkömmliche DMS und dreiaxial messende DMS, sogenannte Rosetten, zum Einsatz. Die Rosetten erlauben im Gegensatz zu den eindimensional messenden DMS die Berücksichtigung der Querdeh-

nung, die Ermittlung der Hauptspannungen sowie die Zerlegung des ebenen Spannungszustandes in die Normalspannungskomponenten und die Schubspannung. Für die Versuche wurde eine Kombination von DMS und Rosetten gewählt. Ort der Anbringung und Art (DMS oder Rosette) sind Abbildung 5-20 bis Abbildung 5-27 zu entnehmen. Zur Orientierung dient die Lage in der Versuchshalle (Himmelsrichtungen), wobei zur einfacheren Bezugnahme Schnitte definiert worden sind. Ferner ist bei zweiseitiger Anbringung von DMS oder Rosetten auf Fahnenblechen oder Trägerstege in vorne („V“, Nord) und hinten („H“, Süd) unterschieden, Rosetten sind mit „R“ als solche kenntlich gemacht.

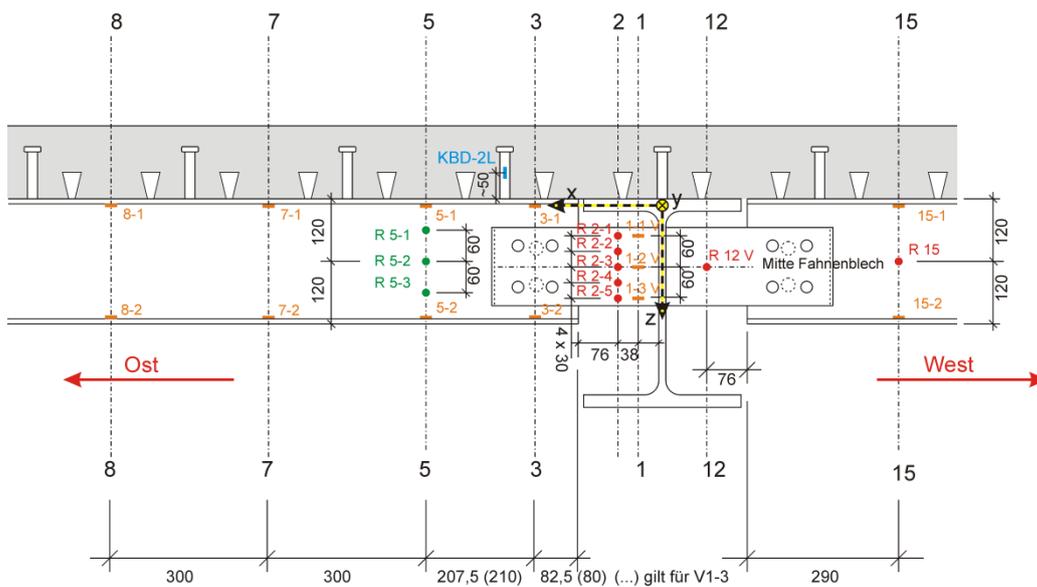


Abbildung 5-20: DMS und Rosetten auf der Nordseite, Versuchsreihe 1

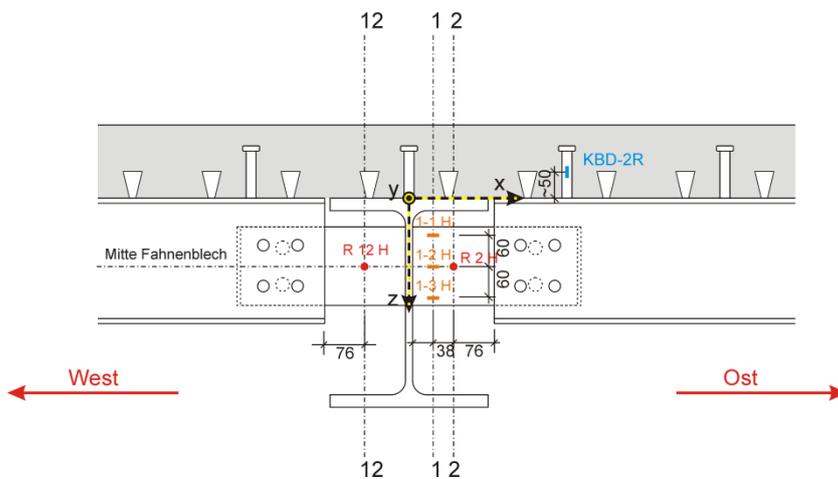


Abbildung 5-21: DMS und Rosetten auf der Südseite, Versuchsreihe 1

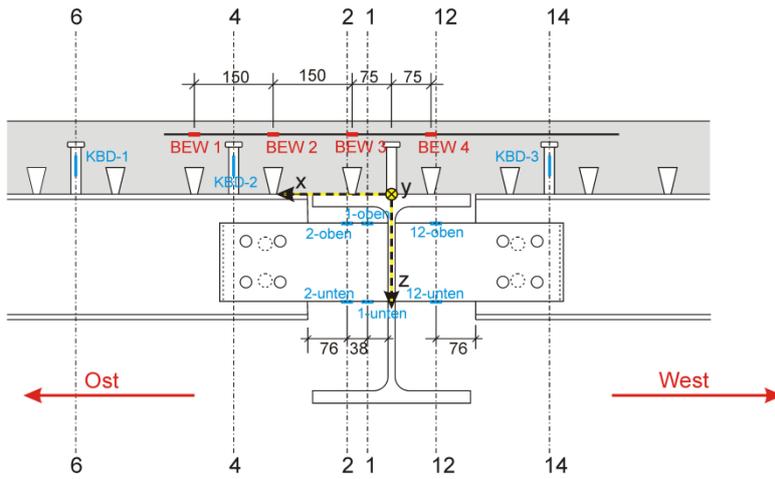


Abbildung 5-22: DMS in Versuchsträgerachse ($y = 0$), Versuchsreihe 1

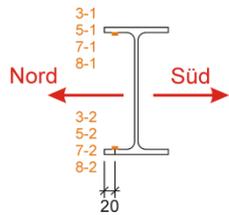


Abbildung 5-23: DMS auf den Nebenträgerflanschen (Querschnitt), Versuchsreihe 1

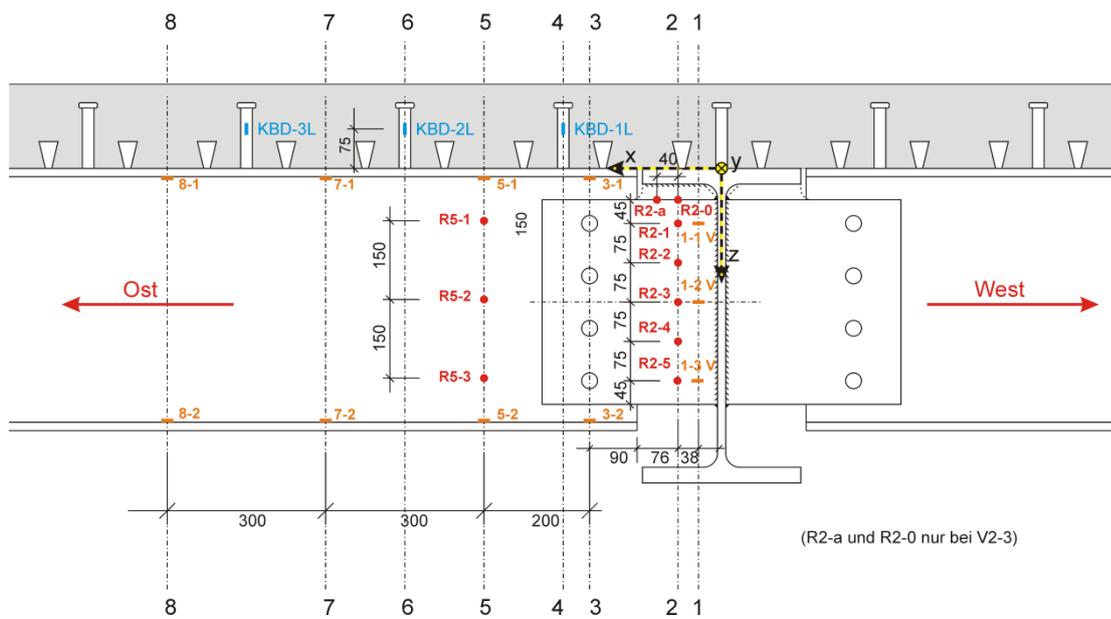


Abbildung 5-24: DMS und Rosetten auf der Nordseite, Versuchsreihe 2

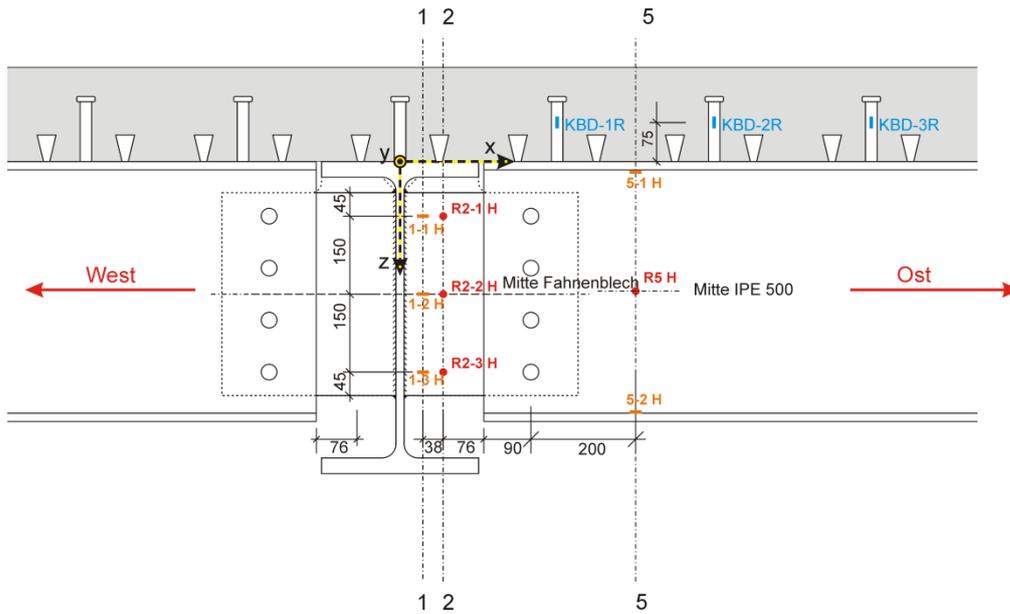


Abbildung 5-25: DMS und Rosetten auf der Südseite, Versuchsreihe 2

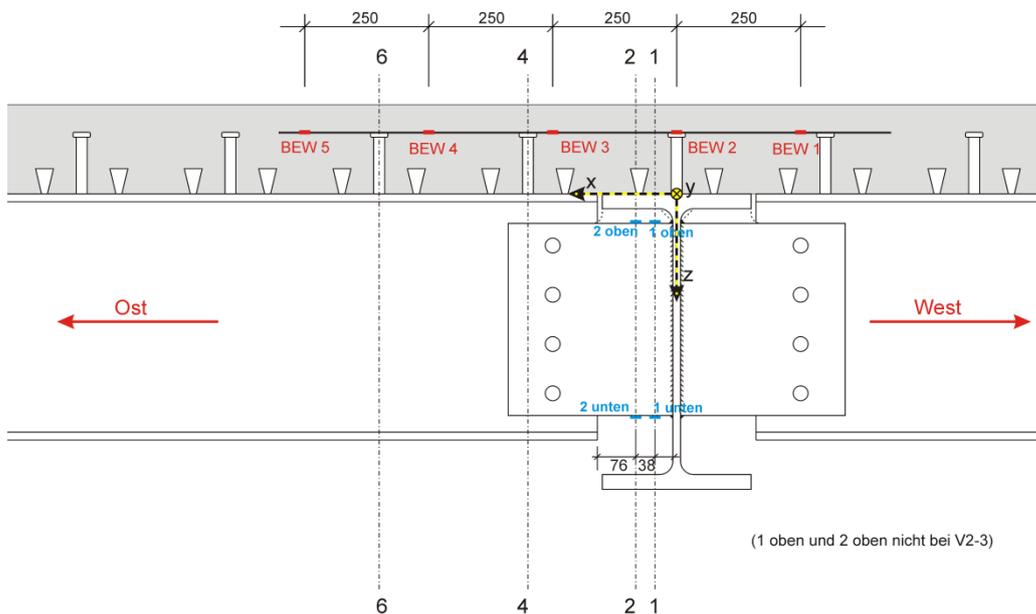


Abbildung 5-26: DMS in Versuchsträgerachse ($y = 0$), Versuchsreihe 2

Abbildung 5-28 und Abbildung 5-29 zeigen für beide Versuchsreihen beispielhaft die mit DMS und Rosetten versehene Fahnenbleche, in Abbildung 5-30 sind zur Verdeutlichung die Schnitte 1-1 und 2-2 eingezeichnet. DMS mit dem Zusatz „oben“ und „unten“ sind oben bzw. unten auf den 15 mm breiten Begrenzungsflächen der Fahnenbleche angebracht.

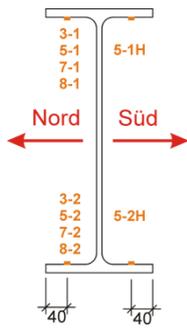


Abbildung 5-27: DMS auf den Nebenträgerflanschen (Querschnitt), Versuchsreihe 2

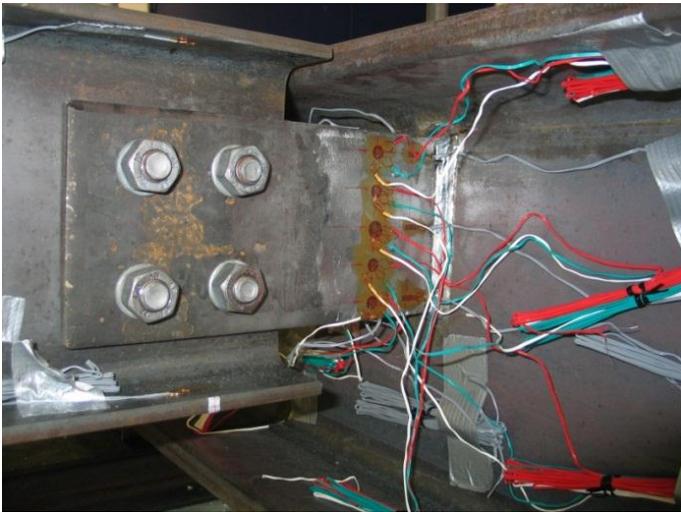


Abbildung 5-28: DMS und Rosetten auf Fahnenblech, Versuchsreihe 1



Abbildung 5-29: DMS und Rosetten auf Fahnenblech und Träger, Versuchsreihe 2

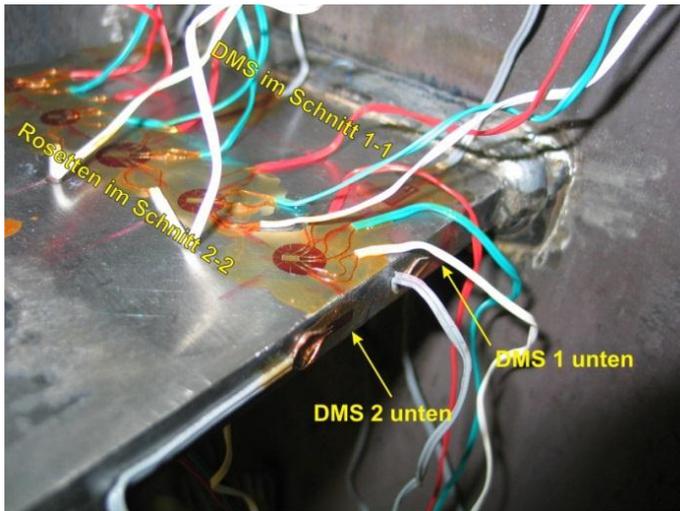


Abbildung 5-30: DMS und Rosetten in den Schnitten 1-1 und 2-2, Versuchsreihe 1

5.4.6 Dehnungsmessung mit Setzdehnungsmessern

Dehnungen an der Oberseite des Betongurtes können aufgrund der langsamen und stufenweisen Lastaufbringung mit Hilfe eines Setzdehnungsmessers gemessen werden. Auf jedem Verbundträger befinden sich gemäß Abbildung 5-31 drei Ketten von Messmarken mit Abständen von 250 mm, die Kette am Rand dient als Reserve, falls im Zuge der Versuchsdurchführung einzelne Marken abplatzen sollten. Mit Hilfe des Setzdehnungsmessers wird für jede Laststufe die Längenänderung zwischen den einzelnen Messpunkten gemessen. Mit Bezug auf die Ausgangslänge von 250 mm ergibt sich daraus die mittlere Dehnung zwischen je zwei Messpunkten.

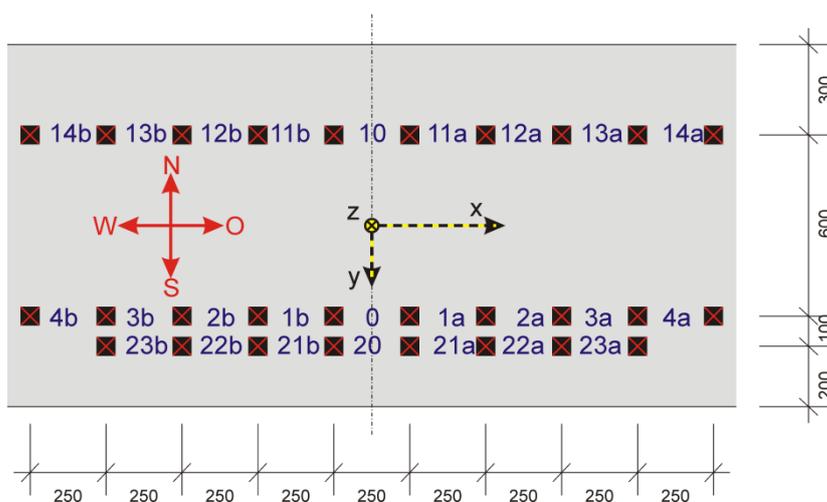


Abbildung 5-31: Lage der Messpunkte für den Setzdehnungsmesser

5.5 Versuchsdurchführung

Die Lastaufbringung erfolgt für beide Zylinder symmetrisch und weggesteuert. Da sich das planmäßig symmetrische System in der Realität z.B. durch Imperfektionen oder Rissbildung im Beton nicht vollkommen symmetrisch verhält, sind bei gleichen Kräften in beiden Zylindern die Zylinderwege nicht genau gleich. Umgekehrt sind bei gleich großen Zylinderwegen die Kräfte nicht exakt gleich. Während der ersten Belastungsstufen auf niedrigem Lastniveau werden eventuelle Unterschiede ausgeglichen, indem die Zylinderkraft des ersten Zylinders konstant gehalten wird, sobald von diesem die vorgewählte Kraft erreicht wird. Der zweite Zylinder wird dann nachgeführt, bis auch dieser dieselbe Kraft erreicht. Auf höherem Lastniveau erfolgt die Belastung rein weggesteuert ohne Vorgabe von Kräften mit gleich großen Zylinderwegen. Die Belastungsgeschwindigkeit wird für jede Laststufe individuell so gewählt, dass die nächste Stufe nach einigen Minuten, in der Regel ca. 3 Minuten, erreicht wird. Je Stufe werden die Kräfte oder die Zylinderwege so lange konstant gehalten, bis verzögert elastische Verformungen abgeklungen sind. Für jeden Versuch ist mindestens eine Zwischenentlastung vorgesehen. Die Lastaufbringung lässt sich anhand der Kraft-Weg-Kurven der Hydraulikzylinder nachvollziehen. Für den Hydraulikzylinder 1 sind diese in Abbildung 6-2 bis Abbildung 6-7 dargestellt.

Hinsichtlich der Messtechnik werden Zylinderkräfte und -wege, Auflagerkräfte sowie die Messwerte der induktiven Wegaufnehmer, Dehnungsmessstreifen und Rosetten kontinuierlich aufgezeichnet. Die Ablesung des Setzdehnungsmessers erfolgt stets nach Erreichen der jeweiligen Belastungsstufe. Zu jeder Stufe werden der angefahrene Zylinderweg und die dazu gehörenden Kräfte der beiden Zylinder (bzw. umgekehrt auf niedrigeren Lastniveaus) notiert, außerdem die Ablesewerte des Setzdehnungsmessers. Durch den Bezug zum Lastniveau ist auch der Bezug zu allen übrigen, elektronisch erfassten Messwerten gegeben.

Die für den Erkenntnisprozess relevanten Versuchsergebnisse werden im folgenden Kapitel auszugsweise dargestellt und interpretiert. Eine vollständige Zusammenstellung aller Messwerte, überwiegend in Diagrammform, ist in [37] und insbesondere im Anhang zu [37] zu finden.

6 Versuchsergebnisse

6.1 Auswahl von Laststufen für die weitere Auswertung

Für die zahlenmäßige Auswertung werden je Versuch die Messwerte von 13 ausgewählten Last- bzw. Verformungsniveaus herangezogen, die fortan vereinfacht als Laststufen bezeichnet und nach folgenden Kriterien festgelegt werden:

- Innerhalb einer Versuchsreihe sollen gleiche Laststufen auf etwa gleichem Lastniveau liegen.
 - Zur höchsten betrachteten Laststufe gehört eine Durchbiegung des Verbundträgers von etwa $1/50$ der Stützweite. Die Auswertung bis zu diesem Verformungsniveau ist ausreichend, da für praktische Belange auf Gebrauchslastniveau weitaus kleinerer Verformungen ($1/500$ bis $1/300$ der Stützweite) tolerierbar sind. Damit weist die höchste Stufe von Versuchsreihe 1 einen Zylinderweg von 120 mm auf, die höchste Stufe von Versuchsreihe 2 180 mm.
 - Zwischen Versuchsbeginn und höchster Laststufe sind die anderen Laststufen gleichmäßig verteilt, so dass alle Ereignisse im Versuchsablauf eine ausreichende Berücksichtigung finden.
 - Bei weggesteuertem Aufbringen der Zylinderkräfte mit Konstanthaltung der Zylinderwege nach Erreichen der gewünschten Laststufe ist infolge des verzögert-elastischen Betonverhaltens eine Abnahme der Zylinderkräfte zu verzeichnen (vgl. Abbildung 6-1, Ausschnitt aus Kraft-Zeit-Diagramm exemplarisch für Versuch V1-3). Da das Ablesen des Setzdehnungsmessers Zeit in Anspruch nimmt, fallen die Ablesungen nicht mit der Spitzenlast der jeweiligen Stufe zusammen. Deshalb werden auch die kontinuierlich aufgezeichneten Messwerte wie Kräfte, Dehnungen und Verformungen nicht beim Erreichen der gewünschten Kraft oder Verformung zu Beginn der Stufe, sondern am Ende unmittelbar vor einer weiteren Last- bzw. Verformungssteigerung ausgewertet. Hinsichtlich der Verwendung in einem realen Bauwerk ist ohnehin nicht das Kurzzeitverhalten, sondern das Langzeitverhalten nach Abklingen verzögert elastischer Verformungen von Bedeutung (bei weggesteuerter Versuchsdurchführung gleichbedeutend mit einer Relaxation).
-

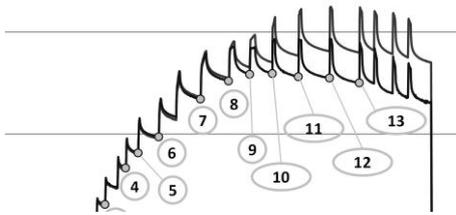


Abbildung 6-1: V1-3 - Ausschnitt aus Kraft (y-Achse)-Zeit (x-Achse)-Diagramm

Die festgelegten 13 Laststufen eines jeden Versuchs sind in den folgenden Kraft-Weg-Diagrammen des Hydraulikzylinders 1 gekennzeichnet. Diese Kraft-Weg-Kurven vermitteln ein Bild vom grundsätzlichen, gesamtheitlichen Trag- und Verformungsverhalten der Versuchskörper und lassen erkennen, auf welchem Niveau die gewählten Laststufen in Relation zum gesamten Versuchsablauf liegen.

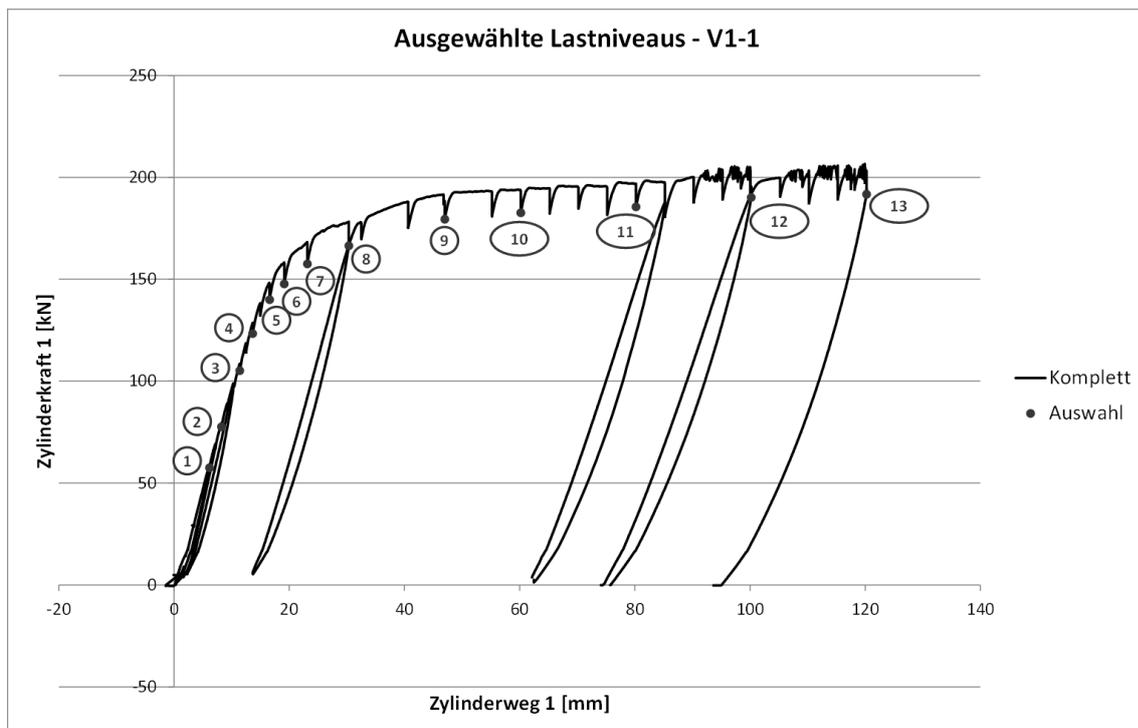


Abbildung 6-2: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V1-1)

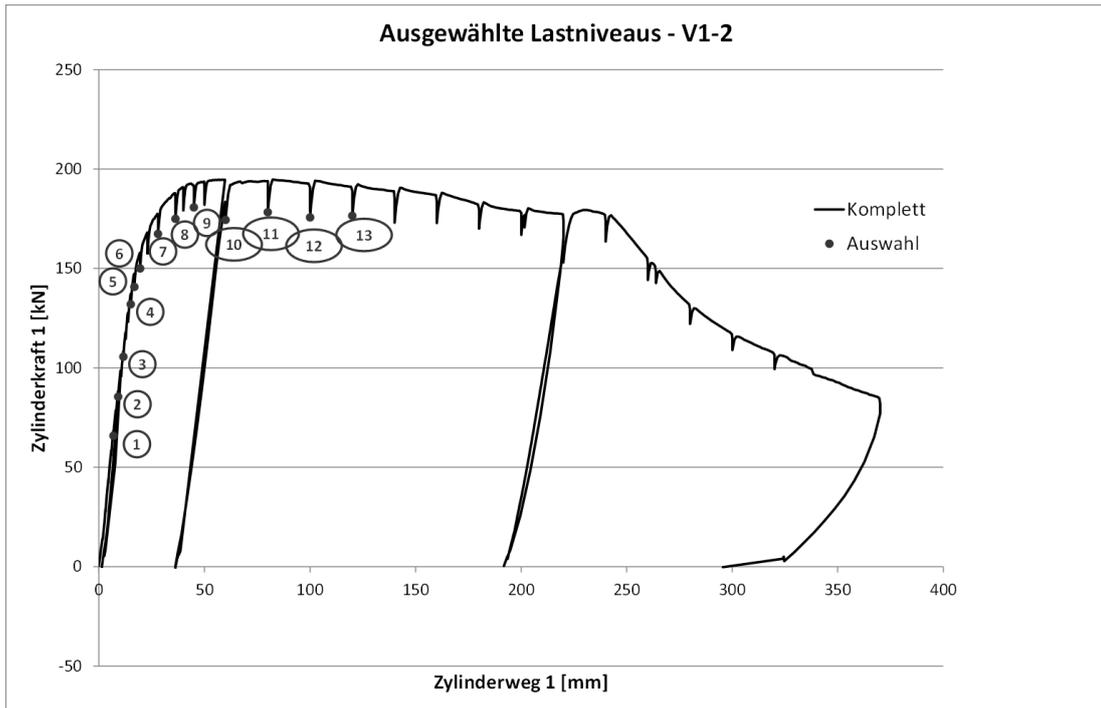


Abbildung 6-3: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V1-2)

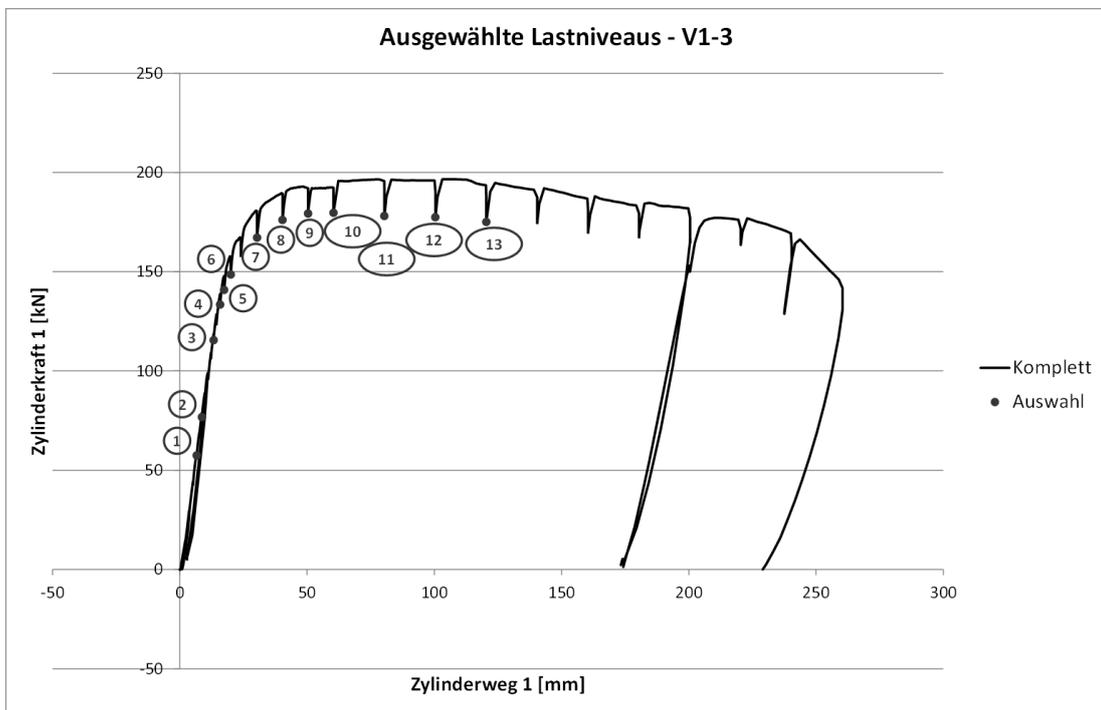


Abbildung 6-4: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V1-3)

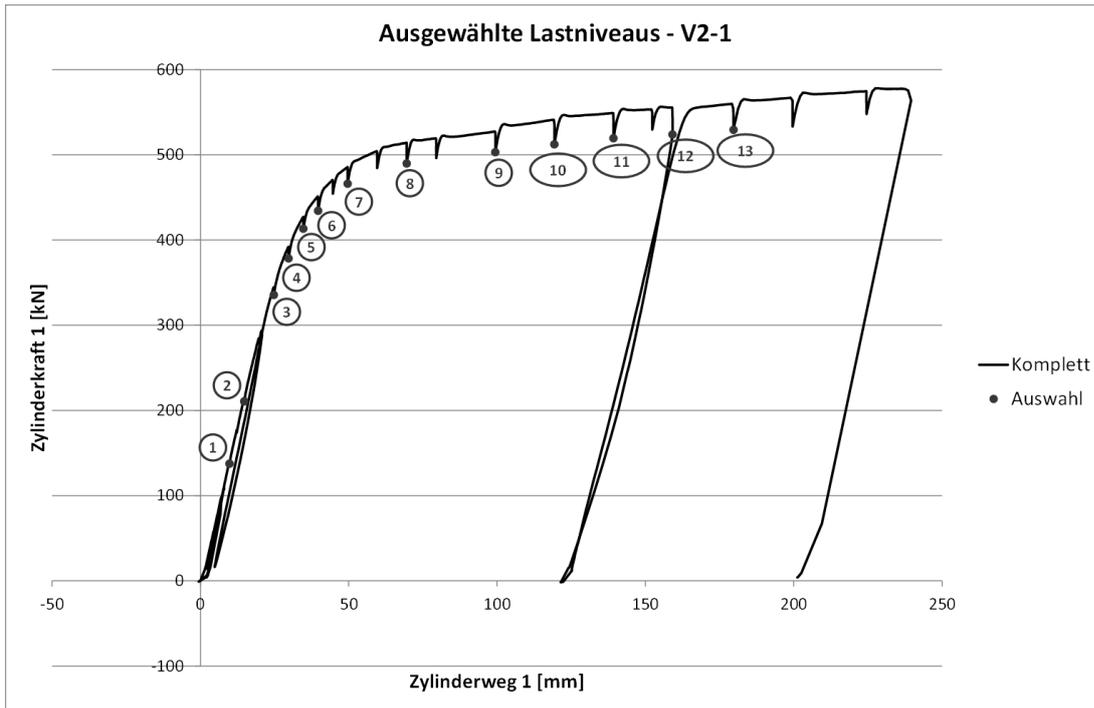


Abbildung 6-5: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V2-1)

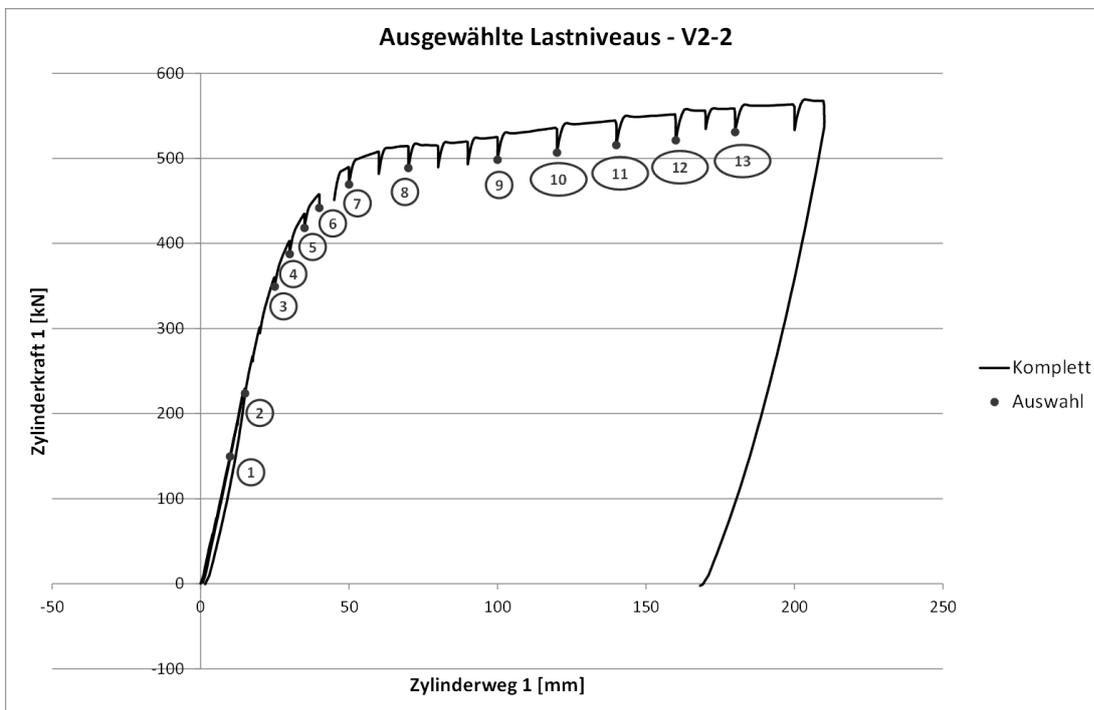


Abbildung 6-6: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V2-2)

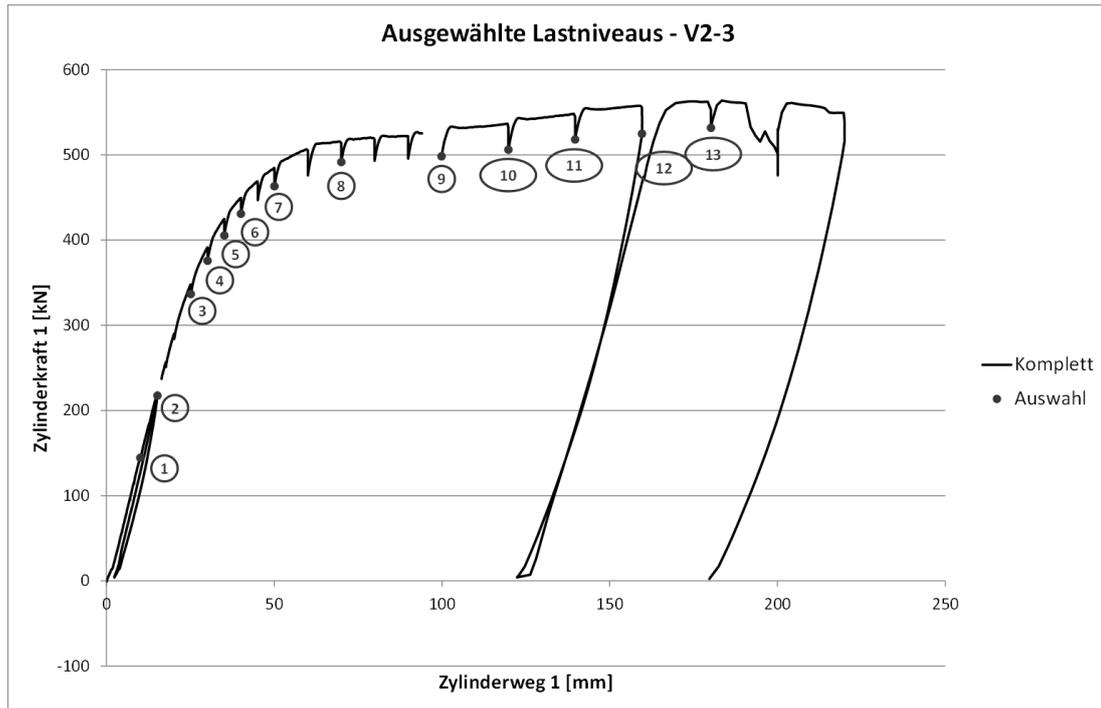


Abbildung 6-7: Kraft-Zylinderweg-Diagramm mit Laststufenauswahl (V2-3)

6.2 Grundlegende Erkenntnisse

Aus Beobachtungen während der Versuchsdurchführung und aus den Messwerten der induktiven Wegaufnehmer können grundlegende Erkenntnisse gewonnen werden.

Anmerkung: Trotz symmetrischen Versuchsaufbaus und symmetrischer, weggesteuerter Belastung unterscheiden sich beide Zylinderkräfte geringfügig voneinander. Für die Laststufenauswahl und die folgenden Beobachtungen reicht die Betrachtung der Kurve von Zylinder 1. Ebenso kann an dieser Stelle die Tatsache vernachlässigt werden, dass die Zylinderwege nicht die absolute Durchbiegung des Trägers messen, sondern dass darin auch die Nachgiebigkeit der Prüfeinrichtung enthalten ist.

6.2.1 Versuchsreihe 1

Im Zylinderkraft-Zylinderweg-Diagramm (vgl. Abbildung 6-2 bis Abbildung 6-4) ist bei allen Versuchen zu Beginn ein steiler Anstieg der Zylinderkraft zu verzeichnen. Ab einer Kraft von, je nach Versuch, ca. 130 bis 150 kN verringert sich die Steifigkeit des Gesamtsystems und die Kurve wird flacher. Die Kraft lässt sich bis ca. 180 kN steigern, wobei die Verformungen überproportional ansteigen. Die Versuchskörper verhalten sich stark duktil und keinesfalls spröde.

Erwartungsgemäß baut sich über dem mittleren Auflager ein Stützmoment auf. Bereits während der Versuchsdurchführung ist offensichtlich, dass dieses zumindest teilweise in Form eines Kräftepaars mit Zug in der Bewehrung und Druck im Fahnenblech ab-

getragen wird. Durch die Einschnittigkeit der Schraubenverbindung werden die Druckkraft des Kräftepaars und die anteilige Querkraft exzentrisch in das Fahnenblech eingeleitet, was im Fahnenblech eine komplexe Beanspruchungssituation hervorruft (vgl. hierzu die Ausführungen in Kapitel 9, insbesondere die Abschnitte 9.1.3 und 9.1.5.1). Diese führt offenkundig zu einer Lateralverformung des Fahnenblechs (vgl. Abbildung 6-8 ff.).



Abbildung 6-8: Stark plastisch verformter Anschlussbereich (V1-2)

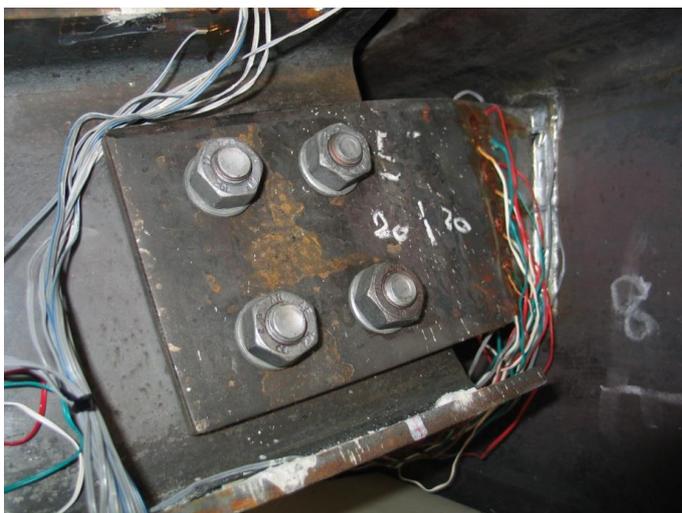


Abbildung 6-9: Stark plastisch verformtes Fahnenblech (V1-2)

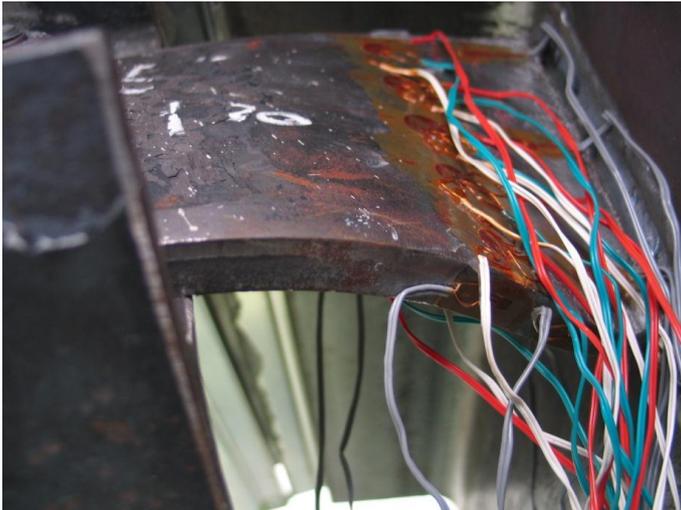


Abbildung 6-10: Stark plastisch verformtes Fahnenblech (Blick auf Unterkante, V1-2)

Die drei Versuche der Reihe 1 wurden unterschiedlich stark verformt, so dass bei V1-1 das seitliche Ausweichen des Fahnenblechs nach Augenschein kaum, bei den anderen beiden Versuchen deutlich erkennbar ist. Insbesondere bei dem mit einer Durchbiegung von 370 mm am stärksten verformten Versuch V1-2 zieht das Ausweichen des Fahnenblechs eine dem Biegedrillknicken ähnliche Versagensform des Stahlträgers nach sich (vgl. Abbildung 6-11 ff.), was sich in einem Abfallen der Pressenkraft bei noch zunehmender Durchbiegung des Trägers äußert.



Abbildung 6-11: Durch Lateralverformung des Fahnenblechs initiiertes Biegedrillknicken des Sekundärträgers (V1-2)



Abbildung 6-12: Verdrillter Sekundärträger (V1-2)

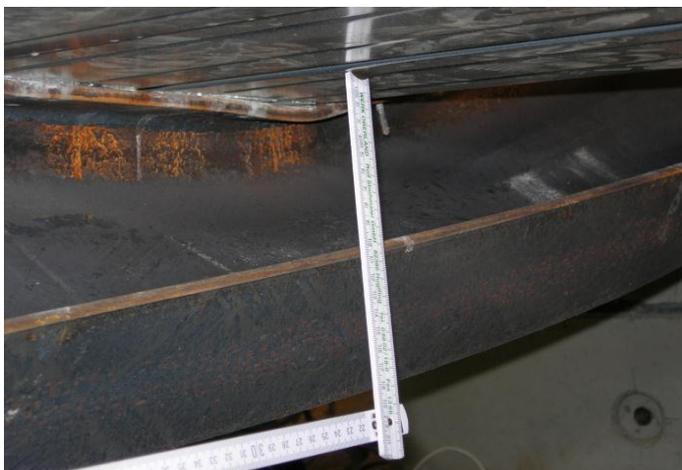


Abbildung 6-13: Verdrillter Sekundärträger (Detail, V1-2)

Die Beobachtungen und Messungen am Betongurt lassen erkennen, dass die Rissbildung an der Oberfläche des Betons kontinuierlich und mit überwiegend parallelen und senkrecht zur Trägerachse verlaufenden Rissen einhergeht. Dabei erkennt man bei Beobachtung der seitlichen Flanken des Betongurtes, dass die Risse nicht exakt vertikal durch die gesamte Dicke des Aufbetons verlaufen, sondern ihren Anfang an der Betonoberfläche nehmen, um dann deutlich vor der Unterseite des Betongurtes und überwiegend noch innerhalb des Aufbetons über dem Profilblech auszulaufen. Dies ist ein Indiz dafür, dass auf Traglastniveau an der Unterseite des Betongurtes Druckspannungen auftreten, die zusammen mit einem Teil der Zugkraft in der Bewehrung für den Aufbau eines Biegemomentes im Betongurt als Teilschnittgröße sorgen. Anders als bei den in [21] beschriebenen Versuchen mit durchgehenden, parallelen Rissen reißt in den vorliegenden Fällen der Betongurt nicht vollständig durch, sondern nur an der Oberfläche infolge einer Kombination aus Gurtzugkraft und Gurtmoment. Ursache dieses Verhaltens ist die Nachgiebigkeit der Verbundfuge, die zu einer Relativverformung zwischen Betongurt und Stahlträger führt und somit auch zur Ausbildung von

Teilschnittgrößen mit zwei separaten Nulllinien. Das beschriebene Verhalten ist auf höherem Lastniveau deutlich an den zusammengedrückten Hohlrippen des Profilblechs erkennbar (vgl. Abbildung 6-14).

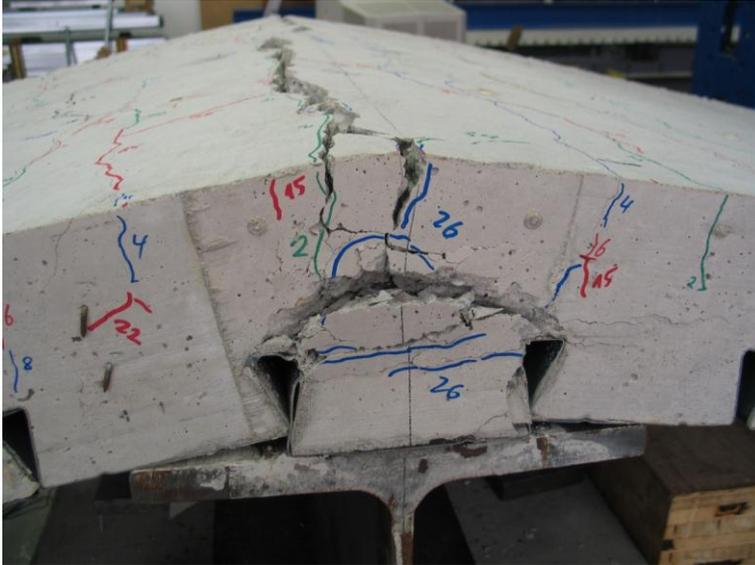


Abbildung 6-14: Versagensform des Betongurtes bei Versuchsreihe 1

6.2.2 Versuchsreihe 2

Im Zylinderkraft-Zylinderweg-Diagramm ist auch bei Versuchsreihe 2 bei allen Versuchen zu Beginn ein steiler Anstieg der Zylinderkraft zu verzeichnen (vgl. Abbildung 6-5 bis Abbildung 6-7). Zwischen 300 und 400 kN Pressenkraft (je nach Versuch) verringert sich die Steifigkeit des Gesamtsystems und die Kurve wird flacher. Im Vergleich zu Reihe 1 tritt zwar Fließen ein, aber die Last lässt sich auch bei großen Verformungen noch steigern. Je nach Versuch wurden Pressenkräfte von ca. 560 bis ca. 580 kN aufgebracht. Dabei zeigen die Kraft-Weg-Kurven, dass die Last auch im plastischen Bereich noch steigerbar gewesen wäre. Ein echtes Maximum der Pressenkraft wurde bei Versuchsreihe 2 nicht erreicht, die Versuchsdurchführung wurde aufgrund der großen Verformungen beendet. Auch die Versuchskörper der Reihe 2 verhalten sich stark duktil und nicht spröde.

Wie bei Versuchsreihe 1 ist ein seitliches Ausweichen der Fahnenbleche zu beobachten, jedoch überwiegend am unteren Fahnenblechrand (siehe Abbildung 6-15 und Abbildung 6-16).

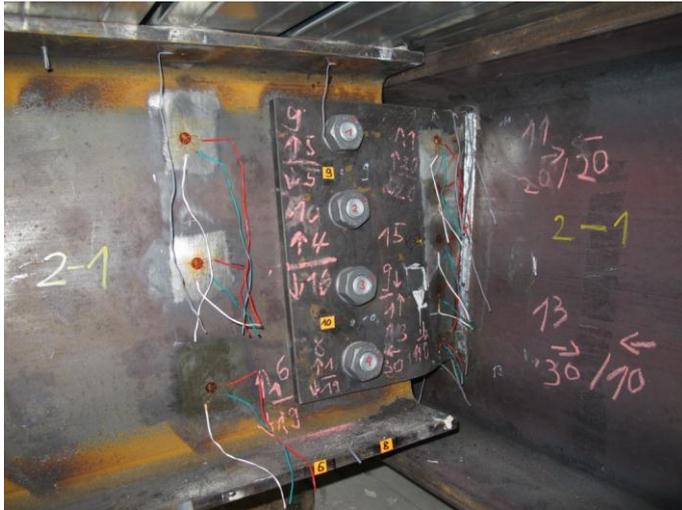


Abbildung 6-15: Plastisch verformtes Fahnenblech des Versuchs V2-1

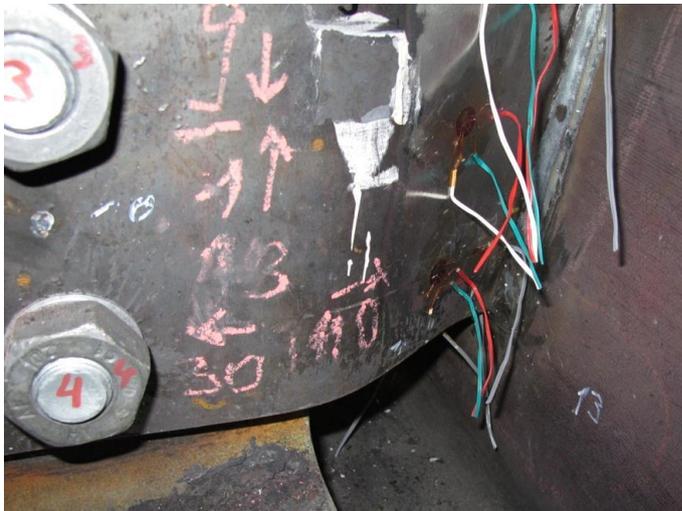


Abbildung 6-16: Plastisch verformtes Fahnenblech des Versuchs V2-1, Detail

Das Versagen des Betongurtes unterscheidet sich von Versuchsreihe 1 dadurch, dass es weniger zu einem Bruch infolge lokaler Biegung und Zug kommt, als vielmehr zu einem Schubbruch, der dadurch begünstigt wird, dass der Stahlträger einen Enddrehwinkel aufweist, infolgedessen sich ein Knick in der Biegelinie des unteren, stählernen Sekundärträgerteils einstellt. Der Betongurt weist diesen Knick nicht auf und verformt sich kontinuierlich. Im Bereich des ersten Kopfbolzendübels neben dem Anschluss sind die Vertikalverformungen noch gering und in Stahlträger und Betongurt etwa gleich groß. Wenn Stahlträger und Betongurt nicht miteinander verbunden wären und sich unabhängig voneinander verformen könnten, dann würde die Verformung des Stahlträgers mit zunehmendem Abstand stärker zunehmen als die Verformung des Betongurtes, bis sich die Verformungen beider Bauteile in einiger Entfernung vom Hauptträger wieder einander angleichen würden. Weil eine unabhängige Verformung beider Bauteile durch die Kopfbolzendübel verhindert wird, entsteht aus Gründen der

geometrischen Verträglichkeit im zweiten Dübel neben dem Anschluss eine Zugkraft, und es ist sogar denkbar, dass diese durch eine u.U. an der Stahlträgerendkante entstehende, gegen den Beton drückende Abstützkraft noch vergrößert wird. In Abbildung 6-17 sind diese Überlegungen qualitativ dargestellt.

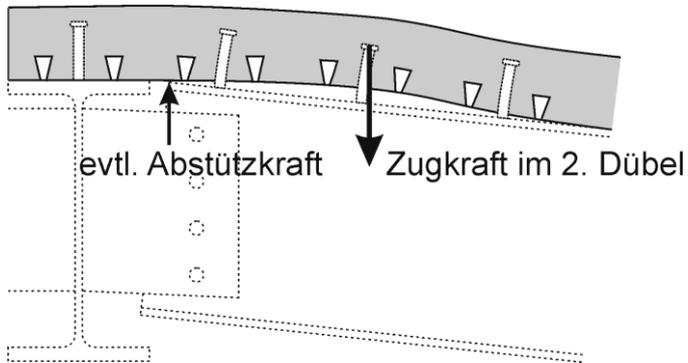


Abbildung 6-17: Entstehung einer Zwangsbeanspruchung im Betongurt

Bei großen Rotationen kommt es beim schwächer bewehrten Versuch V2-1 zu den in Abbildung 6-18 und Abbildung 6-19 gezeigten Schubrisen im Beton. Bei den stärker bewehrten Versuchen V2-2 und V2-3 wird der Betongurt durch die Zwangszugkraft im zweiten Kopfbolzendübel in Dickenrichtung regelrecht auseinandergerissen. Für das Verständnis ist es hilfreich, sich den oberflächennahen Bereich des Betongurtes in Verbindung mit der im Vergleich zu V2-1 stärkeren Bewehrung als eine Art Schale vorzustellen, von der der untere Gurtteil bei Fortschreiten des Risses abgerissen wird (vgl. Abbildung 6-20 und Abbildung 6-21).

Der Betongurt wird mit zunehmendem Bewehrungsgrad steifer und kann deshalb der Endverdrehung des Stahlträgers weniger gut folgen. Durch die im zweiten Kopfbolzendübel durch Zwang entstandene Zugkraft kommt es in Dickenrichtung zu einer Zugbeanspruchung mit dem beobachteten Versagensbild. Der Zwang ist umso größer, je steifer, d.h. je stärker bewehrt der Betongurt ist. Der Widerstand gegen Zugbeanspruchung in Dickenrichtung ist dagegen unabhängig vom Bewehrungsgrad und hängt primär von der Betonzugfestigkeit ab. Bei Zug in Dickenrichtung kann die Bewehrungslage sogar als Schwachstelle betrachtet werden, die ein Abreißen des unteren Gurtbereiches begünstigt. Dies erklärt die besondere Ausprägung des Versagensbildes bei den stärker bewehrten Versuchen V2-2 und V2-3.



Abbildung 6-18: Schubriss im Betongurt (V2-1)

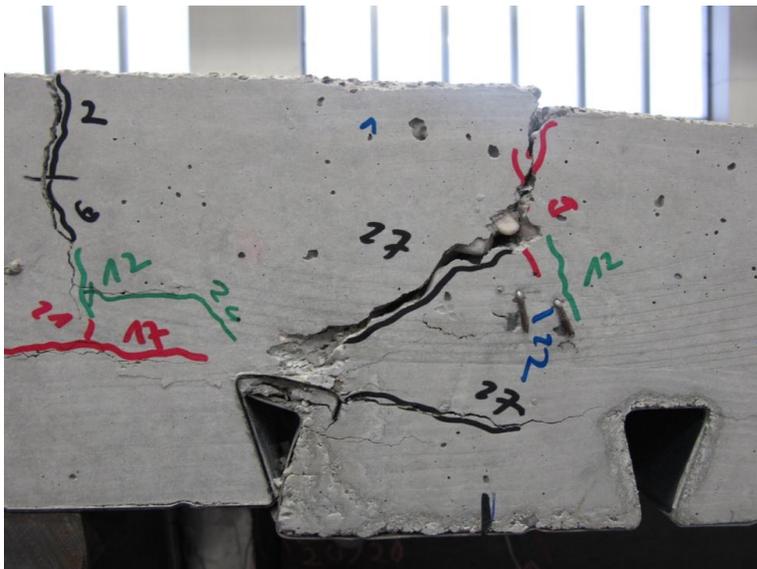


Abbildung 6-19: Schubriss (V2-1, Detail)



Abbildung 6-20: Abspalten des oberen Betongurteils durch fortschreitenden Schubriss (V2-2)

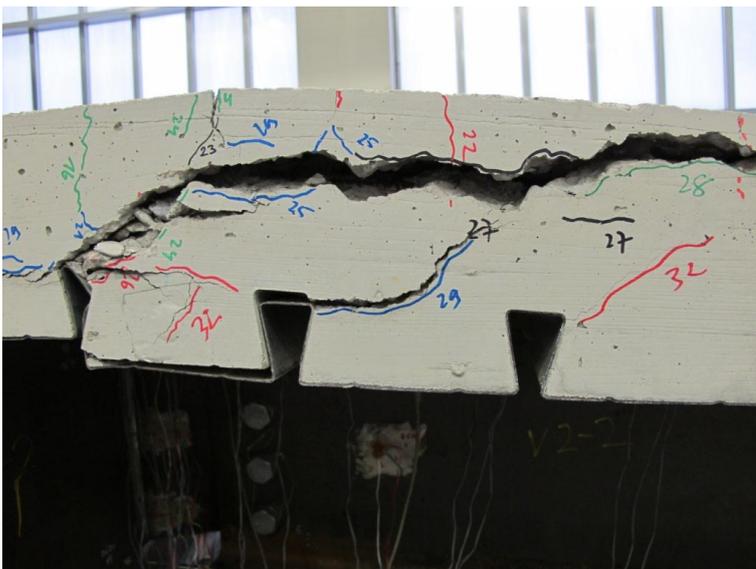


Abbildung 6-21: Gespaltener Betongurt (Detail)

In den Kraft-Verformungskurven ist der beobachtete Versagensmechanismus praktisch nicht erkennbar, ein sprödes Versagen in Form von schlagartig abfallenden Pressenkräften konnte nicht identifiziert werden. Das Versagen ereignet sich etwa ab Laststufe 8 kontinuierlich und auf einem Lastniveau, das aufgrund der großen Verformungen für die Gebrauchstauglichkeit nicht von Bedeutung ist. In Abbildung 6-22 ist exemplarisch für Versuch V2-2 ein stark vergrößerter Ausschnitt aus der Kraft-Zylinderweg-Kurve dargestellt.

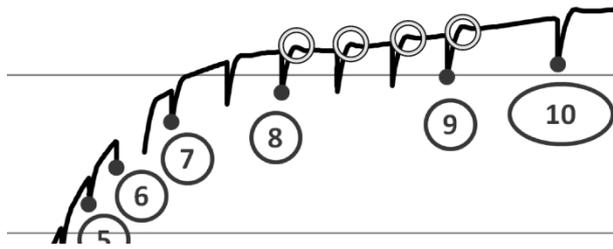


Abbildung 6-22: Ausschnitt aus der Kraft-Zylinderweg-Kurve (V2-2)

Darin sind vier Stellen gekennzeichnet, die ein langsames, keinesfalls schlagartiges Absinken der Zylinderkraft bei zunehmendem Zylinderweg erkennen lassen. Dem Lastniveau nach passen diese Ereignisse zum Auftreten der Schub- bzw. Trennrisse. Da der Kraftabfall jeweils nur vorübergehend ist und sich insgesamt die Kraft unabhängig davon mit zunehmender Verformung steigern lässt, ist das Auftreten der Risse auch für die Tragfähigkeit nicht von Bedeutung. Somit ist die Rissbildung weniger ein Problem des statischen Gleichgewichts als vielmehr ein Problem der geometrischen Verträglichkeit.

6.3 Verlauf des Biegemomentes M_y

6.3.1 Experimentelle Schnittgrößenermittlung

Mit den beiden Kraftmessdosen unter dem Hauptträger wird die Mittelauflagerkraft des über zwei Felder spannenden Versuchsträgers bestimmt. In Verbindung mit den bekannten Zylinderkräften können nach den Gesetzen der technischen Mechanik die Endauflagerkräfte sowie an jeder Stelle des Versuchskörpers die Querkraft V_z und das Biegemoment M_y berechnet werden. Unter Verwendung der in Abbildung 5-11 eingeführten Bezeichnungen werden die Schnittgrößen in den einzelnen Trägerbereichen gemäß Abbildung 6-23 benannt.

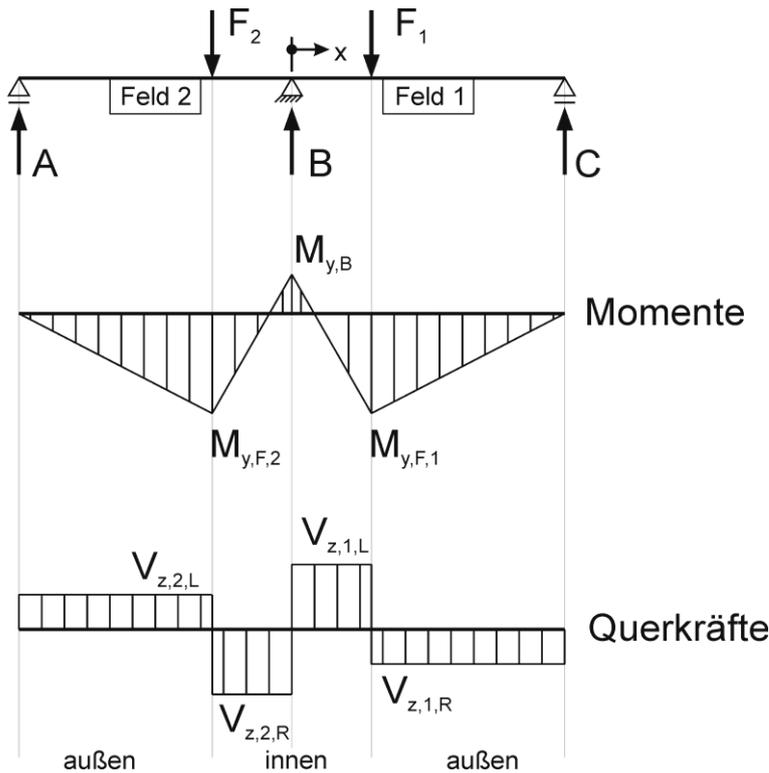


Abbildung 6-23: Bezeichnung der Schnittgrößen

In Tabelle 6-1 bis Tabelle 6-6 sind für jeden Versuch und jedes Feld die Feldmomente und das Stützmoment, das Verhältnis von Stützmoment zu Feldmoment sowie die Lage des Momentennullpunktes angegeben. Das Verhältnis von Stützmoment zu Feldmoment wird im Folgenden als relatives Stützmoment bezeichnet. Außerdem ist angegeben, wie groß das im Versuch erzielte Stützmoment prozentual im Vergleich zum Stützmoment eines echten Zweifeldträgers ist. Dieser Verhältniswert wird als Einspanngrad bezeichnet.

Anmerkung: Die Versuchskörper der Reihe 2 sind nur im mittleren Bereich als Verbundträger ausgeführt, in den Randbereichen wirken sie als Stahlträger. Für die Ermittlung des Einspanngrades wurden Zweifeldträger zugrunde gelegt, die wie die realen Versuchskörper abschnittsweise als Stahl- und Verbundträger ausgeführt sind. Für den als Verbundträger ausgeführten Abschnitt wird dabei von starrem Verbund ausgegangen.

In Abbildung 6-24 und Abbildung 6-25 ist für beide Versuchsreihen die Relation zwischen Stütz- und Feldmoment graphisch dargestellt (jeweils für das Feld 1).

Tabelle 6-1: V1-1 - Biegemomente M_y

V1-1			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	57,5	57,5	60,1	15,7	60,1	0,26	0,26	363	-363	28,1	60,8	28,1	25,8
2	77,6	77,0	78,6	23,9	79,2	0,30	0,30	406	-408	37,5	81,8	38,2	29,2
3	105,1	105,4	106,2	34,5	105,8	0,33	0,33	430	-429	51,7	111,4	51,4	31,0
4	123,3	123,2	126,1	37,6	126,2	0,30	0,30	402	-402	60,3	130,5	60,4	28,8
5	140,0	139,7	144,1	41,0	144,5	0,28	0,28	387	-387	68,3	148,0	68,6	27,7
6	147,7	148,2	153,9	42,1	153,2	0,27	0,27	377	-376	72,8	156,7	72,1	26,9
7	157,5	157,7	164,7	43,5	164,4	0,26	0,26	366	-366	77,3	166,9	77,0	26,1
8	166,4	165,6	172,3	46,5	173,3	0,27	0,27	370	-372	80,8	175,8	81,8	26,5
9	179,4	177,1	183,1	51,5	185,9	0,28	0,28	380	-384	85,9	188,7	88,7	27,3
10	182,6	178,3	185,8	49,6	191,2	0,26	0,27	360	-369	85,7	191,0	91,0	26,0
11	185,4	179,9	189,4	47,5	196,2	0,24	0,25	341	-351	86,0	193,4	92,9	24,6
12	190,1	183,2	197,8	41,4	206,3	0,20	0,21	292	-303	87,1	197,6	95,7	20,9
13	191,7	182,3	195,0	43,8	206,6	0,21	0,22	306	-321	85,8	198,0	97,4	22,1

Tabelle 6-2: V1-2 - Biegemomente M_y

V1-2			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	65,8	65,2	71,4	13,4	72,1	0,19	0,19	274	-276	31,7	69,4	32,4	19,3
2	85,4	85,0	92,5	18,1	93,1	0,19	0,20	285	-286	41,4	90,2	42,0	20,1
3	105,5	101,3	109,5	22,7	114,8	0,20	0,21	289	-300	48,0	109,5	53,2	20,7
4	131,9	130,9	141,3	29,6	142,5	0,21	0,21	301	-303	63,7	139,1	65,0	21,3
5	140,6	140,6	151,9	31,6	152,0	0,21	0,21	301	-301	68,8	148,9	68,9	21,2
6	149,9	149,2	161,2	33,6	162,1	0,21	0,21	301	-302	72,8	158,4	73,7	21,2
7	167,3	158,0	169,8	36,8	181,3	0,20	0,22	296	-312	73,9	172,3	85,4	21,4
8	174,9	174,9	189,2	38,9	189,3	0,21	0,21	298	-298	85,6	185,2	85,7	21,0
9	180,7	185,4	199,8	42,2	194,1	0,22	0,21	313	-305	92,5	193,8	86,7	21,8
10	174,3	178,9	193,1	40,5	187,4	0,22	0,21	311	-304	89,3	187,0	83,6	21,7
11	178,2	184,7	201,0	39,5	193,0	0,20	0,20	297	-287	92,8	192,1	84,8	20,5
12	175,6	183,6	201,8	36,4	191,9	0,19	0,18	279	-267	92,9	190,1	83,0	19,1
13	176,4	186,1	204,9	36,5	192,9	0,19	0,18	278	-265	94,8	191,9	82,7	19,0

Tabelle 6-3: V1-3 - Biegemomente M_y

V1-3			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	57,4	56,5	60,4	13,5	61,6	0,22	0,22	316	-321	27,3	60,3	28,5	22,5
2	76,7	75,9	80,5	19,2	81,4	0,24	0,24	334	-337	36,9	80,8	37,8	23,8
3	115,5	114,6	121,4	29,2	122,4	0,24	0,24	337	-340	55,8	121,8	56,8	24,0
4	133,4	132,0	139,9	33,6	141,6	0,24	0,24	335	-339	64,1	140,5	65,8	23,9
5	140,8	139,8	148,2	35,5	149,4	0,24	0,24	336	-338	68,1	148,6	69,3	23,9
6	148,6	148,1	158,2	35,9	158,8	0,23	0,23	322	-323	72,4	157,1	72,9	22,8
7	167,1	168,1	179,3	41,2	178,0	0,23	0,23	329	-327	82,7	177,5	81,4	23,2
8	176,0	177,5	188,2	45,0	186,3	0,24	0,24	340	-338	87,5	187,2	85,6	24,0
9	179,3	182,6	193,1	46,9	189,0	0,25	0,24	348	-342	90,6	191,6	86,5	24,5
10	179,7	185,2	194,8	49,0	188,1	0,26	0,25	361	-351	92,7	193,2	85,9	25,3
11	178,0	188,4	198,8	49,0	186,0	0,26	0,25	365	-346	96,1	194,0	83,3	25,2
12	177,4	190,6	201,9	48,5	185,6	0,26	0,24	362	-339	98,2	194,8	81,9	24,9
13	175,0	189,9	200,9	48,7	182,4	0,27	0,24	369	-342	98,5	193,2	80,1	25,2

Tabelle 6-4: V2-1 - Biegemomente M_y

V2-1			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	137,5	136,8	262,8	39,2	264,1	0,15	0,15	452	-454	205,3	135,3	206,7	28,9
2	210,5	211,5	407,5	58,6	405,3	0,14	0,14	442	-440	318,0	208,2	315,9	28,1
3	335,4	338,2	643,9	106,6	637,9	0,17	0,17	501	-497	508,9	332,4	503,0	32,1
4	378,3	382,4	727,3	121,5	718,8	0,17	0,17	506	-501	575,6	375,3	567,1	32,4
5	413,1	419,0	794,9	136,6	782,6	0,17	0,17	520	-513	631,2	410,6	618,9	33,3
6	434,1	442,0	837,5	145,7	821,1	0,18	0,17	528	-519	666,2	432,3	649,8	33,7
7	466,0	476,7	899,1	164,2	876,8	0,19	0,18	552	-540	719,2	465,1	696,9	35,3
8	489,7	502,9	944,7	179,5	917,2	0,20	0,19	573	-559	759,3	489,8	731,7	36,7
9	503,0	517,7	975,1	180,5	944,3	0,19	0,19	562	-547	782,0	503,6	751,2	35,9
10	512,2	526,9	995,3	178,9	964,5	0,19	0,18	548	-533	795,8	512,7	765,0	34,9
11	519,3	534,9	1014,5	174,9	981,8	0,18	0,17	529	-515	808,2	520,2	775,5	33,6
12	523,8	537,1	1026,2	162,8	998,5	0,16	0,16	491	-479	810,7	523,5	783,0	31,1
13	529,3	537,2	1023,0	168,6	1006,5	0,17	0,16	502	-495	809,2	526,2	792,8	32,0

Tabelle 6-5: V2-2 - Biegemomente M_y

V2-2			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	149,5	144,4	272,9	48,8	283,6	0,17	0,18	514	-531	215,4	145,0	226,1	33,6
2	223,6	217,1	409,1	75,4	422,7	0,18	0,18	530	-545	324,2	217,4	337,8	34,7
3	349,0	346,3	645,5	132,1	651,3	0,20	0,20	590	-594	519,3	343,1	525,1	38,5
4	387,5	385,8	715,8	152,6	719,3	0,21	0,21	612	-615	579,0	381,5	582,5	40,0
5	417,9	417,4	770,5	171,7	771,7	0,22	0,22	637	-638	626,8	412,1	628,0	41,7
6	441,5	441,0	810,1	188,3	811,0	0,23	0,23	659	-660	662,3	435,4	663,3	43,2
7	469,2	469,8	856,2	211,9	854,9	0,25	0,25	695	-694	705,9	463,3	704,6	45,7
8	488,4	490,6	888,7	230,3	884,1	0,26	0,26	723	-720	737,6	483,1	733,1	47,7
9	498,1	500,3	905,3	236,5	900,6	0,26	0,26	728	-725	752,2	492,6	747,5	48,0
10	506,6	505,4	918,4	232,2	920,9	0,25	0,25	705	-706	758,7	499,3	761,3	46,5
11	515,4	508,2	932,7	218,4	947,6	0,23	0,23	655	-664	761,3	505,1	776,2	43,2
12	520,0	509,7	941,8	208,2	963,4	0,22	0,22	622	-634	762,5	508,0	784,2	41,0
13	530,7	516,9	960,8	201,6	989,6	0,20	0,21	592	-607	772,3	516,9	801,2	39,0

Tabelle 6-6: V2-3 - Biegemomente M_y

V2-3			Momente			Momenten-Verhältnis		Momenten-Nullpunkt		Vergleich mit Zweifeldträger			
Laststufe	Zyl.-Kraft 1	Zyl.-Kraft 2	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,1}$	$ M_{y,B} / M_{y,F,2}$	x ($M_{y,1} = 0$)	x ($M_{y,2} = 0$)	$M_{y,F,2}$	$ M_{y,B} $	$M_{y,F,1}$	Einspanngrad
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[%]
1	144,4	154,0	295,2	45,0	275,2	0,16	0,15	492	-463	234,1	147,2	214,1	30,6
2	217,4	228,6	435,8	70,9	412,4	0,17	0,16	513	-489	346,7	220,0	323,2	32,2
3	336,4	347,2	656,0	117,5	633,6	0,19	0,18	548	-532	524,7	337,3	502,2	34,8
4	375,6	386,8	729,8	132,9	706,3	0,19	0,18	554	-539	584,4	376,2	560,9	35,3
5	405,3	415,4	781,3	146,8	760,1	0,19	0,19	566	-554	627,0	404,9	605,8	36,2
6	430,6	440,0	824,8	159,9	805,3	0,20	0,19	580	-568	663,6	429,6	644,1	37,2
7	462,9	470,1	877,0	177,9	862,1	0,21	0,20	599	-590	708,2	460,4	693,3	38,7
8	491,3	495,4	916,7	200,0	908,3	0,22	0,22	632	-627	745,3	486,8	736,8	41,1
9	498,0	508,0	935,1	213,7	914,2	0,23	0,23	663	-651	766,1	496,4	745,2	43,1
10	505,9	516,7	949,2	220,3	926,6	0,24	0,23	672	-659	779,3	504,5	756,7	43,7
11	517,9	528,7	969,2	228,9	946,6	0,24	0,24	681	-669	797,4	516,4	774,8	44,3
12	524,6	537,6	984,3	234,7	957,1	0,25	0,24	689	-674	811,3	524,1	784,2	44,8
13	531,5	548,6	1004,0	240,3	968,1	0,25	0,24	696	-676	829,1	532,9	793,3	45,1

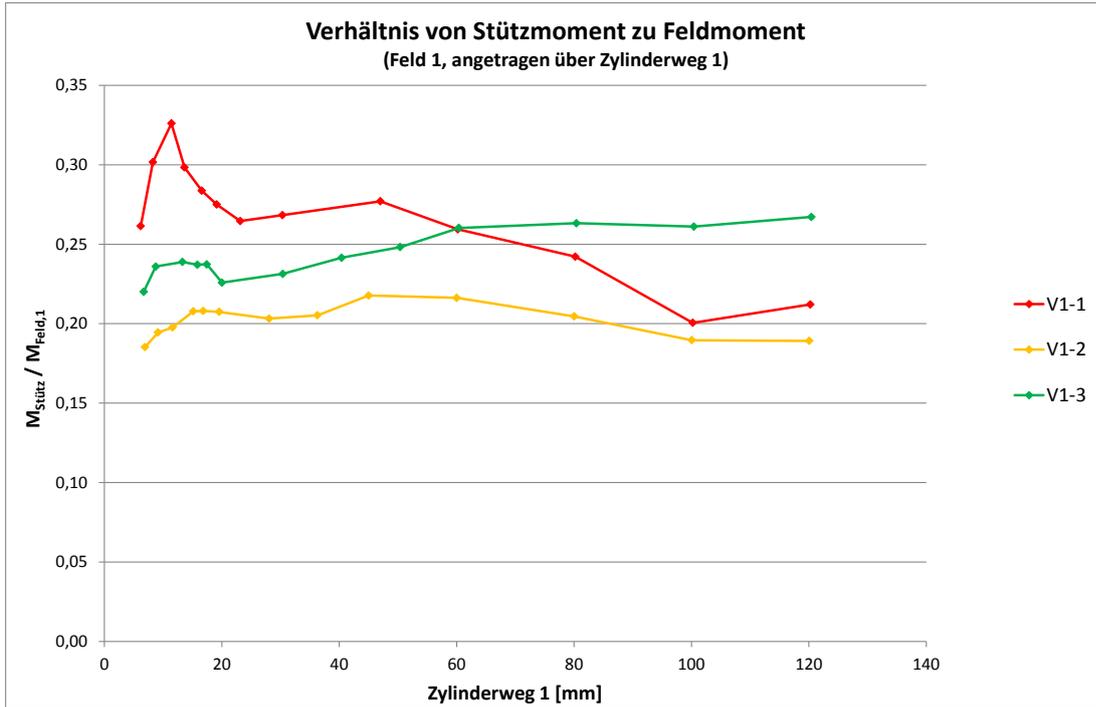


Abbildung 6-24: Verhältnis von Stützmoment zu Feldmoment, Reihe 1, Feld 1

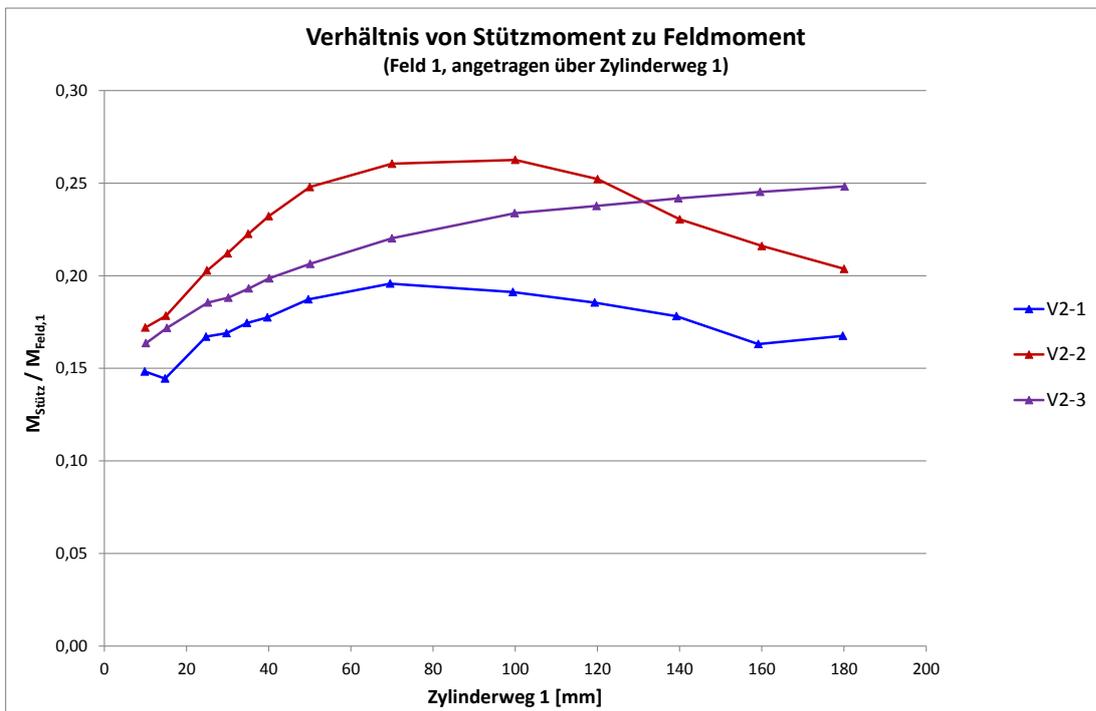


Abbildung 6-25: Verhältnis von Stützmoment zu Feldmoment, Reihe 2, Feld 1

6.3.2 Größe der Durchlaufwirkung

Als Größe zur Quantifizierung der Durchlaufwirkung wird der Einspanngrad herangezogen. Alle Versuchsträger besitzen ein statisches System, dessen Eigenschaften erwartungsgemäß zwischen den beiden Grenzfällen des „echten“ Zweifeldträgers mit 100 % Einspanngrad am Mittelaufleger und einer Einfeldträgerkette mit 0 % Einspanngrad liegen.

6.3.2.1 Versuch V1-1

Bei Versuch V1-1 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 20 % und 33 % der Feldmomente erreicht. Auffallend ist, dass das relative Stützmoment bis zur Laststufe 3 ansteigt und danach wieder kleiner wird. Der Einspanngrad liegt zwischen 21 % und 31 %. Wie das relative Stützmoment steigt auch er bis zur Laststufe 3 an und nimmt danach ab. Demnach steigt die Durchlaufwirkung etwa bis Laststufe 3 an und nimmt danach wieder ab.

6.3.2.2 Versuch V1-2

Bei Versuch V1-3 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 18 % und 21 % der Feldmomente erreicht. Der Einspanngrad liegt zwischen 19 % und 22 %. Im Vergleich zu V1-1 ist die Durchlaufwirkung bei allen Laststufen etwa gleich stark ausgeprägt. Es fällt auf, dass trotz des doppelt so hohen Bewehrungsgrades wie bei Versuch V1-1 die erzielte Durchlaufwirkung geringer ist.

6.3.2.3 Versuch V1-3

Bei Versuch V1-3 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 22 % und 29 % der Feldmomente erreicht. Der Einspanngrad liegt zwischen 23 % und 28 %. Damit ist die Durchlaufwirkung im Vergleich zu V1-1 bei niedrigen Laststufen kleiner und bei hohen Laststufen stärker ausgeprägt, wobei V1-1 und V1-3 aufgrund unterschiedlicher Schraubenbilder nicht direkt vergleichbar sind. Im Vergleich zu V1-2 ist die Durchlaufwirkung durchwegs etwas größer.

6.3.2.4 Versuch V2-1

Bei Versuch V2-1 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 14 % und 20 % der Feldmomente erreicht. Nach einem kurzen Abfall auf Laststufe 2 steigt das relative Stützmoment bis zur Laststufe 8 und fällt danach wieder ab. Der Einspanngrad liegt zwischen 28 % und 37 %. Wie das relative Stützmoment steigt auch er bis zur Laststufe 8 an und nimmt danach ab.

6.3.2.5 Versuch V2-2

Bei Versuch V2-2 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 17 % und 26 % der Feldmomente erreicht. Bis Laststufe 8 steigt das relative Stützmoment kon-

tinuierlich an, bleibt bis Stufe 9 etwa konstant und fällt danach wieder ab. Der Einspanngrad liegt zwischen 34 % und 48 %. Wie das relative Stützmoment steigt auch er bis Laststufe 8 / 9 an und nimmt danach ab.

6.3.2.6 Versuch V2-3

Bei Versuch V2-3 werden Stützmomente in einer Größenordnung zwischen 15 % und 25 % der Feldmomente erreicht. Dabei steigt das relative Stützmoment bis zur letzten betrachteten Laststufe 13 kontinuierlich an. Der Einspanngrad liegt zwischen 31 % und 45 %. Wie das relative Stützmoment steigt auch er beständig bis Laststufe 13 an.

6.3.2.7 Die 6 Versuche im Vergleich

Bei vergleichender Betrachtung der Versuche V1-1 und V1-2 fällt auf, dass bei V1-2 trotz des doppelt so hohen Bewehrungsgrades keine größere Durchlaufwirkung erzielt wird, was zunächst nicht plausibel erscheint. Wie in Abschnitt 7.4 im Zuge der Kalibrierung des numerischen Modells noch gezeigt werden wird, hat die Größe des Lochspiels der Scher-Lochleibungs-Verbindungen zwischen Fahnenblech und Trägersteg insbesondere auf niedrigem Lastniveau einen deutlichen Einfluss auf die Verteilung der Biegemomente. In der Baupraxis ist es aber im Grunde dem Zufall überlassen, wie der Schraubenschaft in den Löchern zu liegen kommt und in welche Verschiebungsrichtung ein Schlupf vorhanden ist.

Hinzu kommt, dass alle Versuche der Reihe 1 denselben Verdübelungsgrad aufweisen, da dieser aufgrund der begrenzten Versuchsanzahl nicht variiert werden konnte. Daraus ist abzuleiten, dass ein höherer Bewehrungsgrad im Bereich der Anschlüsse nicht zwangsläufig zu einer größeren Durchlaufwirkung mit größeren Stützmomenten führt, wenn nicht auch der Verdübelungsgrad der Verbundfuge erhöht wird. Dieser Umstand wird durch das folgende einfache, auf Federn basierende Gedankenmodell verdeutlicht:

Unterstellt man, dass das Stützmoment neben den Teilschnittgrößen in Betongurt und Stahlträger zu einem wesentlichen Teil von einem Kräftepaar aus einer Druckkraft im Stahlträger bzw. Fahnenblech und einer Zugkraft in der Bewehrung aufgebaut wird, dann sind diese Kräfte durch Schub in der Verbundfuge miteinander gekoppelt. Fahnenblech bzw. Stahlprofil und Bewehrung besitzen eine endliche Dehnsteifigkeit, die Verbundfuge eine endliche Schubsteifigkeit. Drückt man diese Steifigkeiten durch Wegfedern aus, so ergibt sich das in Abbildung 6-26 dargestellte vereinfachte Modell. Es ist ersichtlich, dass es sich dabei um eine Serienschaltung von Federn handelt. Damit führt eine Verdopplung der Bewehrungsmenge nicht zu einer Verdopplung der Federsteifigkeit im Zugbereich. Das Maß, um das sich die resultierende Federsteifigkeit erhöht, hängt erheblich von der Steifigkeit der weiteren, in Serie geschalteten Feder für die Verbundfuge ab.

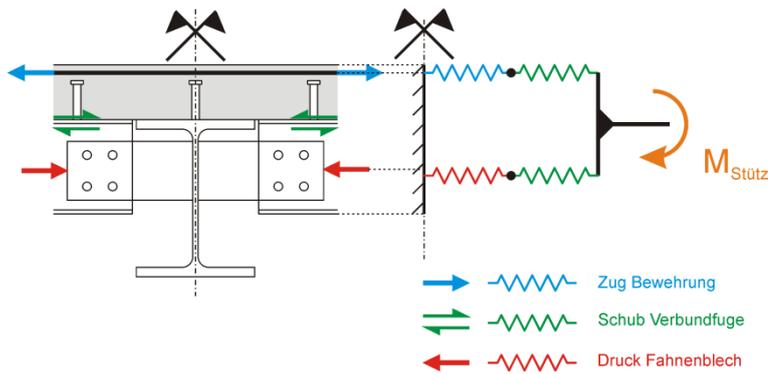


Abbildung 6-26: Einfaches Federmodell

Die Wirksamkeit einer Erhöhung der Bewehrungsmenge bezüglich der resultierenden Federsteifigkeit auf der Zugseite und damit bezüglich des Vermögens des Anschlusses Stützmente durch Steifigkeit „anzuziehen“, lässt sich anhand der Versuchsreihe 1 zeigen.

Der Momentennullpunkt liegt im Mittel etwa 35 cm von der Symmetrieachse entfernt. Unter der vereinfachenden Annahme einer innerhalb dieser Länge konstanten Zugkraft in der Bewehrung kann die Feder für die Bewehrung mit der Formel

$$c_{BEW} = \frac{E \cdot A}{l} = \frac{20.000 \cdot 9 \cdot 0,785}{35} = 4.040 \text{ kN/cm} \quad (6-1)$$

für den Versuch V1-1 angegeben werden.

Innerhalb dieser Länge befindet sich nur ein Kopfbolzendübel. Nach [11], Element (924) kann als Steifigkeit für Kopfbolzendübel in Verbindung mit Profilblechen eine Federsteifigkeit von $c_{KBD} = 2.000 \text{ kN/cm}$ angesetzt werden. In Serie geschaltet und unter der vereinfachenden Annahme einer identischen Höhenkote im Bauteil besitzen beide Federn eine Gesamtsteifigkeit von

$$c_{Zug} = \frac{1}{\frac{1}{c_{KBD}} + \frac{1}{c_{BEW}}} = \frac{1}{\frac{1}{2.000} + \frac{1}{4.040}} = 1.340 \text{ kN/cm} \quad (6-2)$$

Verdoppelt man nun den Bewehrungsgrad und damit die Steifigkeit der Feder c_{BEW} , so ergibt sich für die Serienschaltung beider Federn eine Gesamtsteifigkeit

$$c_{Zug}' = \frac{1}{\frac{1}{c_{KBD}} + \frac{1}{2 \cdot c_{BEW}}} = \frac{1}{\frac{1}{2.000} + \frac{1}{2 \cdot 4.040}} = 1.600 \text{ kN/cm} \quad (6-3)$$

Durch eine Erhöhung der Bewehrungsmenge um 100 % erhöht sich die Federsteifigkeit im Zugbereich lediglich um ca. 20 %.

Für die Versuche V2-1 und V2-2 werden dieselben Überlegungen angestellt:

Der Momentennullpunkt liegt im Mittel etwa 60 cm von der Symmetrieachse entfernt.

Unter der vereinfachenden Annahme einer innerhalb dieser Länge konstanten Zugkraft in der Bewehrung kann die Feder für die Bewehrung mit der Formel

$$c_{BEW} = \frac{E \cdot A}{l} = \frac{20.000 \cdot 9 \cdot 1,13}{60} = 3.390 \text{ kN/cm} \quad (6-4)$$

für den Versuch V2-1 angegeben werden.

Innerhalb dieser Länge befinden sich zwei Kopfbolzendübel mit einer Federsteifigkeit von insgesamt $c_{KBD} = 2 \cdot 2.000 = 4.000 \text{ kN/cm}$.

In Serie geschaltet und unter der vereinfachenden Annahme einer identischen Höhenkote im Bauteil besitzen beide Federn eine Gesamtsteifigkeit von

$$c_{Zug} = \frac{1}{\frac{1}{c_{KBD}} + \frac{1}{c_{BEW}}} = \frac{1}{\frac{1}{4.000} + \frac{1}{3.390}} = 1.830 \text{ kN/cm} \quad (6-5)$$

Verdoppelt man auch hier den Bewehrungsgrad und damit die Steifigkeit der Feder c_{BEW} , so ergibt sich für die Serienschaltung beider Federn eine Gesamtsteifigkeit

$$c_{Zug}' = \frac{1}{\frac{1}{c_{KBD}} + \frac{1}{2 \cdot c_{BEW}}} = \frac{1}{\frac{1}{4.000} + \frac{1}{2 \cdot 3.390}} = 2.520 \text{ kN/cm} \quad (6-6)$$

Durch eine Erhöhung der Bewehrungsmenge um 100 % erhöht sich die Federsteifigkeit um ca. 40 %.

In Kapitel 10 wird ein wesentlich detaillierteres Federmodell für die Berechnung der Anschlusssteifigkeit mit umfassender Diskussion der relevanten Modellparameter vorgestellt. Das hier vorab gezeigte Federmodell und die getroffenen Annahmen hinsichtlich einer konstanten Zugkraft, hinsichtlich der Anzahl der beteiligten Kopfbolzendübel und der Länge der unter Zugbeanspruchung stehenden Bewehrung sowie der Bezug auf dieselbe Höhenkote stellen starke Vereinfachungen dar. Ferner sind die in Abbildung 6-26 auf der Unterseite dargestellten druckbeanspruchten Federn noch gar nicht

berücksichtigt, welche die Anschlusssteifigkeit und den Einfluss der Bewehrungsmenge weiter reduzieren würden.

Das derart vereinfachte Modell genügt aber, um zu erkennen, dass mit der Erhöhung der Bewehrungsmenge keine Vergrößerung der Durchlaufwirkung im selben Verhältnis einhergeht, solange nicht auch der Verdübelungsgrad und die Steifigkeit aller anderen Federn des Modells vergrößert werden.

Dies kann als Erklärung dafür dienen, dass die geringe überschlägig ermittelte Steifigkeitserhöhung des Versuchs V1-2 im Vergleich zu V1-1 zu keiner messbaren Vergrößerung der Durchlaufwirkung führt, weil sie durch andere Einflüsse wie z.B. das Lochspiel aufgezehrt wird. Da Größe und Wirkungsrichtung des Lochspiels Zufallsgrößen sind, stellt die bei V1-1 im Vergleich zu V1-2 trotz kleinerem Bewehrungsgrad gemessene größere Durchlaufwirkung nicht unbedingt einen Widerspruch dar.

Die größere Durchlaufwirkung des Versuchs V2-2 im Vergleich zu V2-1 entspricht eher den Erwartungen. Anders als bei Versuchsreihe 1 ergibt sich durch die doppelte Bewehrungsmenge bei Anwendung des einfachen Federmodells eine Versteifung der Federn auf der Zugseite um 40 % statt nur um 20 %, so dass die Verdopplung des Bewehrungsgrades trotz Lochspiels tendenziell zu einer messbaren Zunahme der Durchlaufwirkung führt.

Für baupraktische Belange sind die geschilderten Unsicherheiten weniger von Bedeutung, da die Durchlaufwirkung innerhalb einer jeden Versuchsreihe der Größenordnung nach relativ gleich ist. Eine gezielt stärkere Verdübelung als für eine Bemessung als Einfeldträgerkette notwendig macht aus wirtschaftlichen Gründen wenig Sinn, ebensowenig ein höherer Bewehrungsgrad, als er sich aus den Maßgaben hinsichtlich der Mindestbewehrung ergibt. Im Umkehrschluss ist nicht zu erwarten, dass ein aus welchen Gründen auch immer unangemessen hoher Bewehrungsgrad zu einer starken, für den Anschluss evtl. schädlichen Vergrößerung des Stützmomentes führt, da dessen Größe bei teilweiser Verdübelung durch die Schubtragfähigkeit der Verbundfuge limitiert ist. Andererseits spricht nichts dagegen, die Durchlaufwirkung, die sich bei teilweiser Verdübelung in Kombination mit der ohnehin vorhandenen Mindestbewehrung einstellt, bei der Bemessung auszunutzen.

Bezüglich der Schraubenanzahl und -anordnung ist bei Vergleich von V1-2 und V1-3 zu erkennen, dass beide Versuche bei sonst gleicher Ausführung etwa dieselbe Traglast erzielen, wobei die Durchlaufwirkung von V1-3 sogar etwas größer ist. Sofern sich aus der Bemessung für den Bauzustand nicht die Erfordernis von Fahnenblechanschlüssen mit vier Schrauben in 2x2-Anordnung ergibt, ist dem einfacheren einreihigen Anschlusstyp, wie er bei Versuch V1-3 verwendet wird, aus baupraktischer Sicht der Vorzug zu geben.

Im Hinblick auf die Fahnenblechform erkennt man durch Vergleich der Versuche V2-2 und V2-3, dass die Durchlaufwirkung bei V2-2 ab Laststufe 9 abfällt, während sie bei V2-3 weiter ansteigt. Auf Laststufe 9 sind die Versuchskörper aber bereits stark plas-

tisch verformt und weisen eine Durchbiegung von ca. 90 mm auf, so dass die Unterschiede praktisch nicht von Bedeutung sind. Im für den Gebrauchszustand relevanten Bereich ist bei V2-2 mit dem einfacheren, rechteckigen Fahnenblech sogar eine stärkere Durchlaufwirkung zu verzeichnen als bei V2-3 mit dem zusätzlich am Hauptträgerflansch angeschweißten Fahnenblech. Die Unterschiede sind jedoch gering und werden als zufällig aufgrund des sich zufällig einstellenden Lochspiels interpretiert. Somit weist das komplizierter zu fertigende Fahnenblech des Versuchs V2-3 gegenüber dem einfachen, nur am Hauptträgersteg angeschweißten Fahnenblech des Versuchs V2-2 keine nennenswerten Vorteile auf.

6.3.3 Lage des Momentennullpunktes

6.3.3.1 Versuchsreihe 1

Die Stelle des Nulldurchgangs der Momentenlinie ist für beide Felder in Tabelle 6-1 bis Tabelle 6-3 angegeben und in Abbildung 6-27 für Feld 1 über den 13 Laststufen angetragen. Es ist festzustellen, dass sich die Lage des Nullpunktes abhängig von der Laststufe nur um wenige Zentimeter verändert.

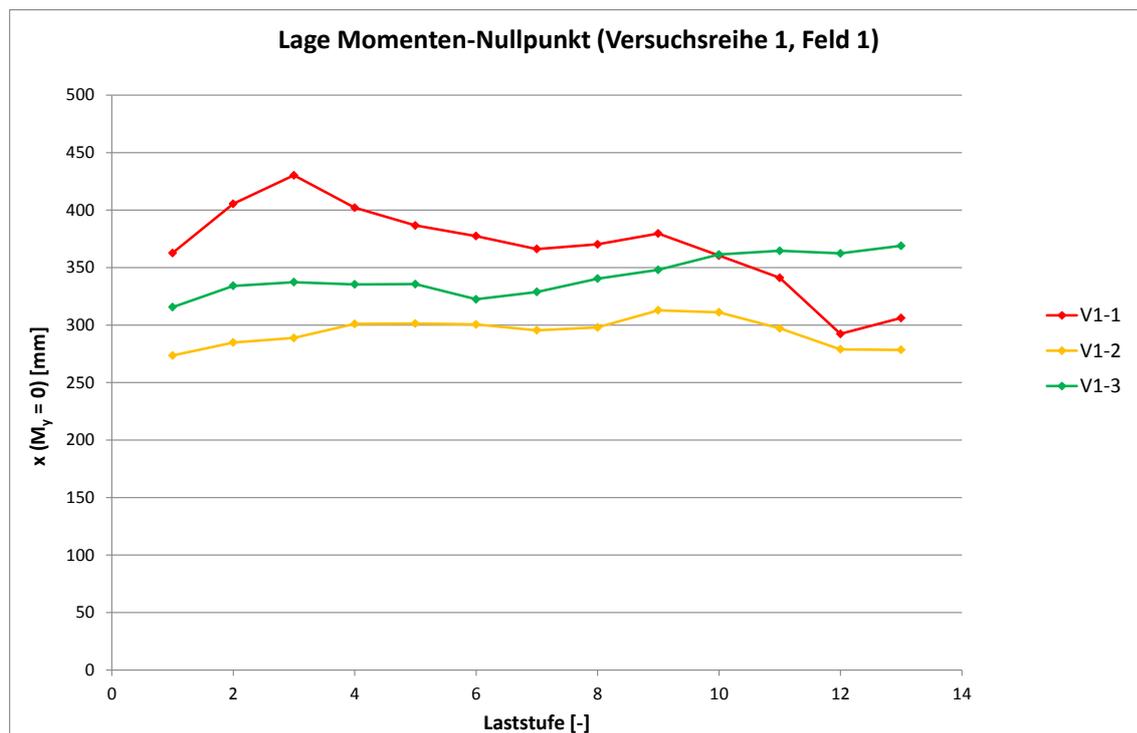


Abbildung 6-27: Lage des Momenten-Nullpunktes (Versuchsreihe 1, Feld 1)

Der Schwerpunkt des Schraubenbildes, der nach bisherigen Bemessungsmethoden den Nullpunkt der Momentenlinie darstellt, befindet sich bei den Versuchen der Reihe 1 an der Stelle $x = 243$ mm (V1-3: $x = 240$ mm). Mit 430 mm bei V1-1 und Laststufe

3 bzw. 369 mm bei V1-3 und Laststufe 13 befindet sich der tatsächliche Momentennullpunkt deutlich weiter in Richtung Feldmitte, so dass der Abstand zwischen Hauptträger und tatsächlichem Momentennullpunkt im Vergleich zur bisher üblichen Bemessungsannahme um bis zu 77 % größer ist.

Die Ausführungen zu Durchlaufwirkung und Einspanngrad aus Abschnitt 6.3.2 gelten in analoger Weise, da sich der Momentennullpunkt mit zunehmendem Stützmoment weiter vom Anschluss weg in Richtung Feldmitte verschiebt.

6.3.3.2 Versuchsreihe 2

Die Stelle des Nulldurchgangs der Momentenlinie ist für beide Felder in Tabelle 6-4 bis Tabelle 6-6 angegeben und in Abbildung 6-28 für Feld 1 über den 13 Laststufen angetragen. Für die Versuche der Reihe 2 ist festzustellen, dass sich die Lage des Nullpunktes abhängig von der Laststufe höchstens um ca. 21 Zentimeter verändert, in Relation zur Stützweite von 870 cm verändert sich die Nullstelle also nur wenig.

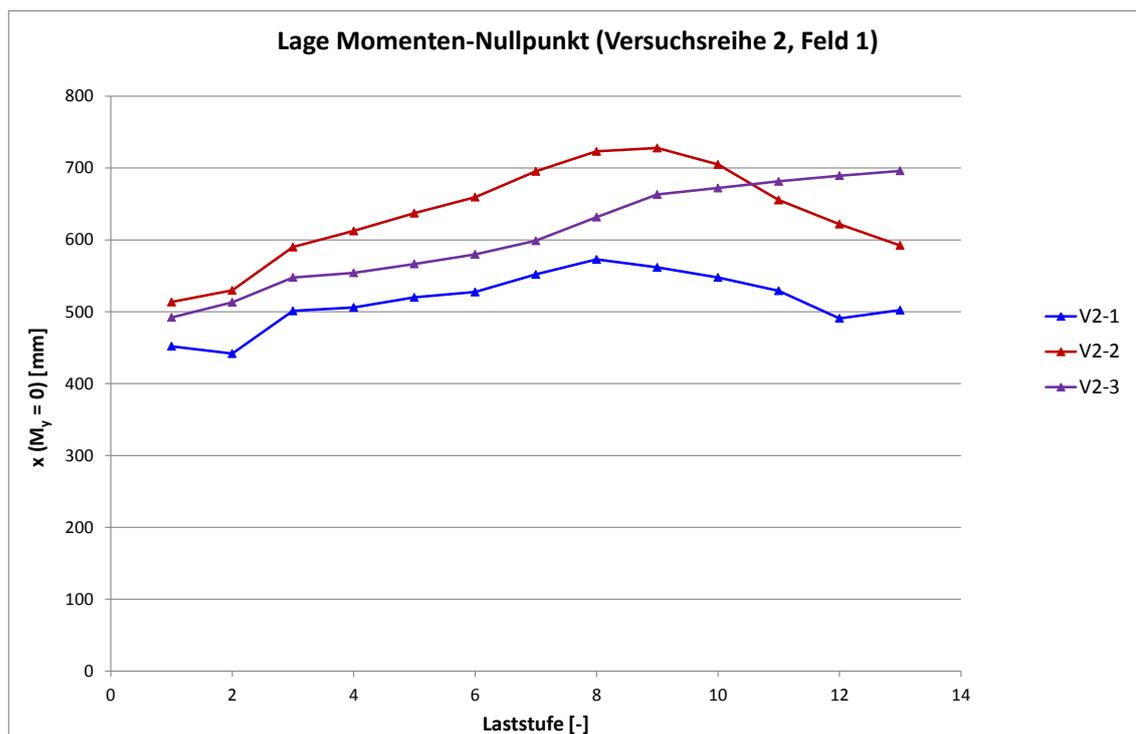


Abbildung 6-28: Lage des Momenten-Nullpunktes (Versuchsreihe 2, Feld 1)

Der Schwerpunkt des Schraubenbildes befindet sich bei allen Versuchen der Reihe 2 an der Stelle $x = 250$ mm. Mit 728 mm bei V2-2 und Laststufe 9 liegt der tatsächliche Momentennullpunkt auch bei Versuchsreihe 2 deutlich weiter in Richtung Feldmitte, so

dass der Abstand zwischen Hauptträger und tatsächlichem Momentennullpunkt im Vergleich zur gängigen Bemessungsannahme um bis zu 191 % größer ist.

Die Ausführungen zu Durchlaufwirkung und Einspanngrad aus Abschnitt 6.3.2 gelten sinngemäß, da sich der Momentennullpunkt mit zunehmendem Stützmoment weiter vom Anschluss weg in Richtung Feldmitte verschiebt.

6.3.4 Umlagerung der Biegemomente

Bei Verbundträgern mit konstantem Querschnitt, die über mehrere Felder ohne Stoß durchlaufen oder biegesteif gestoßen sind, wird die plastische Momententragfähigkeit des Querschnitts im Regelfall zuerst an der Stelle des (betrags-) größten Stützmomentes erreicht. Um die Momententragfähigkeit des Querschnitts im Feldbereich ausnutzen zu können, bieten die Regelwerke (abhängig von der Art der Schnittgrößenermittlung, der Berücksichtigung der Rissbildung und der Querschnittsklasse des Stahlprofils) die Möglichkeit einer mehr oder weniger großen Momentenumlagerung (vgl. [11], [15]).

Auf den Fall der Fahnenblechanschlüsse übertragen bedeutet dies, dass diese ebenfalls über die Möglichkeit einer Momentenumlagerung verfügen sollten. Zwar sind die Rotationssteifigkeit und damit auch das sich einstellende Stützmoment kleiner als bei einem Vollanschluss, jedoch ist auch die Momententragfähigkeit geringer als bei einem Vollanschluss. Falls unter den vorhandenen Steifigkeitsverhältnissen der Anschluss seine Momententragfähigkeit vor dem Feldquerschnitt erreicht, muss der Anschluss eine ausreichend große Rotationskapazität besitzen, damit die Tragfähigkeit des Feldquerschnittes ausgenutzt werden kann.

Für die 6 Versuchskörper wurde unter Ansatz der tatsächlichen Materialfestigkeiten, mit einheitlichen Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i} = 1,0$ und ohne Ansatz des Beiwertes $\alpha = 0,85$ zur Berücksichtigung des Einflusses von Langzeitwirkungen auf die Betondruckfestigkeit (vgl. [12], [15]), das vollplastische Biegemoment $M_{pl,Rd}$ für den Feldquerschnitt bestimmt. In gleicher Weise wurde die Tragfähigkeit P_{Rd} der Kopfbolzendübel unter Verwendung der Bemessungsformeln aus [15] berechnet und damit das bei teilweiser Verdübelung aufnehmbare Moment M_{Rd} . M_{Rd} wird durch die von der Schubfuge zwischen zwei kritischen Schnitten übertragbare Schubkraft begrenzt, die aus der Anzahl der Kopfbolzendübel zwischen den kritischen Schnitten und P_{Rd} bestimmt werden kann. Die kritischen Schnitte sind die Stelle des aus den Versuchen bekannten Momentennullpunktes und der Ort des Momentenmaximums.

In Tabelle 6-7 sind $M_{pl,Rd}$ und M_{Rd} sowie die wichtigsten Berechnungsparameter zusammengestellt.

Tabelle 6-7: Rechnerische Momententragfähigkeit M_{Rd} des Feldquerschnittes

Versuch	$b_{eff,1}$	$M_{pl,Rd}$	P_{Rd}	$n_{KBD,krit}^{(1)}$	$N_{c,Rd}^{(2)}$	maßgebend	M_{Rd}
[-]	[cm]	[kNm]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kNm]
V1-1	120	306	58,0	5	290	Verbundfuge	184
V1-2	120	298	51,3	5	257	Verbundfuge	178
V1-3	120	296	50,0	5	250	Verbundfuge	177
V2-1	120	1341	111	10	1113	Verbundfuge	1040
V2-2	120	1355	93,4	10	934	Verbundfuge	1057
V2-3	120	1270	94,6	10	946	Verbundfuge	981

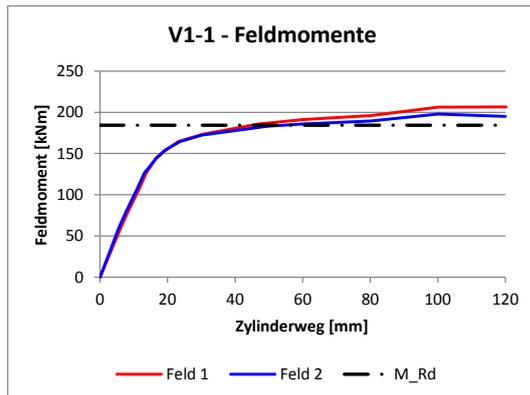
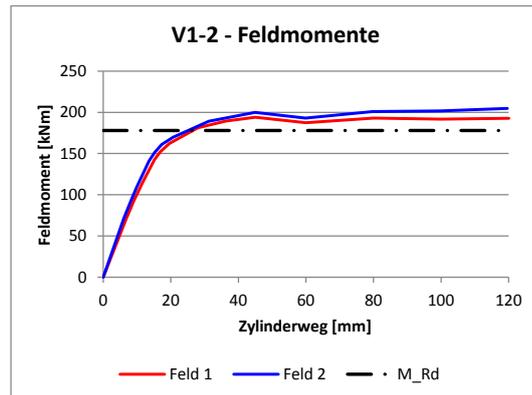
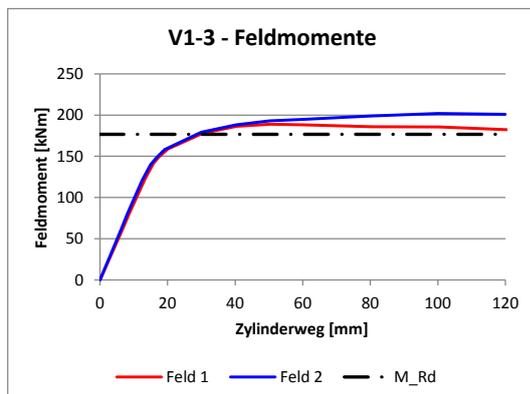
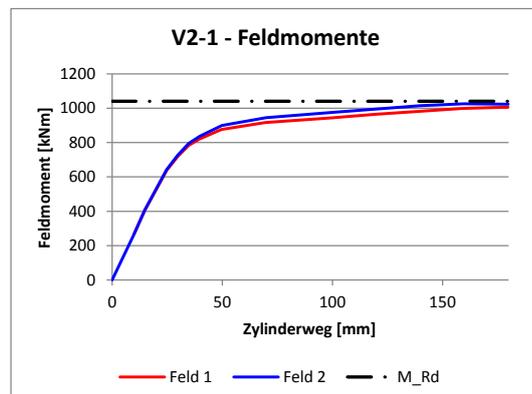
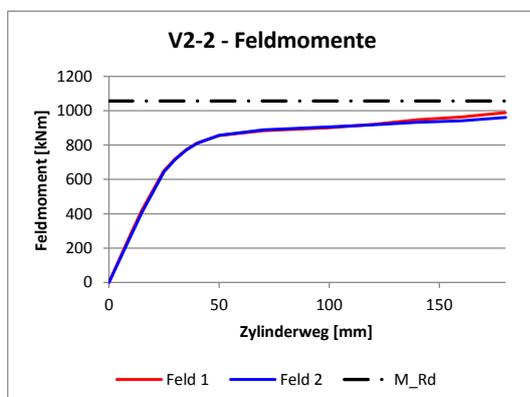
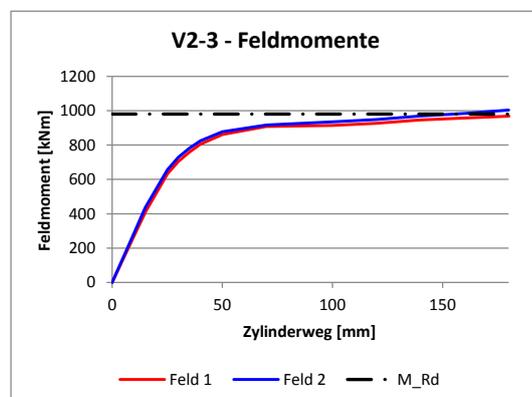
⁽¹⁾ Anzahl der Kopfbolzendübel zwischen den beiden kritischen Schnitten

⁽²⁾ Von der Verbundfuge übertragene Kraft zwischen den kritischen Schnitten

In Abbildung 6-29 bis Abbildung 6-34 sind für die beiden Felder eines jeden Versuchs die Feldmomente über dem Zylinderweg angetragen, außerdem ist das rechnerisch aufnehmbare Feldmoment M_{Rd} als horizontale Linie eingezeichnet. Man erkennt, dass die bei den Versuchen aufgetretenen Feldmomente durchwegs in der Größenordnung des rechnerisch aufnehmbaren Feldmomentes M_{Rd} liegen, bei Versuchsreihe 1 übersteigen sie M_{Rd} sogar.

Insbesondere im plastischen Zustand muss der Schubkraftverlauf in der Verbundfuge seinen Nulldurchgang nicht notwendigerweise an der Stelle des Momentenmaximums haben (siehe z.B. [39]). Dies lässt sich beispielhaft auch mit Hilfe von physikalisch nichtlinearen FEM-Berechnungen zeigen (hier nicht vorgeführt). Dass nur die Kopfbolzendübel zwischen Momentennullpunkt und Momentenmaximum am Aufbau des Feldmomentes beteiligt sind, stellt eine vereinfachende Annahme dar. Gerade bei der Versuchsreihe 1 besteht aufgrund der Nähe der Einzellasten zum Mittelaufleger bzw. wegen der großen Entfernung zu den Endauflagern die Möglichkeit, dass die Schubkraft der Verbundfuge über die Stelle des Momentenmaximums hinweg in den Bereich zwischen Momentenmaximum und Endauflager „rückgehängt“ wird. Berücksichtigt man bei der Berechnung von M_{Rd} 6 oder 7 statt 5 schubübertragende Kopfbolzendübel, dann entsprechen die gemessenen Feldmomente dem berechneten Wert M_{Rd} .

Bei Versuchsreihe 2 decken sich die im Versuch ermittelten Feldmomente der Versuche sehr gut mit den berechneten Werten für M_{Rd} . Man erkennt, dass für alle drei Versuche der Reihe 2 die Diagrammkurven stetig steigen, so dass für noch größere Verformungen, als sie in den Versuchen aufgebracht worden sind, von einer Überschreitung von M_{Rd} auszugehen ist und somit die Ausführungen zu Versuchsreihe 1 analog gelten. Es ist aber zu beachten, dass bei Versuchsreihe 2 an der Stelle des Übergangs vom Verbundträger zum nackten Stahlträger ($x = 5,50$ m) bei V2-1 und V2-3 auf den höheren Lastniveaus bereits die Streckgrenze des Stahls erreicht wird, weshalb sich bei weiterer Laststeigerung an dieser Stelle voraussichtlich ein Fließgelenk bilden würde, das die Traglast begrenzt.

Abbildung 6-29: M_F - v_z -Diagramm, V1-1Abbildung 6-30: M_F - v_z -Diagramm, V1-2Abbildung 6-31: M_F - v_z -Diagramm, V1-3Abbildung 6-32: M_F - v_z -Diagramm, V2-1Abbildung 6-33: M_F - v_z -Diagramm, V2-2Abbildung 6-34: M_F - v_z -Diagramm, V2-3

Durch diese Überlegungen konnte gezeigt werden, dass die plastische Grenztragfähigkeit M_{Rd} des Feldquerschnittes unter Berücksichtigung der teilweisen Verdübelung ausgenutzt werden kann. Zur Beantwortung der Frage nach der Duktilität der Anschlüsse sowie nach einer eventuell stattfindenden Umlagerung von Biegemomenten zwischen Feld- und Stützquerschnitt werden die Diagramme in Abbildung 6-35 bis Abbildung 6-40 betrachtet.

Darin sind für alle Versuche die Zylinderkraft 1, das Feldmoment 1 und das Stützmoment auf ein Bezugslastniveau normiert. Dabei handelt es sich um das erste Lastni-

veau, für das ein vollständiger Satz von Messwerten vorliegt und das deutlich unterhalb der Laststufe 1 liegt. Die Bezugslast (Zylinderkraft F_1) ist im jeweiligen Diagrammtitel angegeben.

Die relative Lage und der Abstand der Kurven zueinander bieten einigen Spielraum für Interpretationen, da sich die Anschlusssteifigkeiten im Versuchsverlauf ändern. Bei V1-1 und V1-2 beispielsweise verläuft die rote Kurve des Stützmomentes zu Beginn im selben Verhältnis wie die Kurven von Feldmoment (blau) und Zylinderkraft (schwarz), um dann ab einem Faktor von ca. 4 bis 5 stärker zu steigen. Dies kann ein Indiz für anfänglich großen Schraubenschlupf infolge des Lochspiels sein, so dass nach Überwinden desselben das Stützmoment stärker ansteigt als zuvor. Aus den kleineren Unterschieden im Verlauf der Kurven abgeleitete Aussagen lassen sich im Grunde zwar nicht objektiv belegen, die großen und offensichtlichen Unterschiede aber, wie das Vorhandensein und die Lage von Extremwerten oder plötzlich sich vergrößernde Kurvenabstände, liefern wertvolle Erkenntnisse zur Duktilität und zum Umlagerungsverhalten.

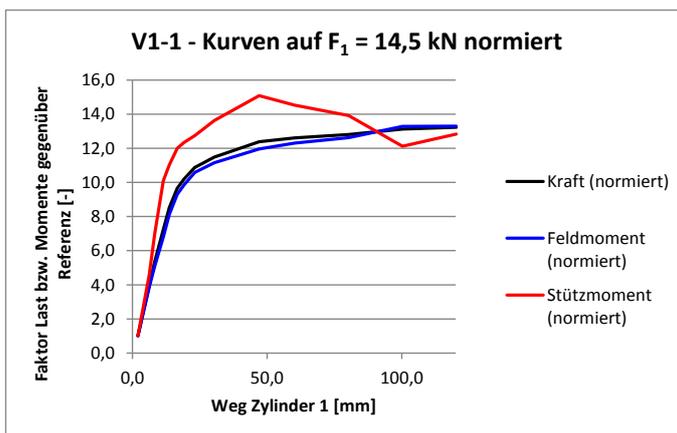


Abbildung 6-35: Normierte Momente und Zylinderkraft (V1-1)

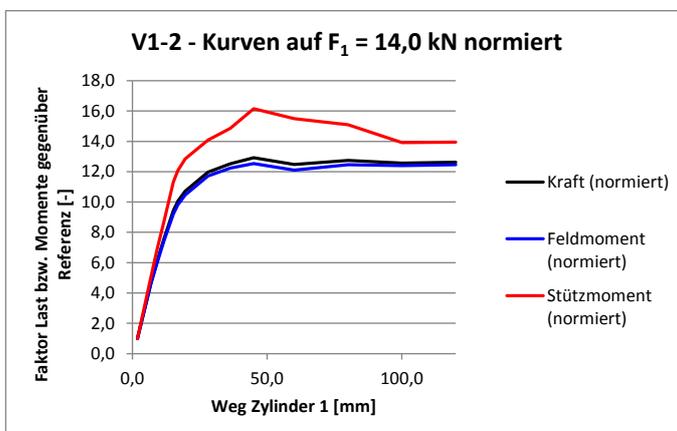


Abbildung 6-36: Normierte Momente und Zylinderkraft (V1-2)

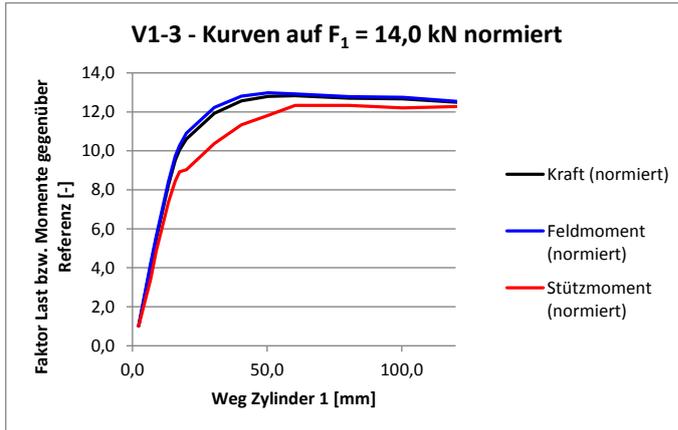


Abbildung 6-37: Normierte Momente und Zylinderkraft (V1-3)

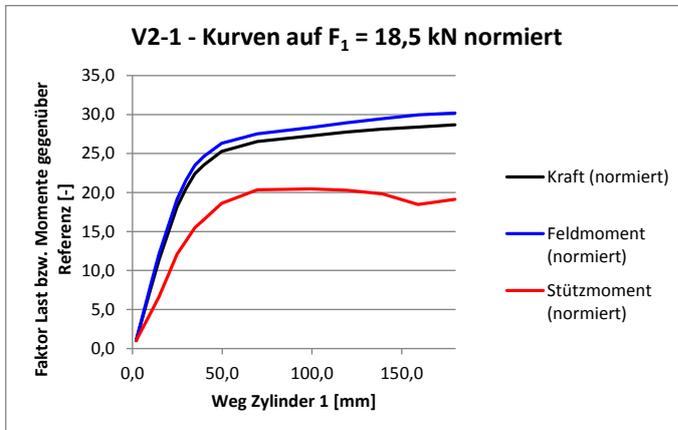


Abbildung 6-38: Normierte Momente und Zylinderkraft (V2-1)

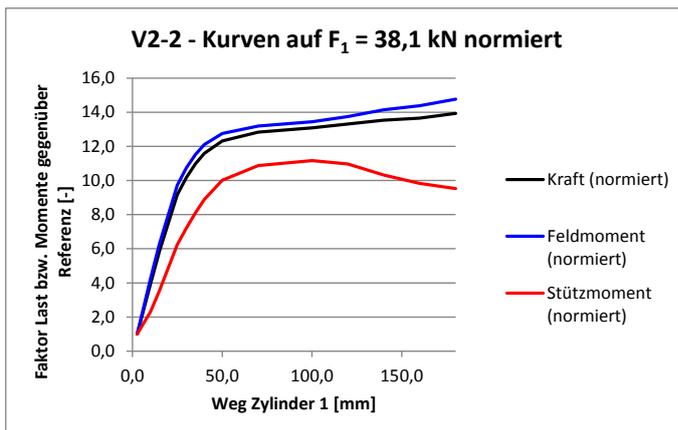


Abbildung 6-39: Normierte Momente und Zylinderkraft (V2-2)

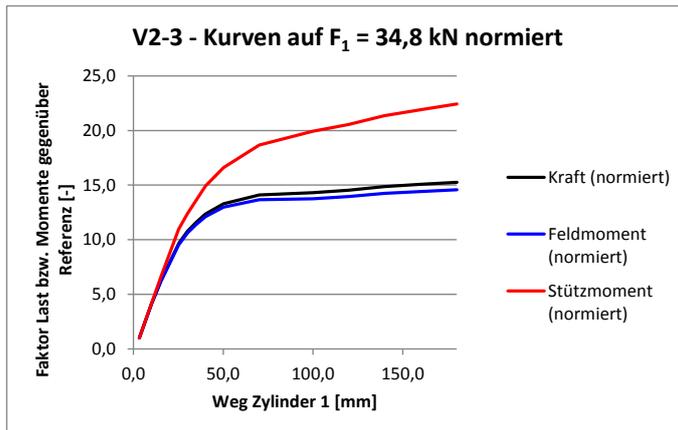


Abbildung 6-40: Normierte Momente und Zylinderkraft (V2-3)

Für die Versuche V1-1 und V1-2 weist das Stützmoment ein deutliches Maximum mit anschließendem Abfall auf, wohingegen Kraft und Feldmoment weiterhin steigen bzw. konstant bleiben. Dies deutet auf die Umlagerung der Stützmomente ins Feld und das duktile Verhalten der Anschlüsse hin. Die Tatsache, dass die Stützmomente ein Maximum besitzen und danach kleiner werden, widerspricht nicht dem Gedanken der Umlagerbarkeit von Schnittgrößen, da die Zylinderkraft, hier gleichbedeutend mit der Traglast des Systems, weiter ansteigt (V1-1), bzw. auf einem Niveau konstant bleibt, welches schon vor Erreichen des Stützmomentenmaximums vorhanden war (V1-2). Ferner wird bei Betrachtung der Absolutwerte deutlich, dass im Fall von V1-2 das Stützmoment von 42,2 kNm (Laststufe 9) auf 36,4 kNm (Laststufe 12) abfällt und dass der dadurch umzulagernde Anteil bei den vorliegenden Hebelverhältnissen einer Erhöhung des Feldmomentes um ca. 4 kNm entspricht, was bei einem Feldmoment von ca. 190 kNm innerhalb einer üblicherweise akzeptierten Toleranzgrenze von 3% liegt.

Bei Versuch V1-3 fällt bei einem Normierungsfaktor von etwa 9 die Unstetigkeit der roten Kurve (Stützmoment) mit anschließend wesentlich flacherem Verlauf auf. Feldmoment und Kraft zeigen diese Unstetigkeitsstelle nicht, so dass auch bei V1-3 von einer Umlagerung des Stützmomentes in das Feld auszugehen ist.

Die Versuche V2-1 und V2-2 weisen für die Kurve des Stützmomentes jeweils ein plateauartiges Maximum auf, wohingegen Kraft und Feldmomente weiter ansteigen. Auch hier ist eine sehr duktil ablaufende Momentenumlagerung vom Stützquerschnitt zum Feldquerschnitt gegeben.

Versuch V2-3 weist weder für das Stützmoment noch für das Feldmoment oder die Kraft ein absolutes Maximum auf. Es fällt auf, dass nach dem Abflachen aller drei Kurven durch Plastizierungserscheinungen das Stützmoment weiterhin erkennbar zunimmt, während Feldmoment und Zylinderkraft nur noch unwesentlich ansteigen. Bemerkenswert ist, dass im Vergleich zu den Versuchen V2-1 und V2-2 die blaue Kurve (Feldmoment) unterhalb der schwarzen Kurve (Zylinderkraft) liegt. Daraus lässt sich ableiten, dass eine Laststeigerung auf hohem Lastniveau im Wesentlichen durch das

Ansteigen des Stützmomentes zustande kommt und dass der Feldquerschnitt seine Tragfähigkeit M_{Rd} erreicht hat (vgl. hierzu auch Abbildung 6-34). Die Momententragfähigkeit des Anschlusses ist hingegen noch nicht erreicht, so dass sich hier die Frage nach der Umlagerbarkeit des Stützmomentes in die Feldbereiche nicht stellt.

Die Messwerte bestätigen somit die Erwartung, dass eine Fahnenblechgeometrie wie bei Versuch V2-3 im Vergleich zu rechteckigen Fahnenblechen zu einer größeren Momententragfähigkeit des Anschlusses führt. Weil das Anschlussmoment auf Traglastniveau höchstens ca. 25 % des Feldmomentes beträgt (vgl. Abbildung 6-25), wirkt sich eine größere Anschluss-tragfähigkeit nicht im selben Verhältnis auf die Traglast aus. Für die im Versuch erzielte Traglast ist die größte Summe aus den beiden Zylinderkräften kennzeichnend. Diese ist für V2-3 nicht nennenswert größer als für V2-1 und V2-2 (vgl. Tabelle 6-8).

Tabelle 6-8: Größte Summe beider Zylinderkräfte

Versuch	max (F_1+F_2)
V2-1	1.128 kN
V2-2	1.121 kN
V2-3	1.150 kN

Zwar wären voraussichtlich noch geringe Laststeigerungen möglich gewesen, jedoch wären diese aufgrund der großen Verformungen für praktische Belange nicht von Interesse. Die aufwendiger herzustellende Fahnenblechgeometrie von Versuch V2-3 führt demnach nicht zu einer höheren Traglast als bei Verwendung von rechteckigen Fahnenblechen. Aussagen zu Duktilität und Umlagerbarkeit von Stützmomenten in die angrenzenden Felder sind nur eingeschränkt möglich, da der Anschluss bei ausgenutztem Feldquerschnitt hinsichtlich der Momententragfähigkeit noch über Reserven verfügt und eine Momentenumlagerung vom Anschlussbereich in Richtung Feld nicht nötig und auch nicht möglich ist.

Bisher wurde überwiegend von Duktilität und nicht von Rotationskapazität gesprochen, da den vorangegangenen Betrachtungen das Tragverhalten des gesamten Verbundträgers mit Bezug auf die Trägerdurchbiegung zugrunde liegt und nicht nur die lokalen Eigenschaften am Anschluss. Der Bezug zwischen Anschlussmoment und Anschlussverdrehung wird in Abschnitt 6.4 hergestellt.

6.3.5 Erkenntnisse aus dem Verlauf der Momentenlinie

- Mit langen Fahnenblechanschlüssen im Verbundbau wird erwartungsgemäß eine Durchlaufwirkung erzielt.
- Im Vergleich zu Zweifeldträgern mit gleicher Steifigkeit in Feld- und Anschlussbereich werden mit langen Fahnenblechanschlüssen bei Verbundträgern klei-

nerer Abmessung (Versuchsreihe 1) Einspanngrade in der Größenordnung von 20 % bis 30 % erzielt, bei Verbundträgern größerer Abmessungen (Versuchsreihe 2) Einspanngrade in der Größenordnung von 30 % bis 50 %.

- Bei hochbauüblicher teilweiser Verdübelung erhöht sich die Durchlaufwirkung bei Erhöhung der Bewehrungsmenge über den Mindestbewehrungsgrad hinaus nur unwesentlich, im Einzelfall auch gar nicht.
 - Als Ursache für nicht vollständig konsistente, teilweise den Erwartungen widersprechende Versuchsergebnisse (siehe Versuch V1-1) kommt das nicht quantifizierbare Lochspiel der Schraubenverbindungen in Betracht.
 - Bei kleinen Trägerhöhen (IPE 240) weisen Fahnenblechanschlüsse mit zwei Schrauben M24 10.9 gegenüber Fahnenblechanschlüssen mit vier Schrauben M20 10.9 in zwei Reihen bei sonst gleichen Abmessungen keine Nachteile auf, sie sind aber einfacher herstellbar.
 - Bei großen Trägerhöhen (IPE 500) weisen rechteckige, nur mit dem Hauptträgersteg verschweißte Fahnenblechanschlüsse mit vier Schrauben M27 10.9 in einer Reihe gegenüber Fahnenblechanschlüssen, die bei sonst gleichen Abmessungen zusätzlich mit dem oberen Hauptträgerflansch verschweißt sind, keine Nachteile auf, sie sind aber deutlich einfacher herstellbar.
 - Der Nulldurchgang der Momentenlinie liegt nicht im Schwerpunkt des Schraubenbildes, sondern deutlich weiter vom Hauptträger entfernt in Richtung Feldmitte.
 - Die Stelle des Nulldurchgangs der Momentenlinie ändert sich in Abhängigkeit vom Lastniveau nur geringfügig.
 - Für durchlaufende Verbundträger ist das gängige Bemessungskonzept nicht korrekt, jedoch nicht zwangsläufig auf der unsicheren Seite liegend. In Kapitel 9 wird ein neues, die realen Verhältnisse besser erfassendes Bemessungskonzept vorgestellt.
 - Anschlüsse mit Fahnenblechen, die mit dem oberen Hauptträgerflansch verschweißt sind, besitzen auf Traglastniveau gegenüber rechteckigen Fahnenblechen bei sonst gleichen Abmessungen Reserven hinsichtlich der Momententragfähigkeit des Anschlusses. Eine Erhöhung der Traglast des Gesamtsystems geht damit zumindest bei teilweiser Verdübelung praktisch nicht einher.
 - Trotz unfreiwilliger Durchlaufwirkung kann bei teilweiser Verdübelung die Momententragfähigkeit M_{Rd} des Feldquerschnitts ausgenutzt werden. Die Fahnenblechanschlüsse lassen entweder eine Umlagerung der Momente vom Anschluss in die angrenzenden Felder zu (rechteckige Fahnenbleche) oder sie verfügen bei Ausnutzung des Feldquerschnittes noch über Tragreserven (mit dem Hauptträgerflansch verschweißte Fahnenbleche).
-

6.4 Momenten-Rotations-Charakteristik der Anschlüsse

6.4.1 Herleitung der Momenten-Rotations-Kurven

In [14] werden Anschlüsse nach ihren Verformungseigenschaften als gelenkig, nachgiebig oder starr eingestuft. Die Einstufung erfolgt auf Grundlage von Momenten-Rotations-Diagrammen, durch die der Bezug zwischen Anschlussmoment M_y und Verdrehung φ_y hergestellt wird. Nach [14], Bild 6.1 a) und b) (vgl. Abbildung 10-1), wird die Rotationsfeder für den Anschluss im Schnittpunkt der Stabachsen angeordnet und das Anschlussmoment und die Anschlussverdrehung werden auf diesen Punkt bezogen. Gemäß den Ausführungen in Abschnitt 10.2.1 ist dies aber wegen der relativ großen Abmessungen langer Fahnenbleche nicht die bevorzugte Stelle zur Anordnung der Rotationsfeder. Aus Gründen der Konsistenz mit [14] wird die Anschlussklassifizierung und die Herleitung der Momenten-Rotations-Charakteristiken dennoch basierend auf dem Moment im Schnittpunkt der Systemachsen vorgenommen, da andernfalls die Relation zu den in [14] angegebenen Klassenabgrenzungen verfälscht würde. Im konkreten Fall ist das Stützmoment $M_{\text{Stütz}}$ über dem Hauptträger zu verwenden, das aus den gemessenen Auflager- und Pressenkräften berechnet werden kann.

Die Verdrehung φ_y kann nicht direkt in der theoretischen Auflagerachse ermittelt werden, weil nur der Betongurt über den Hauptträger hinweg durchläuft und der Stahlträger vor diesem endet. Da bei symmetrischer Belastung des zweifeldrigen Systems die Oberfläche des Betongurtes direkt über dem Hauptträger eine horizontale Tangente besitzt, ist dort auch keine messbare Verdrehung vorhanden. Die Verdrehung wird deshalb am Ende des Stahlträgers bestimmt. In Abbildung 6-41 ist am Beispiel der Versuchsreihe 1 dargestellt, wie mithilfe der installierten Wegaufnehmer die Verdrehung φ_y ermittelt wird.

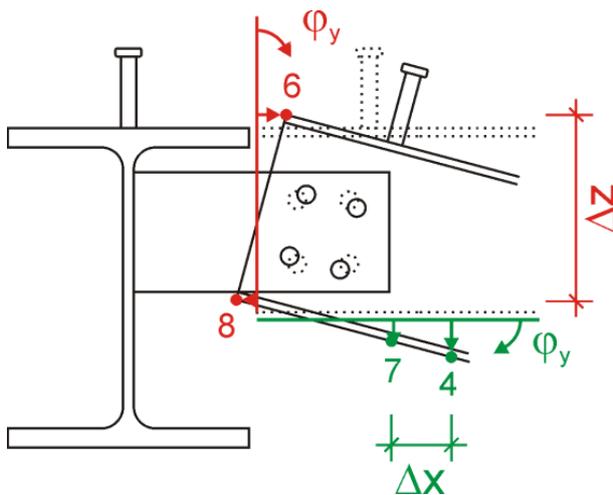


Abbildung 6-41: Prinzip der Bestimmung des Drehwinkels

Einerseits kann aus der Differenz der mit den Wegaufnehmern 6 und 8 gemessenen Verformungen des oberen und unteren Flanschendes mit Bezug auf den vertikalen Abstand Δz der Wegaufnehmer der Winkel φ_y berechnet werden (rot dargestellt). Andererseits kann mit den Wegaufnehmern 4 und 7 unter Verwendung des horizontalen Abstandes Δx der Drehwinkel φ_y ermittelt werden (grün dargestellt). Bei Versuchsreihe 1 werden die Messungen u.U. geringfügig dadurch verfälscht, dass die Aufnehmer 6 und 8 bzw. 4 und 7 aus Platzgründen jeweils auf der Vorder- und Rückseite des Nebenträgers angeordnet werden mussten, so dass evtl. Torsion oder Biegung um die schwache Achse einen Einfluss auf die Messungen haben können. Bei Versuchsreihe 2 war mehr Platz vorhanden und es wurden für jede Messmethode jeweils 4 Wegaufnehmer (horizontal Wegaufnehmer 11 bis 14, vertikal Wegaufnehmer 5 bis 8) installiert, um die möglichen Einflüsse herausrechnen zu können.

Die Variante der Winkelmessung mit Hilfe der horizontalen Wegaufnehmer erscheint zutreffender, da hiermit die Verdrehung des Nebenträgers relativ zum Hauptträger gemessen wird. Mit den vertikalen Wegaufnehmern wird die absolute Verdrehung gemessen, d.h. einschließlich einer evtl. vorhandenen Verdrehung des Hauptträgers, die durch leicht asymmetrisches Verhalten hervorgerufen werden kann. Diese Variante dient primär der Überprüfung der Größenordnung der mit den horizontalen Wegaufnehmern gemessenen Verdrehung.

In Tabelle 6-9 bis Tabelle 6-14 sind die auf zwei unterschiedliche Arten ermittelten Anschlussdrehwinkel φ_y zusammen mit Laststufe, Pressenkraft, Anschlussquerkraft und Anschlussmoment angegeben. Für einen möglichst kontinuierlichen Verlauf der nachfolgend erstellten M_y - φ_y -Diagramme (Abbildung 6-42 bis Abbildung 6-47) wurden die 13 Laststufen um einige Zwischenstufen ergänzt. An den Momenten-Rotationskurven erkennt man, dass zwischen den beiden Varianten der Winkelbestimmung relativ geringe Unterschiede bestehen. Im weiteren Verlauf wird nur auf die Winkelmessung mit den horizontalen Wegaufnehmern (durchgezogene Kurve) Bezug genommen.

Tabelle 6-9: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V1-1)

V1-1					Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,1,L}$	$M_{Stütz}$	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	8.205	57	43,3	15,7	0,171	0,0030	0,205	0,0036
2	12.741	78	58,9	23,9	0,254	0,0044	0,281	0,0049
3	15.694	105	80,2	34,5	0,357	0,0062	0,398	0,0069
4	16.820	123	93,6	37,6	0,434	0,0076	0,480	0,0084
5	17.978	140	106	41,0	0,545	0,0095	0,593	0,0104
6	18.735	148	112	42,1	0,629	0,0110	0,703	0,0123
7	19.406	157	119	43,5	0,785	0,0137	0,891	0,0155
8	20.312	166	126	46,5	1,066	0,0186	1,139	0,0199
8a	21.660	170	128	49,7	1,146	0,0200	1,218	0,0213
8b	22.460	175	133	50,5	1,467	0,0256	1,550	0,0271
9	23.259	179	136	51,5	1,739	0,0304	1,799	0,0314
9a	24.001	181	136	50,3	2,069	0,0361	2,110	0,0368
10	24.481	183	138	49,6	2,281	0,0398	2,304	0,0402
11	27.145	185	139	47,5	3,167	0,0553	3,076	0,0537
12	82.648	190	142	41,4	4,042	0,0705	3,819	0,0667
13	89.315	192	143	43,8	4,767	0,0832	4,477	0,0781

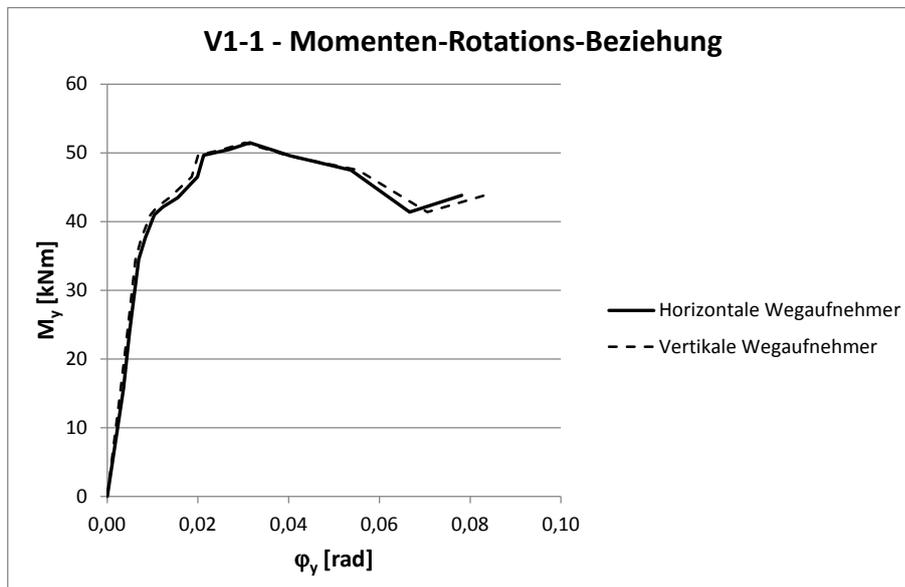


Abbildung 6-42: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V1-1)

Tabelle 6-10: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V1-2)

V1-2					Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,1,L}$	$M_{Stütz}$	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	3.112	66	48,8	13,4	0,218	0,0038	0,233	0,0041
2	4.051	85	63,5	18,1	0,300	0,0052	0,311	0,0054
3	10.219	106	78,5	22,7	0,355	0,0062	0,414	0,0072
4	11.467	132	98,4	29,6	0,517	0,0090	0,563	0,0098
5	11.814	141	105	31,6	0,599	0,0105	0,640	0,0112
6	12.188	150	112	33,6	0,726	0,0127	0,760	0,0133
7	13.407	167	125	36,8	1,083	0,0189	1,077	0,0188
8	14.252	175	130	38,9	1,431	0,0250	1,402	0,0245
8a	14.736	179	134	42,4	1,586	0,0277	1,535	0,0268
9	15.188	181	135	42,2	1,775	0,0310	1,701	0,0297
9a	15.704	182	136	43,2	1,968	0,0344	1,867	0,0326
10	17.535	174	130	40,5	2,367	0,0413	2,193	0,0383
11	18.517	178	133	39,5	3,124	0,0545	2,931	0,0512
12	19.966	176	130	36,4	3,809	0,0665	3,691	0,0644
13	20.670	176	131	36,5	4,051	0,0707	4,412	0,0770

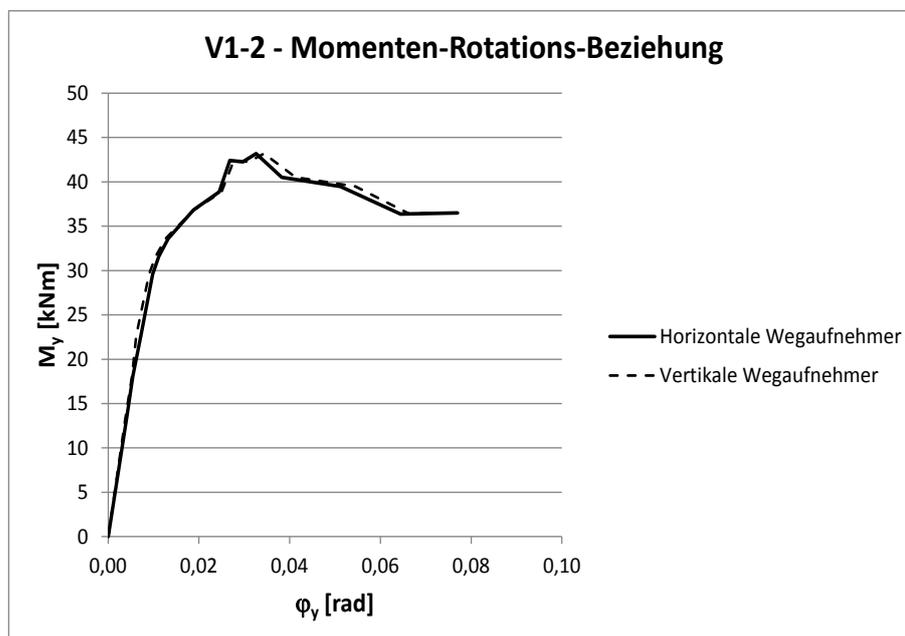


Abbildung 6-43: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V1-2)

Tabelle 6-11: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V1-3)

V1-3					Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,LL}$	$M_{Stütz}$	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	3.431	57,4	42,9	13,5	0,178	0,0031	0,179	0,0031
2	4.277	76,7	57,5	19,2	0,251	0,0044	0,264	0,0046
3	6.634	115	86,7	29,2	0,390	0,0068	0,449	0,0078
4	7.404	133	100	33,6	0,491	0,0086	0,553	0,0097
5	7.872	141	106	35,5	0,556	0,0097	0,623	0,0109
6	8.634	149	111	35,9	0,669	0,0117	0,733	0,0128
6a	9.287	158	119	40,7	0,836	0,0146	0,912	0,0159
7	10.190	167	125	41,2	1,086	0,0189	1,174	0,0205
8	11.240	176	132	45,0	1,466	0,0256	1,519	0,0265
9	12.025	179	135	46,9	1,870	0,0326	1,851	0,0323
10	12.853	180	135	49,0	2,237	0,0390	2,204	0,0385
11	13.842	178	134	49,0	3,020	0,0527	2,899	0,0506
12	15.004	177	134	48,5	3,608	0,0630	3,603	0,0629
13	16.116	175	132	48,7	4,101	0,0716	4,201	0,0733

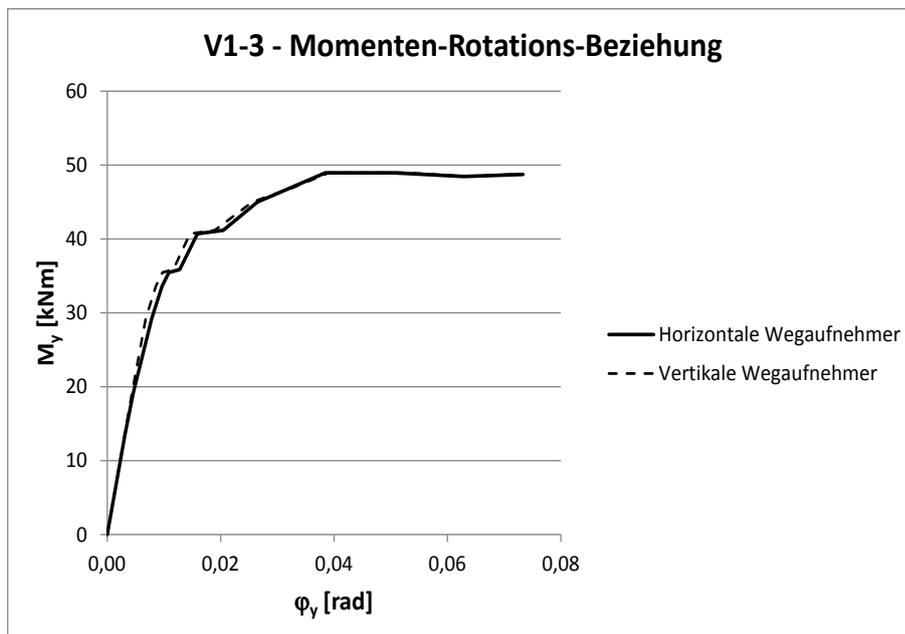


Abbildung 6-44: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V1-3)

Tabelle 6-12: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V2-1)

V2-1					Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,1,L}$	$M_{Stütz}$	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	5.769	137	86,7	39,2	0,119	0,0021	0,239	0,0042
2	6.911	210	133	58,6	0,244	0,0043	0,358	0,0063
3	9.283	335	213	107	0,473	0,0083	0,570	0,0099
4	9.986	378	240	121	0,565	0,0099	0,660	0,0115
5	10.434	413	263	137	0,642	0,0112	0,749	0,0131
6	11.063	434	276	146	0,716	0,0125	0,843	0,0147
6a	11.538	454	290	158	0,719	0,0126	0,939	0,0164
7	12.205	466	297	164	0,765	0,0134	1,038	0,0181
7a	12.946	484	310	176	0,921	0,0161	1,234	0,0215
8	14.087	490	313	180	1,093	0,0191	1,429	0,0249
8a	15.042	496	317	181	1,250	0,0218	1,624	0,0283
9	16.440	503	321	181	1,638	0,0286	2,001	0,0349
10	17.441	512	327	179	2,002	0,0349	2,408	0,0420
11	18.405	519	331	175	1,973	0,0344	2,914	0,0509
12	19.845	524	332	163	3,237	0,0565	3,487	0,0609
13	21.984	529	336	169			3,889	0,0679

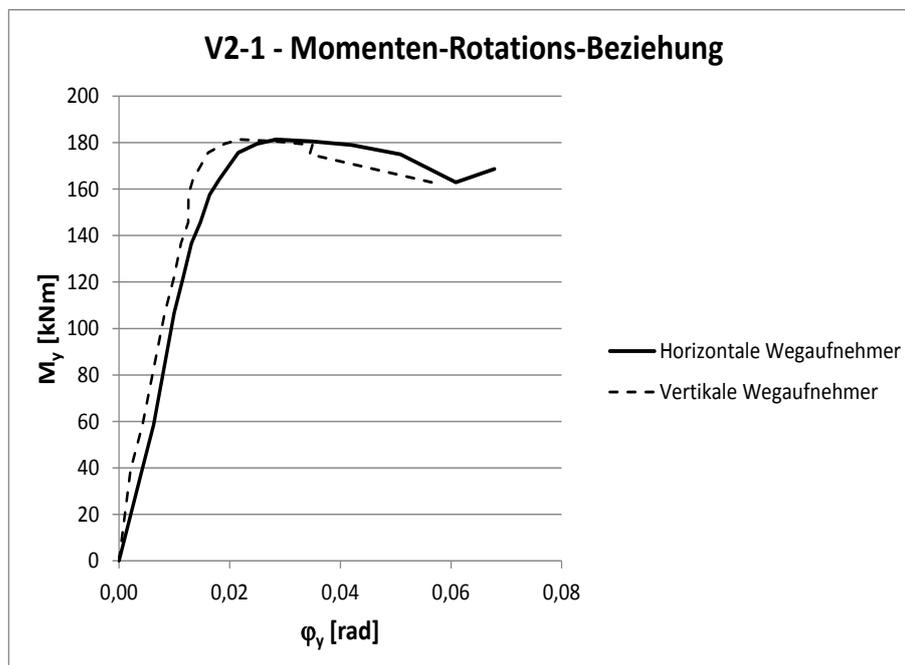


Abbildung 6-45: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V2-1)

Tabelle 6-13: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V2-2)

V2-2					Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,1,1}$	$M_{Stütz}$	Φ_y	Φ_y	Φ_y	Φ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	7.744	149	95	48,8	0,140	0,0024	0,120	0,0021
2	9.523	224	142	75,4	0,223	0,0039	0,203	0,0035
3	16.427	349	224	132	0,330	0,0058	0,386	0,0067
4	17.163	387	249	153	0,407	0,0071	0,476	0,0083
5	17.767	418	270	172	0,480	0,0084	0,569	0,0099
6	18.237	441	286	188	0,550	0,0096	0,662	0,0116
6a	20.003	451	292	195	0,623	0,0109	0,759	0,0132
7	20.670	469	305	212	0,690	0,0120	0,850	0,0148
7a	21.438	482	313	221	0,847	0,0148	1,041	0,0182
8	22.123	488	318	230	1,023	0,0179	1,215	0,0212
8a	22.766	489	319	232	1,231	0,0215	1,374	0,0240
8b	23.395	493	322	234	1,442	0,0252	1,541	0,0269
9	24.014	498	325	236	1,617	0,0282	1,716	0,0300
10	24.801	507	329	232	2,116	0,0369	2,131	0,0372
11	25.565	515	333	218	2,880	0,0503	2,619	0,0457
12	26.534	520	335	208	3,886	0,0678	3,110	0,0543
13	27.270	531	340	202			3,553	0,0620

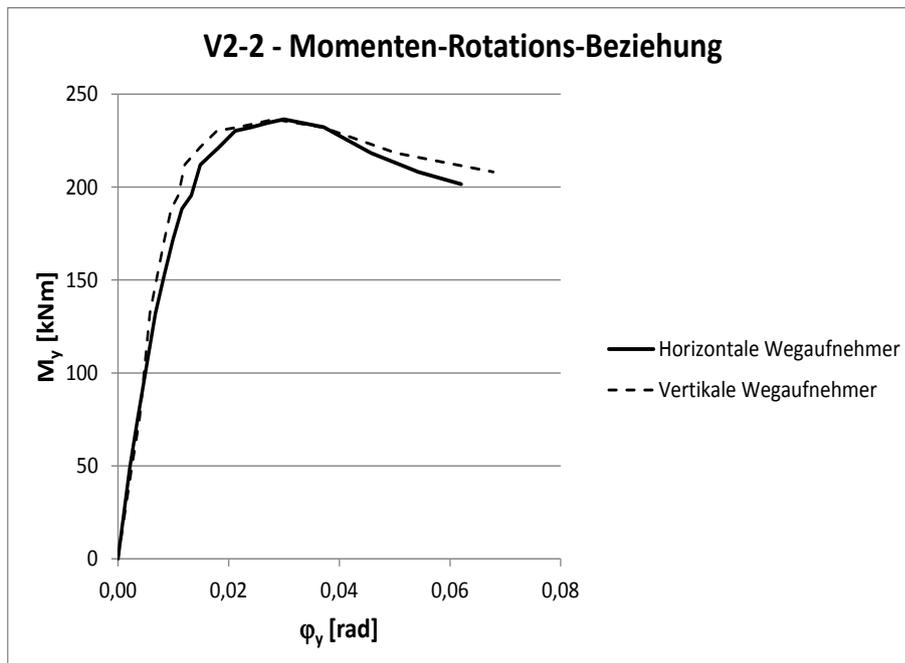


Abbildung 6-46: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V2-2)

Tabelle 6-14: Anschlussschnittgrößen und -drehwinkel (V2-3)

V2-3					Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	Zeit	Zyl.-Kraft 1	$V_{z,1,L}$	$M_{Stütz}$	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y	ϕ_y
[-]	[s]	[kN]	[kN]	[kNm]	[°]	[rad]	[°]	[rad]
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	5.131	144	91	45,0	0,127	0,0022	0,181	0,0032
2	6.590	217	138	70,9	0,203	0,0035	0,285	0,0050
3	10.203	336	215	118	0,373	0,0065	0,484	0,0084
4	11.144	376	240	133	0,437	0,0076	0,575	0,0100
5	12.188	405	259	147	0,505	0,0088	0,664	0,0116
6	12.932	431	276	160	0,576	0,0101	0,753	0,0131
7	14.635	463	297	178	0,705	0,0123	0,932	0,0163
7a	16.714	476	306	188	0,868	0,0151	1,109	0,0194
8	17.411	491	317	200	1,113	0,0194	1,289	0,0225
8a	18.135	493	318	202	1,279	0,0223	1,465	0,0256
8b	18.952	496	320	209	1,465	0,0256	1,649	0,0288
9	20.815	498	322	214	1,661	0,0290	1,845	0,0322
10	21.898	506	328	220	2,072	0,0362	2,210	0,0386
11	22.838	518	336	229	2,429	0,0424	2,551	0,0445
12	23.975	525	341	235	2,761	0,0482	2,881	0,0503
13	25.839	531	345	240	3,273	0,0571	3,178	0,0555

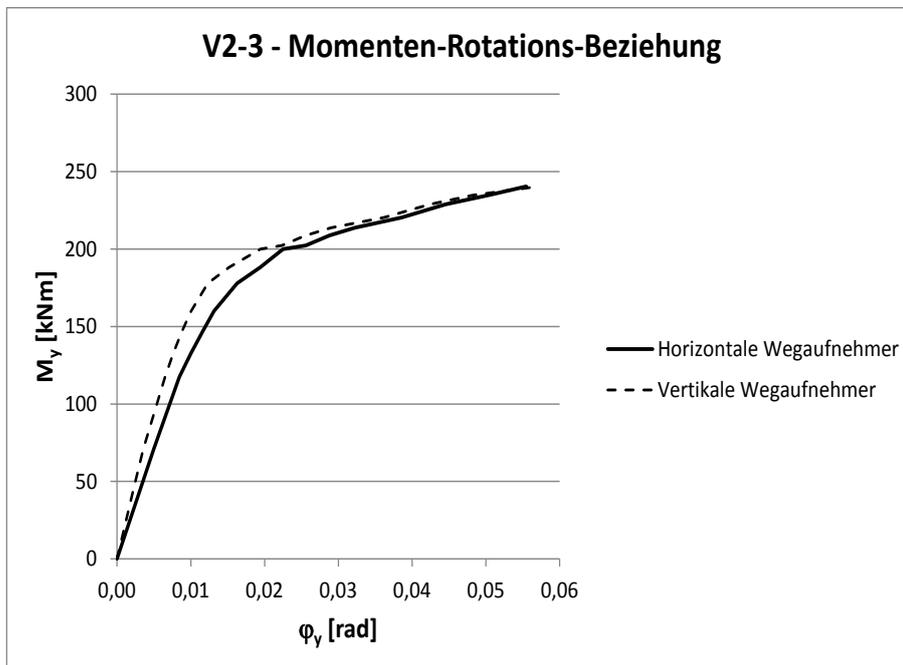


Abbildung 6-47: Relation von Anschlussmoment und -drehwinkel (V2-3)

6.4.2 Interpretation der Momenten-Rotations-Kurven

Anmerkung:

In dieser Arbeit wird für die Rotation normalerweise das Formelzeichen φ bzw. präziser φ_y (Verdrehung um die y-Achse) verwendet. In [14] wird die Rotation mit dem Buchstaben ϕ symbolisiert. Im Folgenden werden beide Formelzeichen gleichberechtigt verwendet, ϕ bevorzugt dann, wenn auf [14] Bezug genommen wird.

In Abbildung 6-48 ist die Momenten-Rotations-Charakteristik eines (allgemeinen) Anschlusses gemäß [14], Bild 6.1 c), dargestellt.

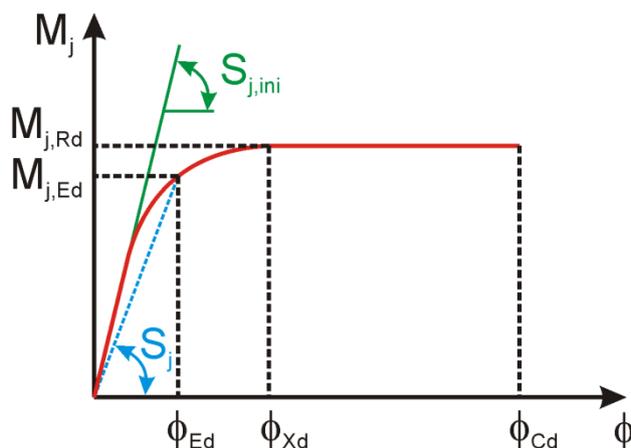


Abbildung 6-48: Momenten-Rotations-Charakteristik eines Anschlusses (vgl. [14], Bild 6.1 c))

Gemäß den Ausführungen in [14], Abschnitt 6.1.2, ist daraus die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ als maximales Moment der Momenten-Rotations-Charakteristik (im Folgenden als M - φ -Charakteristik abgekürzt) zu entnehmen, zu der die Rotation ϕ_{Xd} gehört. Die Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses entspricht der Sekantensteifigkeit, jedoch gilt diese Definition nur für Rotationen $\phi_{Ed} \leq \phi_{Xd}$ und nicht darüber hinaus. $S_{j,ini}$ ist die Anfangssteifigkeit und entspricht der Steigung des elastischen Bereichs der M - φ -Charakteristik. Die maximale Rotation ϕ_{Cd} der M - φ -Charakteristik wird als Rotationskapazität bezeichnet.

Hinsichtlich der Anwendbarkeit von Rechenverfahren, die auf der Ausnutzung plastischer Reserven von Querschnitten und statischem System beruhen, besteht die Notwendigkeit, dass die verwendeten Anschlusskonstruktionen über eine genügend große Rotationskapazität verfügen.

Bei direktem Vergleich mit der M - φ -Kurve aus [14] fällt auf, dass das Anschlussmoment in den M - φ -Kurven der Versuche V1-1 und V1-2 sowie der Versuche V2-1 und V2-2 nach Erreichen des Maximalwertes ($M_{j,Rd}$ im Sprachgebrauch von [14]) keinen konstanten Verlauf besitzt, sondern wieder abfällt. Dies mag den Anschein erwecken, dass mit Erreichen von $M_{j,Rd}$ die Tragfähigkeit ausgeschöpft ist, dass keine ausreichende Rotationsfähigkeit vorhanden ist und dass es nur deshalb nicht zum schlag-

tigen Versagen kommt, weil die Versuchsdurchführung weggesteuert erfolgt. Dem ist aber nicht so.

An dieser Stelle muss als wesentlicher Punkt der Ausführungen in Kapitel 9 vorweggenommen werden, dass bei der Bemessung von Fahnenblechanschlüssen stets die Interaktion von Anschlussmoment und Anschlussquerkraft zu berücksichtigen ist. Die Beanspruchungssituation des Anschlussbereichs ist komplex und bedarf einer umfassenderen Beschreibung (siehe Kapitel 9). In Kurzform dargestellt verhält es sich so, dass sich der überwiegende Anteil der Querkraft im Stahlträger befindet und von dort in das Fahnenblech eingeleitet wird. Teile der Querschnittsfläche des Fahnenblechs, welche bei plastischer Bemessung durch den Querkraftanteil vollständig ausgenutzt sind, stehen nicht zur Abtragung weiterer Teilschnittgrößen, aus denen sich das Anschlussmoment u.a. zusammensetzt, zur Verfügung. Wenn im Zustand der vollständigen Plastizierung des Fahnenblechs zur Abtragung einer steigenden Querkraft zusätzliche Querschnittsteile erforderlich sind, dann muss das Anschlussmoment zwangsläufig abnehmen.

Mit Bezug auf die M - φ -Charakteristiken der Versuche V1-1, V1-2, V2-1 und V2-2 bedeutet dies, dass mit Erreichen des größten Anschlussmomentes $M_{j,Rd}$ im Anschluss ein vollplastischer Spannungszustand vorliegt. Der Feldquerschnitt verfügt aber noch über Reserven, so dass die Belastung weiter gesteigert werden kann, was zu einer Erhöhung der Querkraft führt. Da eine Umlagerung der Querkraft vom Mittelaufleger zum Endaufleger praktisch nicht in Betracht kommt, besteht die einzige Möglichkeit, die zusätzliche Querkraft aufzunehmen, darin, dass sich der Anschlussbereich durch Verringerung des Anschlussmomentes und Umlagerung in das angrenzende Feld gewissermaßen selbst entlastet. Der Feldquerschnitt muss demnach nicht nur das durch die zusätzliche Last entstehende Feldmoment aufnehmen, sondern auch einen Anteil des vor der Laststeigerung bereits vorhandenen Anschlussmomentes.

Für den Versuch V1-2 muss einschränkend angemerkt werden, dass der unstetige Verlauf im Bereich des absoluten Momentenmaximums (Maximum mit Sattelpunkt) nicht befriedigend erklärt werden kann. Die lokal starken Schwankungen des Stützmomentes können in einer Änderung der Steifigkeitsverhältnisse begründet sein, wofür evtl. eine Überwindung des Lochspiels der Schraubenverbindung in Betracht kommt. Ungeachtet dieser lokalen Unstetigkeit nimmt das Stützmoment aber wie bei V1-1, V2-1 und V2-2 im weiteren Versuchsverlauf kontinuierlich ab.

Die Momenten-Rotations-Charakteristik des Versuchs V1-3 weist ein Abfallen der Kurve nach Erreichen von $M_{j,Rd}$ nicht auf. V1-3 unterscheidet sich von V1-2 nur durch Anzahl und Größe der Schrauben, was auf den ersten Blick die Erklärung für den Kurvenverlauf liefert: Von vier Schrauben M20 10.9 lässt sich unter der Annahme gleicher Wirkungsrichtung der Schraubenkräfte bei jeweils optimalen Randabständen der Schraubenlöcher durch Lochleibung eine größere Kraft übertragen als mit zwei Schrauben M24 10.9 (auf den Nachweis nach [14] wird an dieser Stelle verzichtet). Das Fahnenblech ist bei Erreichen des maximalen Anschlussmomentes $M_{j,Rd}$ vollplas-

tisch ausgenutzt, die vier Schrauben M20 10.9 des Versuchs V1-2 verfügen in diesem Zustand noch über Reserven, da sonst die geschilderte Laststeigerung, die mit einer Vergrößerung der Anschlussquerkraft einhergeht, nicht möglich wäre. Infolge der größeren Querkraft kommt es zum Absinken des Anschlussmomentes. Im Umkehrschluss müssten die beiden Schrauben M24 10.9 des Versuchs V1-3 vollständig ausgenutzt sein, da sich mit steigender Rotation weder die Pressenkraft noch die Anschlussquerkraft signifikant erhöhen, und ohne Anstieg der Querkraft kommt es nicht zu einem Absinken des Anschlussmomentes. Unter Vorwegnahme der Erkenntnisse aus Kapitel 11 und mit Bezug auf Abbildung 11-3 erkennt man aber, dass die Schraubenlöcher kaum ovalisiert sind und deshalb von noch vorhandenen Tragreserven der Schrauben auszugehen ist. Die Ursache für den nicht abfallenden Verlauf der Anschlussmomentenkurve ist demnach eine andere: Aus Abbildung 6-31 erkennt man, dass das Feldmoment im Feld 1 leicht abfällt, im Feld 2 aber noch ansteigt. Mit den Zahlenwerten aus Tabelle 6-3 und unter Vernachlässigung kleiner Unterschiede im Nachkommastellenbereich ausgedrückt fällt das Moment im Feld 1 ab Laststufe 9 von 189 kNm auf 182 kNm auf Laststufe 13 ab. Stützmoment und Feldmoment 2 steigen hingegen ab Laststufe 9 weiter an, und zwar von 47 kNm auf 49 kNm bzw. von 193 kNm auf 201 kNm. Ursache für den qualitativ von V1-1 und V1-2 abweichenden Kurvenverlauf für das Stützmoment von V1-3 ist schlicht der vollständig ausgenutzte Feldquerschnitt des Feldes 1. Weil die Tragfähigkeit des Feldquerschnitts 1 vor der Anschluss Tragfähigkeit erreicht wird, kommt es nicht zu einer Momentenumlagerung vom Anschluss ins Feld, die mit einem Anstieg der Anschlussquerkraft verbunden wäre.

Die Richtigkeit der angestellten Überlegungen lässt sich dadurch bekräftigen, dass Zylinderkraft, Anschlussquerkraft und Anschlussmoment jeweils auf die Laststufe 1 (LS 1) normiert werden. In den Diagrammen Abbildung 6-49 bis Abbildung 6-54 sind die normierten Größen über der Rotation des jeweiligen Anschlusses angetragen. Man erkennt bei V1-1, V2-1 und V2-2 unmittelbar, dass die Querkraft und die Zylinderkraft auch dann noch zunehmen, wenn das Anschlussmoment wieder im Abnehmen begriffen ist. In Abbildung 6-50 für Versuch V1-2 ist der Bereich mit den Unstetigkeiten hellgelb hinterlegt. Blendet man diesen Bereich gedanklich aus, so erkennt man auch hier, dass Pressenkraft und Querkraft tendenziell ansteigen, wohingegen das Anschlussmoment abfällt (vgl. die gestrichelt in Abbildung 6-50 eingezeichneten Linien). Ab Laststufe 12 (ca. 0,064 rad) haben die Größen dann ein konstantes Niveau erreicht. Bei Versuch V1-3 verbleiben Querkraft, Zylinderkraft und Anschlussmoment ab ca. 0,04 rad jeweils auf gleichem Niveau, wegen des ausgenutzten Feldquerschnitts können Querkraft und Zylinderkraft nicht weiter ansteigen.

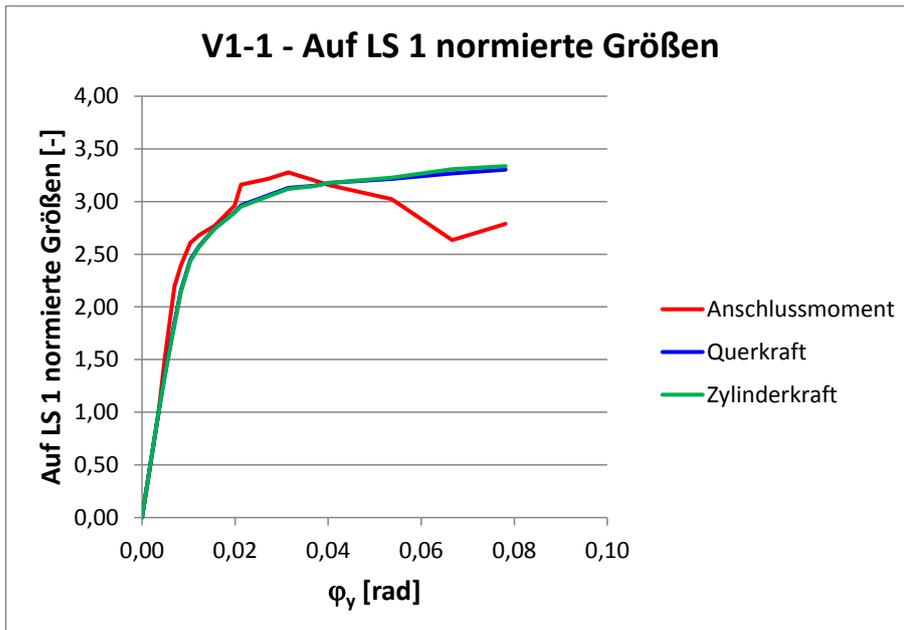


Abbildung 6-49: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V1-1)

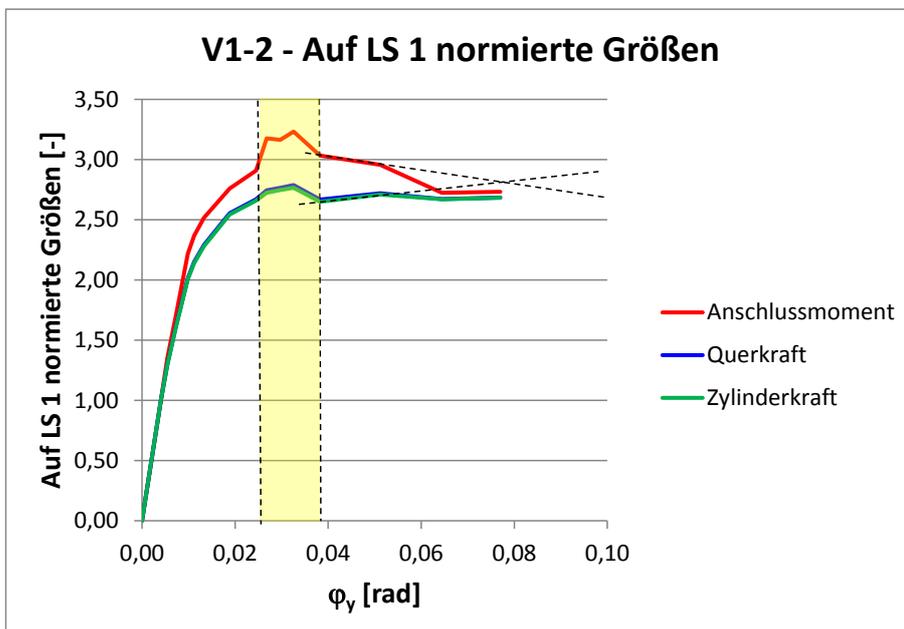
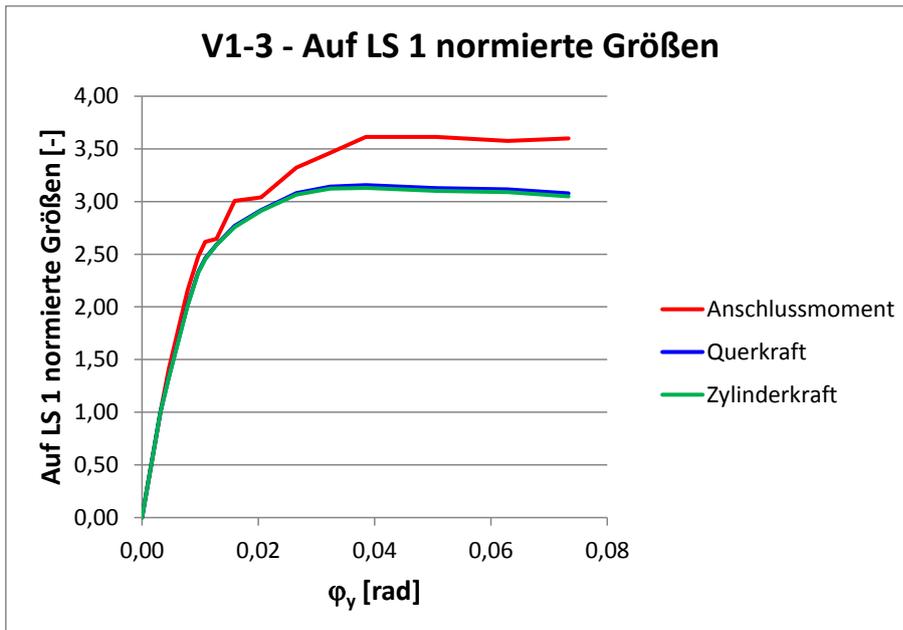
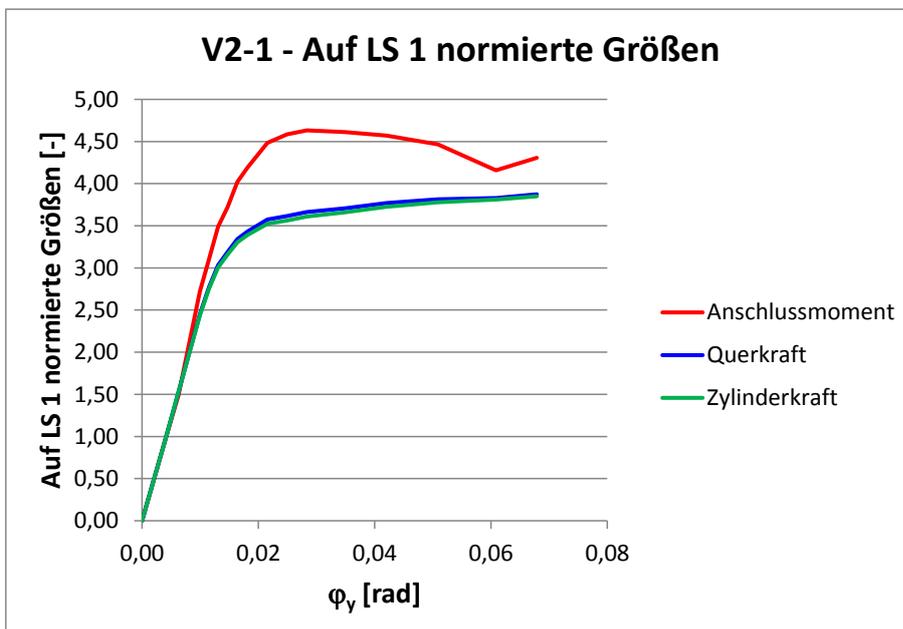
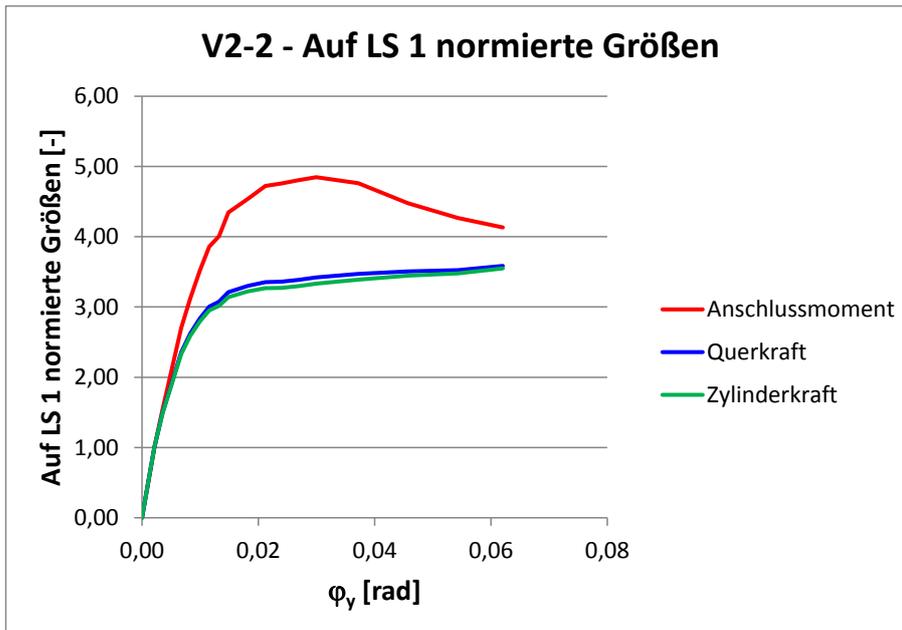
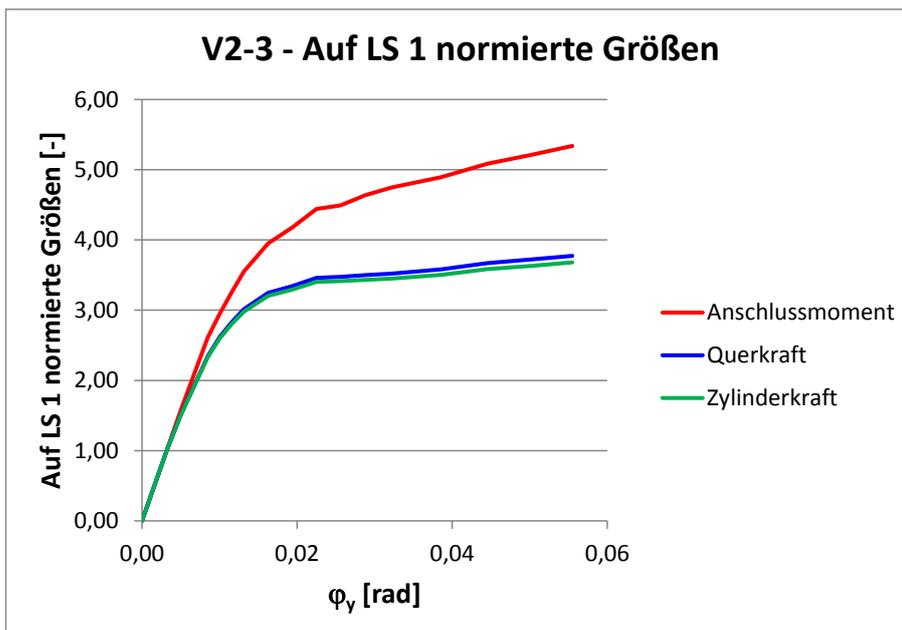


Abbildung 6-50: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V1-2)

Abbildung 6-51: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V1-3)Abbildung 6-52: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V2-1)

Abbildung 6-53: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V2-2)Abbildung 6-54: Normierte Rotations-Charakteristik für P, V_z und M_y (V2-3)

Für den Versuch V2-3 wird die M - φ -Kurve mit zunehmender Rotation zwar flacher, besitzt aber bis zur Laststufe 13 eine signifikante Steigung. Dies deutet darauf hin, dass die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ größer als das im Versuch gemessene Anschlussmoment von ca. 240 kNm auf Laststufe 13 ist. Aufgrund des aus Verträglichkeitsgründen aufgetretenen Risses im Betongurt (vgl. Abbildung 6-55) dürfte die Ausnutzung von $M_{j,Rd}$ unter baupraktischen Gesichtspunkten aber nicht von Interesse sein.



Abbildung 6-55: Schubriss im Betongurt (V2-3)

Ergänzend sei angemerkt, dass Beiträge in der Literatur (z.B. [34], [44]) zumeist „echte“ momententragfähige Anschlüsse zum Gegenstand haben, für die die Momenten-Rotations-Beziehung gemäß [14], Bild 6.1 c), zutreffend ist, weil sich die Frage nach einer Interaktion zwischen Anschlussmoment und Anschlussquerkraft für diese Art von Anschlüssen nicht stellt. Momententragfähige Anschlüsse übertragen das Anschlussmoment als Kräftepaar. Die Druckkomponente wird durch Kontakt übertragen, die Zugkomponente von der Bewehrung im Betongurt und im Fall von Stirnplattenverbindungen zusätzlich von den Schrauben im Zugbereich. Die Querkraft kann bei Stirnplattenverbindungen meistens vollständig von den Schrauben im Druckbereich übertragen werden, so dass keine Interaktion zu berücksichtigen ist. Auch bei Fahnenblechanschlüssen mit Kontaktstück im Druckbereich oder Knaggenanschlüssen entfällt die Interaktion, da Fahnenblech oder Knagge vollständig zur Übertragung der Querkraft zur Verfügung stehen.

Im Gegensatz dazu ist die Momenten-Querkraft-Interaktion bei Sekundärträgeranschlüssen mit langen Fahnenblechen, die nicht über Kontaktstücke zwischen Druckflansch und Hauptträger verfügen und bei denen das Anschlussmoment nicht planmäßig, sondern als Folge der tatsächlich vorhandenen Durchlaufwirkung entsteht, zwingend zu berücksichtigen.

Für Anschlüsse mit langen Fahnenblechen konnte gezeigt werden, dass die Rotationskapazität ϕ_{Cd} mindestens so groß ist wie die größte protokollierte Anschlussverdrehung. Es besteht aber die Einschränkung, dass das aufnehmbare Anschlussmoment für Verdrehungen $\varphi > \phi_{Xd}$ von der einwirkenden Querkraft abhängt und u.U. kleiner als der Maximalwert $M_{j,Rd}$ ist.

6.4.3 Klassifizierung der Anschlüsse

Gemäß [14], Abschnitt 5.2.1 (2), kann eine Klassifizierung von Anschlüssen nach ihrer Steifigkeit und nach ihrer Tragfähigkeit erfolgen.

6.4.3.1 Klassifizierung nach der Steifigkeit

Die Klassifizierung von Anschlüssen nach ihrer Steifigkeit erfolgt nach [14], 5.2.2, durch Vergleich der Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ mit Grenzkriterien. In Bild 5.4 aus [14] (vgl. Abbildung 6-56) sind diese Grenzkriterien graphisch dargestellt, indem drei Zonen für starre (Zone 1), verformbare (Zone 2) und gelenkige (Zone 3) Anschlüsse ausgewiesen werden.

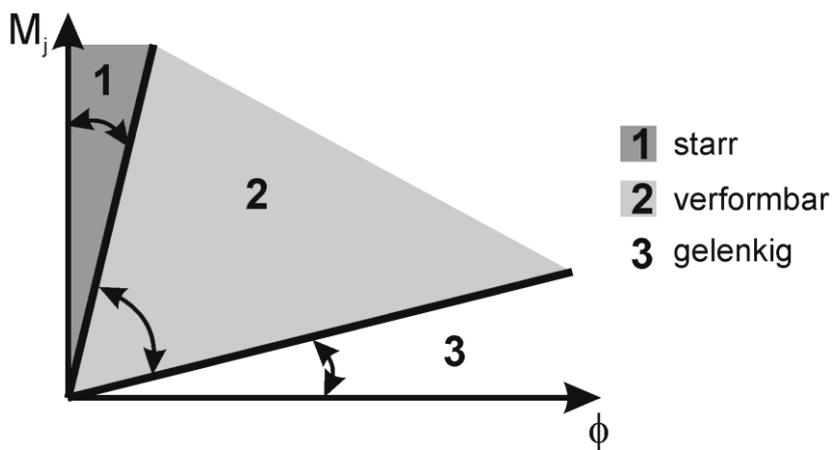


Abbildung 6-56: Klassifizierung von Anschlüssen nach der Steifigkeit (vgl. [14], Bild 5.4)

Anschlüsse werden nach [14] als starr eingestuft, wenn für deren Anfangssteifigkeit gilt:

$$S_{j,ini} \geq K_b \cdot EI_b / L_b \quad (6-7)$$

Dabei sind EI_b die Biegesteifigkeit und L_b die Länge des angeschlossenen Trägers. K_b ist ein Beiwert, für den bei ausgesteiften Rahmentragwerken, bei denen durch die Aussteifung die Horizontalverschiebungen um mindestens 80 % reduziert werden, ein Wert von 8 anzusetzen ist, für andere Rahmentragwerke ein Wert von 25. Man erkennt, dass die Klassifizierungsregelungen aus [14] primär auf Träger-Stützen-Anschlüsse ausgerichtet sind. Auf Sekundärträgeranschlüsse übertragen, bei denen Horizontalverformungen keine Rolle spielen, erscheint die Verwendung von $K_b = 8$ wie bei ausgesteiften Rahmen gerechtfertigt.

Anschlüsse werden nach [14] als gelenkig eingestuft, wenn für deren Anfangssteifigkeit gilt:

$$S_{j,ini} \leq 0,5 \cdot EI_b / L_b \quad (6-8)$$

Als verformbar werden Anschlüsse nach [14] eingestuft, wenn sie weder gelenkig noch starr sind.

In Abbildung 6-57 bis Abbildung 6-62 sind die M- φ -Charakteristiken für die 6 Versuche dargestellt, wobei jeweils die Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ angegeben ist.

Hinweis: Aus Gründen der Vergleichbarkeit mit den in [14] genannten Grenzen zwischen den Steifigkeitsklassen handelt es sich bei dem Moment M_y um das Stützmoment über dem Hauptträger.

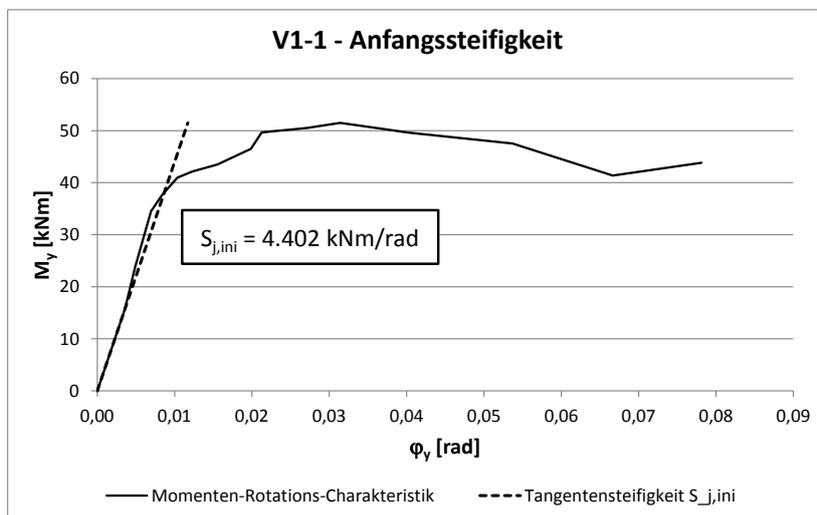


Abbildung 6-57: M- φ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V1-1

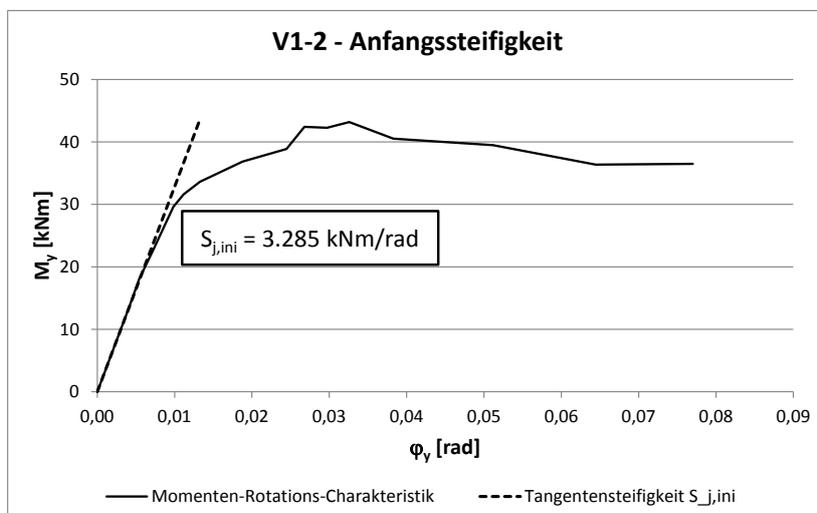


Abbildung 6-58: M- φ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V1-2

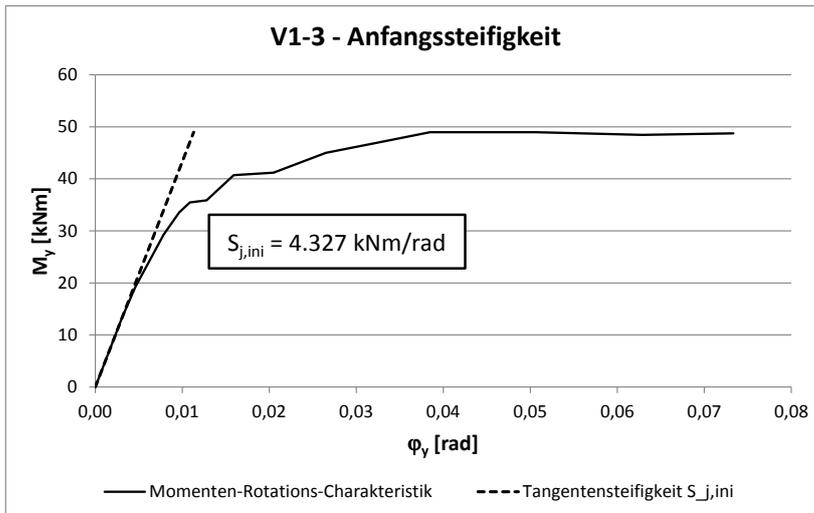


Abbildung 6-59: M- ϕ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V1-3

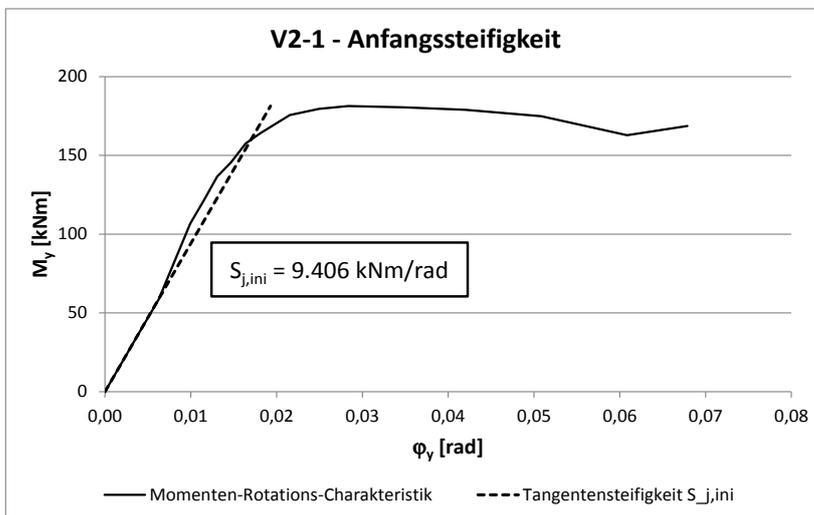


Abbildung 6-60: M- ϕ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V2-1

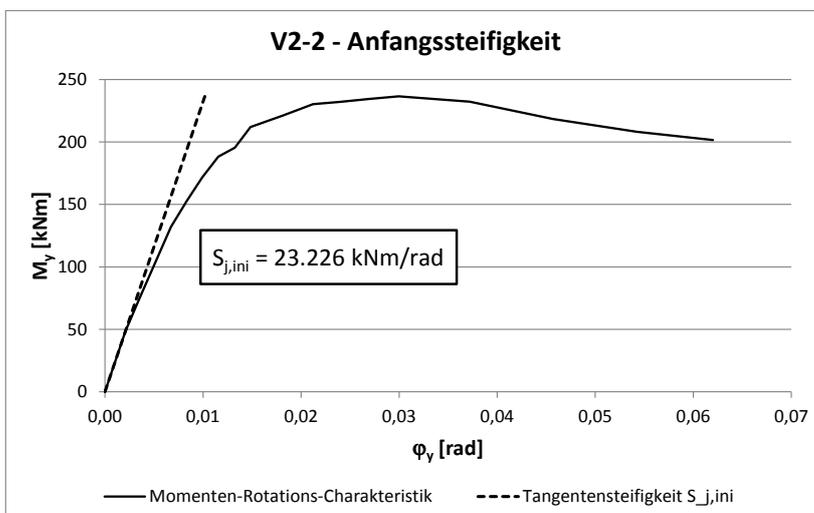
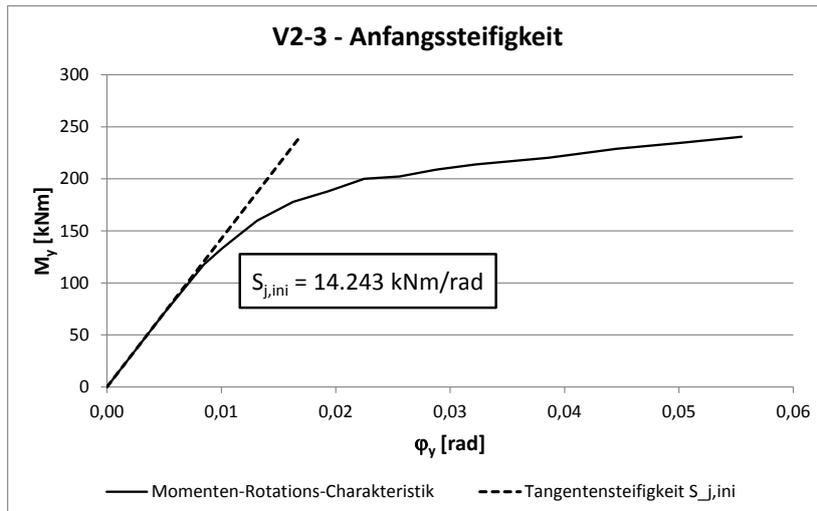


Abbildung 6-61: M- ϕ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V2-2

Abbildung 6-62: M- ϕ -Charakteristik mit Anfangssteifigkeit, V2-3

Für die Klassifizierung der Anschlüsse nach der Steifigkeit wird für jeden Versuch die Biegesteifigkeit EI_b des Feldquerschnitts unter der Annahme starren Verbundes und unter Verwendung des experimentell ermittelten Beton-E-Moduls nach Tabelle 5-3 sowie unter Ansatz der tatsächlichen Versuchskörperbreite von 1200 mm berechnet. Zusammen mit der Trägerlänge L_b werden daraus die Grenzsteifigkeiten zur Festlegung der Zonen 1 bis 3 berechnet. Die relevanten Werte sind in Tabelle 6-15 zusammengestellt. Es ist zu beachten, dass für die Versuchsreihe 2 eine Trägerlänge von 11 m zugrunde gelegt wurde, da diese der realistischen Länge eines Verbundträgers mit Querschnitt wie bei Versuchsreihe 2 entspricht (vgl. Abschnitt 5.2 zur Dimensionierung der Versuchskörper).

Tabelle 6-15: Anfangssteifigkeiten und Zonengrenzen für Klassifizierung nach Steifigkeit

Versuch [-]	$S_{j,ini}$ [kNm/rad]	E_{cm} [N/mm ²]	EI_b [kNm ²]	L_b [m]	S_j	S_j	S_j
					(Zone 1-2, $K_b = 25$)	(Zone 1-2, $K_b = 8$)	(Zone 2-3)
V1-1	4.402	23.390	38.517	6,00	160.487	51.356	3.210
V1-2	3.285	23.299	38.483	6,00	160.345	51.310	3.207
V1-3	4.327	23.299	38.483	6,00	160.345	51.310	3.207
V2-1	9.406	32.380	300.861	11,00	683.775	218.808	13.675
V2-2	23.226	29.608	294.041	11,00	668.275	213.848	13.366
V2-3	14.243	29.605	294.033	11,00	668.258	213.842	13.365

In Abbildung 6-63 und Abbildung 6-64 sind für beide Versuchsreihen die Anfangssteifigkeiten in Relation zu den Zonengrenzen eingetragen. Da die minimal unterschiedlichen Zonengrenzen innerhalb einer Versuchsreihe optisch nicht zu unterscheiden wären, können die Anfangssteifigkeiten aller Versuche einer Reihe im selben Diagramm dargestellt werden. In den Diagrammen ist nur die Grenze zwischen starr und verformbar eingezeichnet, die sich für $K_b = 8$ ergibt.

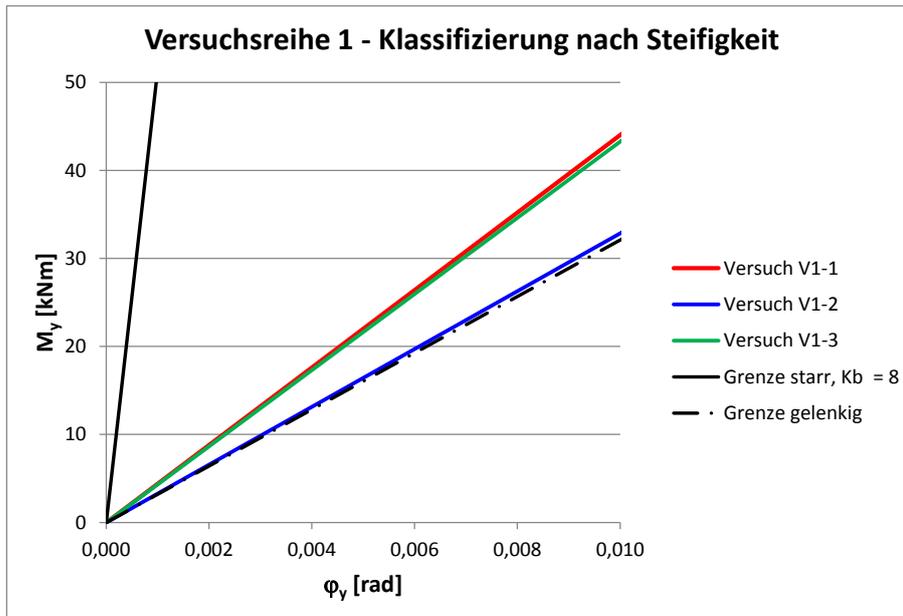


Abbildung 6-63: Klassifizierung nach Steifigkeit (Versuchsreihe 1)

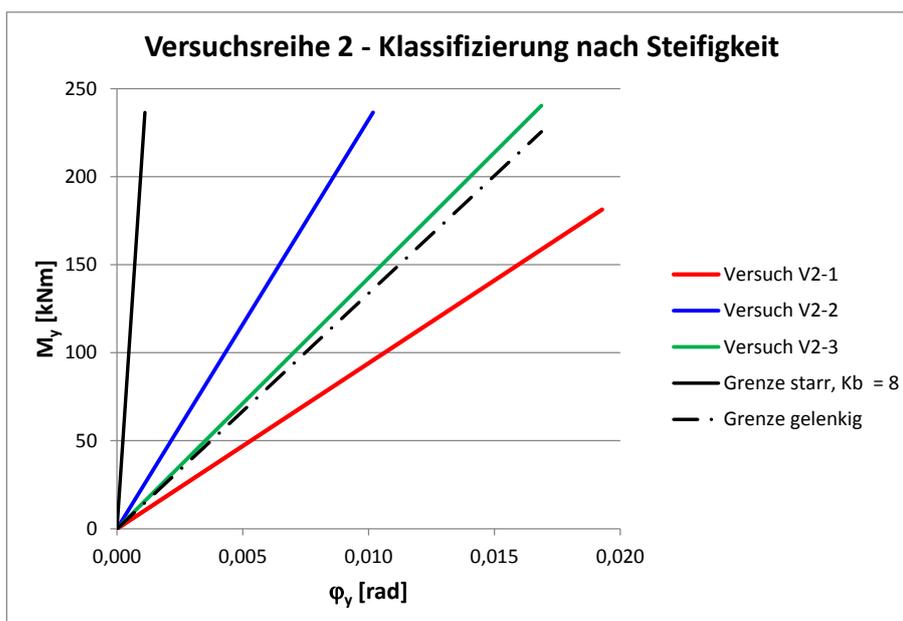


Abbildung 6-64: Klassifizierung nach Steifigkeit (Versuchsreihe 2)

Für Versuchsreihe 1 liegen die Linien aller 3 Versuche innerhalb der Zone 2, die Anschlüsse sind demnach als verformbar einzustufen. Auffällig ist, dass V1-2 eine geringere Anfangssteifigkeit besitzt als V1-1, obwohl V1-1 nur einen etwa halb so großen Bewehrungsgrad besitzt wie V1-2. Bezüglich der Auswirkungen des Bewehrungsgrades gelten die Ausführungen in Abschnitt 6.3.2.7 sinngemäß.

Von Versuchsreihe 2 liegen die Linien der Versuche V2-2 und V2-3 in Zone 2, so dass auch die Anschlüsse dieser beiden Versuche als verformbar einzustufen sind. Der Anschluss von V2-1 fällt in Zone 3, so dass er als gelenkig zu bewerten ist. Dass die Anfangssteifigkeit von V2-1 geringer ist als jene von V2-2 entspricht wegen des geringeren Bewehrungsgrades im Vergleich zu V2-2 den Erwartungen. Auffällig ist, dass der nach Augenschein steifste Anschluss des Versuchs V2-3 mit an zwei Kanten angeschweißtem Fahnenblech eine geringere Anfangssteifigkeit besitzt als der Anschluss von V2-2 und sogar an der Grenze zu Zone 3 liegt. Betrachtet man die M - φ -Charakteristik mit eingezeichneter Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ von V2-1 (siehe Abbildung 6-60), so erkennt man, dass die Steigung der Kurve im Versuchsverlauf größer wird als $S_{j,ini}$. Dies deutet darauf hin, dass zuerst das Lochspiel der Schrauben überwunden werden muss, bevor Kraftschluss in der Schraubenverbindung herrscht und dadurch die Steifigkeit ansteigt. In Abbildung 6-65 ist zur Verdeutlichung eine grüne gestrichelte Tangente an die M - φ -Kurve eingezeichnet, die eine Steigung von ca. 13.000 kNm/rad besitzt. Diese Steigung entspricht etwa der Grenzlinie zwischen den Zonen 2 und 3, so dass der Anschluss von Versuch V2-1 bei etwas anderer Ausprägung des Schraubenschlupfes infolge des Lochspiels ebenso gut als verformbar zu bewerten sein könnte.

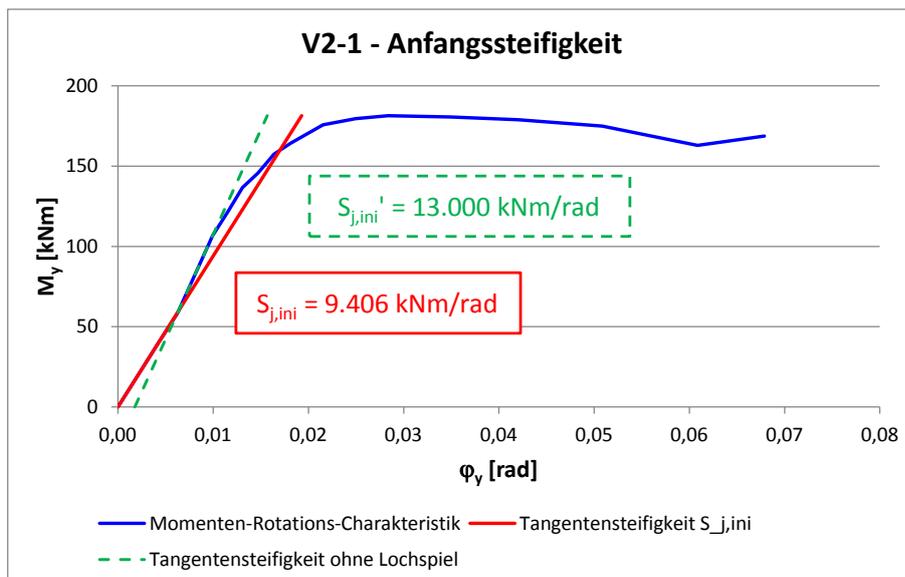


Abbildung 6-65: M - φ -Kurve von V2-1 mit zusätzlicher Tangente

Mit Bezug auf Abbildung 6-57 ist auch für Versuch V1-1 ein Knick in der Momenten-Rotations-Charakteristik erkennbar, der auf einen Steifigkeitsanstieg durch Überwindung des Lochspiels hindeutet, ohne dass dies jedoch eine Auswirkung auf die Einstufung als verformbarer Anschluss hätte.

Hinsichtlich der Festlegung der Zonengrenzen ist anzumerken, dass diese unter Verwendung der Biegesteifigkeit EI_b des Trägers vorgenommen wird. EI_b kann für Stahl-

träger, auf die sich die Regelungen aus [14] primär beziehen, eindeutig angegeben werden. Im Fall von Verbundträgern kommen als Einflussparameter die mittragende Breite $b_{\text{eff},1}$ sowie die Nachgiebigkeit des Verbundes hinzu. Die Versuchskörper besitzen aufgrund räumlicher Einschränkungen bei der Versuchsdurchführung eine einheitliche Breite von 1,20 m. Die sich bei den vorliegenden Trägerlängen in einem echten Bauwerk ergebende mittragende Breite b_{eff} wäre größer, und mit ihr auch die Biegesteifigkeit EI_b , so dass die Grenzlinien zwischen den Zonen gemäß Bild 5.4 aus [14] (vgl. Abbildung 6-56) eine größere Steigung hätten. Andererseits kommt die Nachgiebigkeit der Verbundfuge einer Reduzierung der Biegesteifigkeit gleich, so dass dadurch die Steigungen der Grenzlinien kleiner wären als bei Annahme eines starren Verbundes.

Insgesamt liefern die Versuche wertvolle Erkenntnisse zur Größenordnung der Anfangssteifigkeit, die für die Klassifizierung der Anschlüsse nach ihrer Steifigkeit herangezogen werden kann. Zu bedenken ist aber, dass die Grenzen zwischen den Klassen „starr“, „verformbar“ und „gelenkig“ im Rahmen der erzielbaren Genauigkeit und bedingt durch die genannten Einflussfaktoren nicht scharf, sondern fließend sind.

6.4.3.2 Klassifizierung nach der Tragfähigkeit

Die Klassifizierung von Anschlüssen nach ihrer Tragfähigkeit erfolgt nach [14], 5.2.3, durch Vergleich der Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ mit den Momententragfähigkeiten der angeschlossenen Bauteile, wobei die Momententragfähigkeiten dieser Bauteile direkt am Anschluss gelten. Es wird zwischen volltragfähigen, gelenkigen und teiltragfähigen Anschlüssen unterschieden.

Bei volltragfähigen Anschlüssen darf die Momententragfähigkeit nicht kleiner als die Tragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile sein. Ist die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ nicht größer als $\frac{1}{4}$ der Momententragfähigkeit eines volltragfähigen Anschlusses, und ist zudem eine ausreichende Rotationskapazität vorhanden, dann darf der Anschluss als gelenkig betrachtet werden. Demnach sind alle Anschlüsse, deren Momententragfähigkeit zwischen 25 % und 100 % der Tragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile liegt, als teiltragfähig zu betrachten.

Zur Klassifizierung der Anschlüsse aus dem Versuchsprogramm sind vorab die Tragfähigkeiten der angeschlossenen Sekundärträger im Anschlussbereich zu ermitteln, d.h. es muss für jeden Träger die plastische Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ unter negativer Momentenbeanspruchung berechnet werden. Dies erfolgt unter der Annahme starren Verbundes und für die Versuchsnachrechnung unter Ansatz der experimentell ermittelten Materialeigenschaften ohne Berücksichtigung von Teilsicherheitsbeiwerten, die Betonzugfestigkeit wird im Grenzzustand der Tragfähigkeit nicht berücksichtigt.

Diskussionswürdig ist die Frage nach der anzusetzenden Bewehrungsmenge. Bei der Berechnung von $M_{pl,Rd}$ ist nach [15], 6.2.1.2. c), nur Bewehrung innerhalb der mittrag-

enden Breite zu berücksichtigen. Nach [15], 5.4.1.2, ist die mittragende Breite bei den symmetrischen Trägerquerschnitten der Versuche und einer Dübelreihe als $\frac{1}{4}$ der äquivalenten Stützweite L_e (L_e entspricht dem Abstand zwischen benachbarten Momentennullpunkten) definiert, was bei Versuchsreihe 1 etwa 14 bis 22 cm und bei Versuchsreihe 2 etwa 23 bis 36 cm entspricht. Andererseits ist davon auszugehen, dass sich auf Traglastniveau mit Plastizierung und Rissbildung größere mitwirkende Breiten einstellen als auf Grundlage der Elastizitätstheorie (siehe z.B. [24]), was die Rissbilder (vgl. Abbildung 6-78 bis Abbildung 6-83), die für alle Versuche parallele Risse über die gesamte Breite des jeweiligen Betongurtes aufweisen, bestätigen. Im Folgenden wird $M_{pl,Rd}$ deshalb für zwei Varianten berechnet.

Bei Variante 1 wird $M_{pl,Rd}$ unter Ansatz der gesamten Bewehrung im Betongurt berechnet. Dies trägt der Tatsache Rechnung, dass die mittragende Breite auf Traglastniveau größer ist als nach Elastizitätstheorie. Variante 2 orientiert sich am Normansatz für die Berechnung der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ (vgl. [15], 5.4.1.2). Die äquivalente Länge L_e wird für jeden Versuch als das Maximum aus den Abständen der Momentennullpunkte der 13 Laststufen festgelegt, $b_{eff,2}$ ergibt sich dann zu $L_e/4$. Zur Thematik der mittragenden Breite im Bereich negativer Momente siehe auch Abschnitt 9.1.10.

In Tabelle 6-16 und Tabelle 6-17 sind für Variante 1 und 2 die vollplastischen Momententragfähigkeiten $M_{pl,Rd}$ im Bereich negativer Momente für die 6 Versuche zusammengestellt, außerdem die wichtigsten der für die Berechnung von $M_{pl,Rd}$ benötigten Angaben.

Tabelle 6-16 Variante 1 - $M_{pl,Rd}$ (Stützmomente) und Hilfsgrößen

Versuch	$b_{eff,2}$	A_s	f_s	N_s	f_y	$M_{pl,a}$	Nulllinienlage	$M_{pl,Rd}$
[-]	[mm]	[cm ²]	[N/mm ²]	[kN]	[N/mm ²]	[kNm]	[-]	[kNm]
V1-1	1.200	7,07	569	402	330	121	im Steg	192
V1-2	1.200	13,4	569	760	330	121	im Flansch	234
V1-3	1.200	13,4	569	760	330	121	im Flansch	234
V2-1	1.200	10,2	567	577	316	695	im Steg	885
V2-2	1.200	19,2	567	1.089	341	750	im Steg	1.072
V2-3	1.200	19,2	567	1.089	308	678	im Steg	991

Tabelle 6-17: Variante 2 - $M_{pl,Rd}$ (Stützmomente) und Hilfsgrößen

Versuch	L_e	$b_{eff,2}$	A_s	f_s	N_s	f_y	$M_{pl,a}$	Nulllinienlage	$M_{pl,Rd}$
[-]	[m]	[mm]	[cm ²]	[N/mm ²]	[kN]	[N/mm ²]	[kNm]	[-]	[kNm]
V1-1	0,86	215	1,27	569	72,1	330	121	im Steg	137
V1-2	0,62	155	1,72	569	98,1	330	121	im Steg	142
V1-3	0,71	178	1,98	569	113	330	121	im Steg	145
V2-1	1,13	283	2,40	567	136	316	695	im Steg	745
V2-2	1,45	363	5,81	567	329	341	750	im Steg	866
V2-3	1,37	343	5,49	567	311	308	678	im Steg	786

Wie in Abschnitt 6.4.2 erläutert ist die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ für Fahnenblechanschlüsse kein absoluter Wert, sondern von der Anschlussquerkraft anhängig. Die Klassifizierung der 6 Anschlüsse nach der Tragfähigkeit wäre deshalb bei alleinigem Vergleich der Zahlenwerte für die maximale Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ des jeweiligen Anschlusses und für die vollplastische Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ des angeschlossenen Trägers u. U. unvollständig. Zweckmäßig ist hingegen die Betrachtung der vollständigen M - φ -Charakteristiken, wobei in diese die Grenzen zwischen gelenkigen, teiltragfähigen und volltragfähigen Anschlüssen, die sich mit Bezug auf die in Tabelle 6-16 und Tabelle 6-17 ausgewiesenen vollplastischen Momententragfähigkeiten $M_{pl,Rd}$ ergeben, als horizontale Linien eingetragen werden. Die Diagramme in Abbildung 6-66 bis Abbildung 6-71 zeigen für die Versuche V1-1 bis V2-3 die M - φ -Kurven und die auf $M_{pl,Rd}$ basierenden Grenzen zwischen volltragfähigen, teiltragfähigen und gelenkigen Anschlüssen gemäß den Varianten 1 und 2.

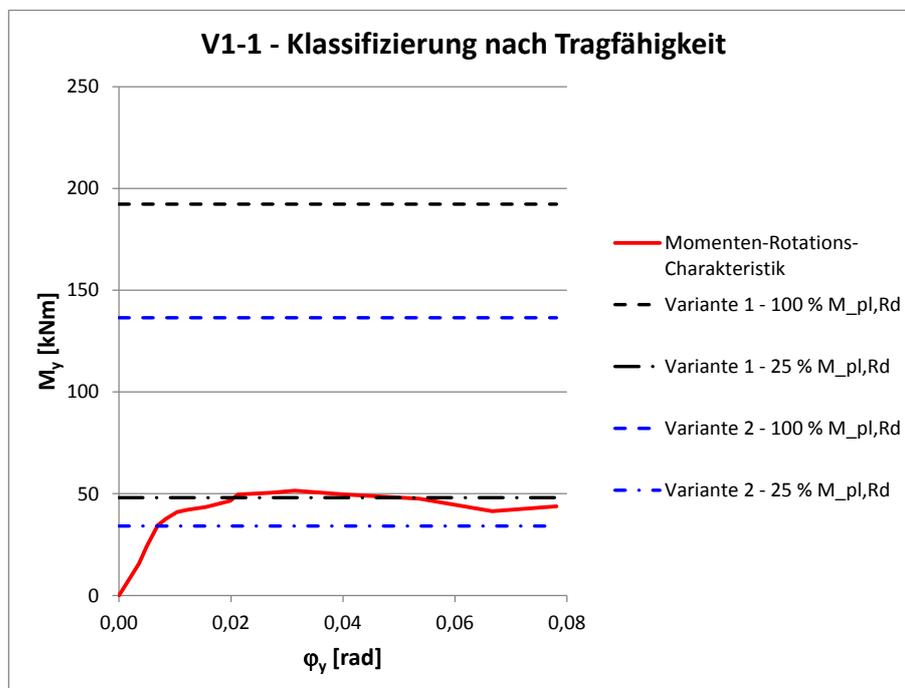


Abbildung 6-66: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V1-1

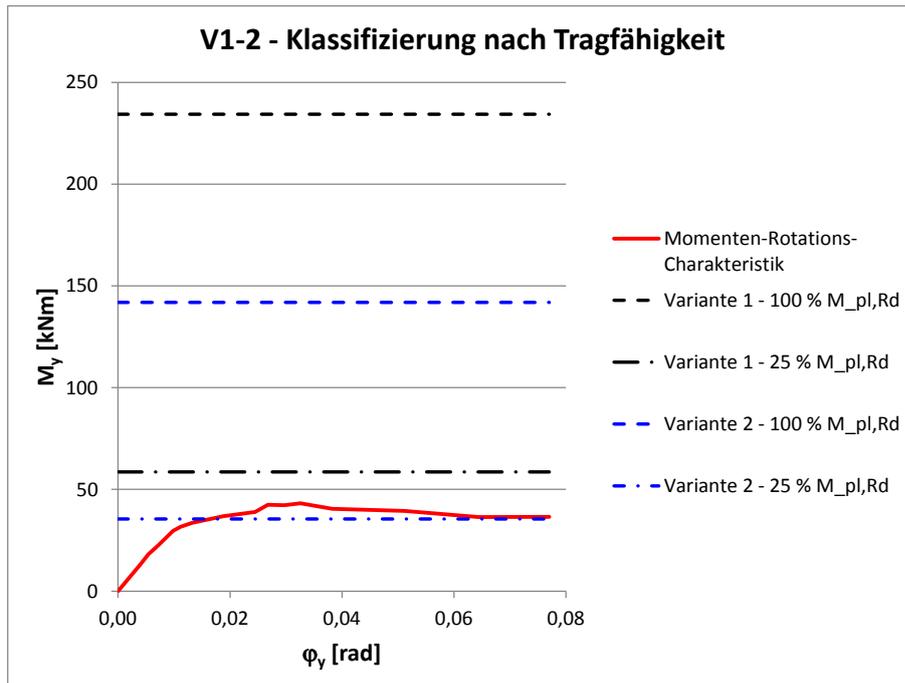


Abbildung 6-67: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V1-2

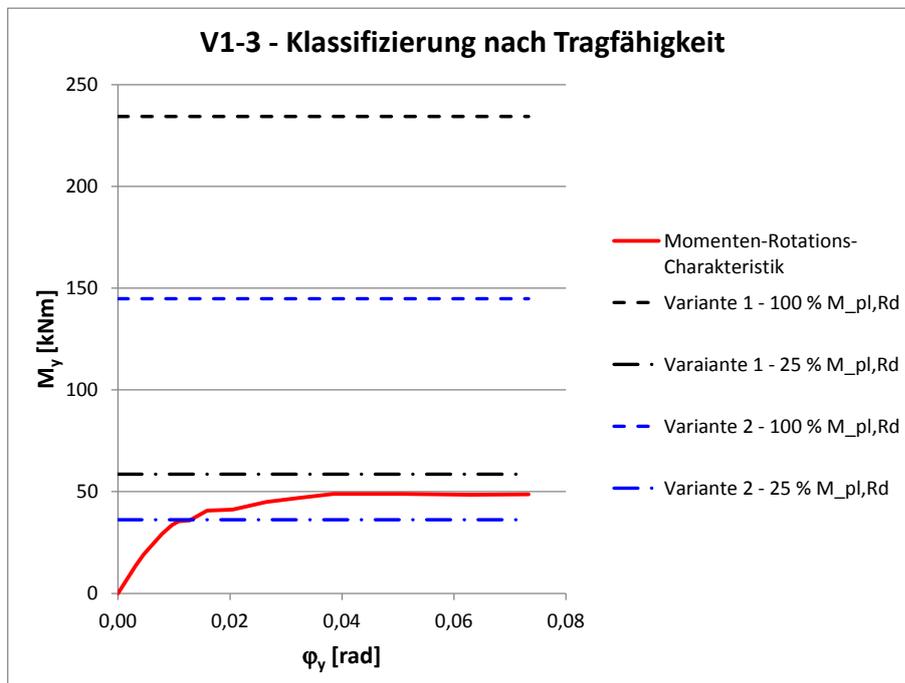


Abbildung 6-68: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V1-3

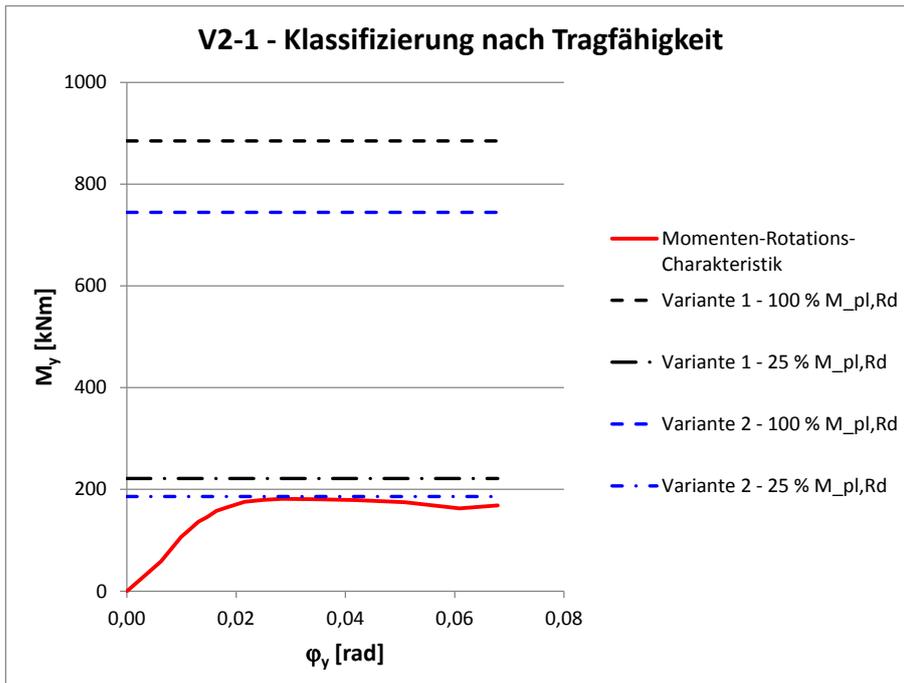


Abbildung 6-69: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V2-1

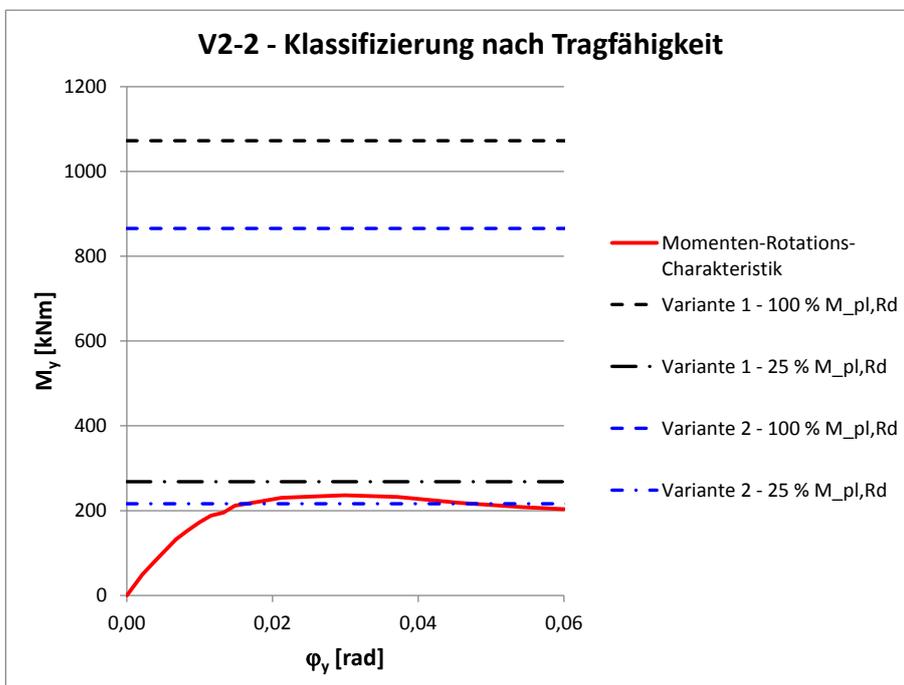


Abbildung 6-70: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V2-2

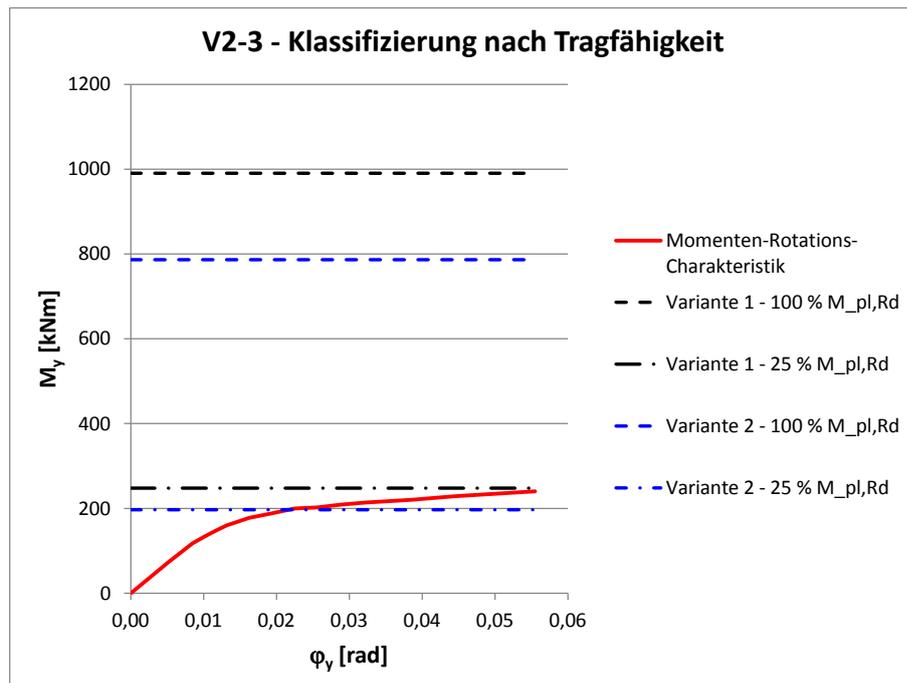


Abbildung 6-71: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit, V2-3

Legt man der Klassifizierung nach der Tragfähigkeit die Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ der Sekundärträger nach Variante 1 zugrunde, bei der als mittragende Breite $b_{eff,2}$ die vorhandene Gurtbreite $b = 1200$ mm in Ansatz gebracht wird, dann sind die Anschlüsse aller Versuche mit Ausnahme von V1-1 als gelenkig einzustufen (vorbehaltlich einer ausreichenden Rotationskapazität, siehe Abschnitt 6.4.3.3), wobei bei V1-1 nur ganz knapp die Grenze zwischen gelenkig und teiltragfähig überschritten wird.

Bei Berechnung von $M_{pl,Rd}$ nach Variante 2 unter Ansatz der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ in Anlehnung an [15], 5.4.1.2, lassen sich die Anschlüsse der Versuchsreihe 1 als teiltragfähig klassifizieren, wobei der Anschluss von Versuch V1-2 nach querkraftbedingter Abnahme seiner Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ an der Grenze zur Einstufung als gelenkiger Anschluss liegt. Die Anschlüsse der Versuchsreihe 2 weisen eine Momententragfähigkeit auf, die an der Grenze zwischen gelenkig und teiltragfähig liegt. Versuch V2-1 ist gerade noch als gelenkig zu bewerten, Versuch V2-2 fällt mit dem Maximalwert $M_{j,Rd}$ der Momententragfähigkeit in den teiltragfähigen Bereich, nach querkraftbedingter Abnahme der Momententragfähigkeit wird aber wieder die Grenze zum Bereich einer gelenkigen Klassifizierung überschritten. Bei Versuch V2-3 wird die Grenze zwischen gelenkig und teiltragfähig überschritten und der Anschluss kann als teiltragfähig gelten, wobei anzumerken ist, dass im Versuch kein absolutes Maximum für $M_{j,Rd}$ erreicht wurde und der weitere Verlauf der M - ϕ -Kurve über den versuchstechnisch abgesicherten Rotationsbereich hinaus nicht bekannt ist.

Die Interpretation der Diagramme in Abbildung 6-66 bis Abbildung 6-71 verdeutlicht, dass die Klassifizierung der 6 Verbundträgeranschlüsse nach ihrer Tragfähigkeit weni-

ger eindeutig möglich ist als die Klassifizierung nach ihrer Steifigkeit. Dies liegt daran, dass die Grenzen zwischen den Tragfähigkeitsklassen anhand der Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ der angeschlossenen Bauteile festgelegt werden, welche in hohem Maß davon abhängt, wie groß die mittragende Breite im Bereich negativer Momente angenommen wird. Unter Würdigung der Tatsache, dass die mittragende Breite im Traglastzustand stark von der Rissbildung und dem Fließen des Betonstahls abhängig ist (vgl. [24], Seite 266 f.) und mit Bezug auf die Rissbilder (vgl. Abbildung 6-78 bis Abbildung 6-83), die auf ein Mitwirken der gesamten Gurtbreite von 1,20 m hindeuten, spricht vieles für eine Berechnung nach Variante 1. Demzufolge sind die Anschlüsse aller Versuche als gelenkig zu klassifizieren.

Andererseits fügen sich auch Anschlüsse mit langen Fahnenblechen vollständig in das Konzept der Eurocodes ein:

Die Berechnung der mittragenden Gurtbreiten ist in [15], 5.4.1.2 beschrieben. Unter Absatz (8) heißt es dort sinngemäß, dass bei Hochbautragwerken die Einflüsse der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens von Anschlüssen auf die Momentenverteilung bei der Ermittlung der äquivalenten Stützweite L_e zu berücksichtigen sind. Eine Einschränkung hinsichtlich der Art der Anschlüsse besteht nicht. Mit diesem Hinweis kann demnach die Bestimmung der mittragenden Gurtbreiten nach [15], 5.4.1.2, für allgemeine Fälle erfolgen, Bedingung ist nur die zutreffende Ermittlung der äquivalenten Stützweiten L_e . Mit Kenntnis der mittragenden Gurtbreite $b_{eff,2}$ im Bereich negativer Momente kann die Berechnung der vollplastischen Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ des Verbundträgerquerschnitts erfolgen. Diese ist in [15], 6.2.1.2 geregelt, nach Absatz c) wirken im Betonstahl im Bereich mittragender Gurtbreiten Spannungen mit dem Bemessungswert f_{sd} . Unter Verwendung der ermittelten vollplastischen Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ kann schließlich nach Maßgabe von [14], 5.2.3, die Klassifizierung des Anschlusses nach seiner Tragfähigkeit erfolgen. Bei streng formalem Vorgehen stellt sich die Frage nach einer auf Traglastniveau größeren mittragenden Breite eigentlich nicht.

Insofern erweisen sich bei einer Klassifizierung in Anlehnung an [14] in Verbindung mit [15] die Anschlüsse der Versuchsreihe 1 wie oben beschrieben als teiltragfähig. Dabei liegt die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ nahe der unteren Grenze zwischen gelenkigen und teiltragfähigen Anschlüssen. Die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ der Anschlüsse der Versuchsreihe 2 fällt praktisch mit dieser Begrenzung zusammen.

Zu bedenken ist, dass es sich bei den auf $M_{pl,Rd}$ basierenden Bereichsgrenzen um Rechenwerte handelt, wohingegen die Anschluss­tragfähigkeit $M_{j,Rd}$ experimentell bestimmt worden ist. Hinsichtlich einer verlässlichen Klassifizierung müssten aber die Tragfähigkeiten des Anschlusses und des Trägers selbst entweder beide berechnet oder beide experimentell bestimmt werden. Letzteres ist an ein und demselben Träger aber technisch nicht möglich.

Für die Klassifizierung eines Anschlusses als gelenkig fordert [14] in Absatz 5.2.3.2 (3) eine „ausreichende Rotationskapazität“. Die Thematik der Rotationskapazität wird im folgenden Abschnitt aufgegriffen.

6.4.3.3 Rotationskapazität der Anschlüsse

Gemäß [14], 6.1.2.4 (1), wird mit der Rotationskapazität ϕ_{Cd} „die maximale Rotation in einer Momenten-Rotations-Charakteristik bezeichnet“. In Verbindung mit Bild 6.1 c) aus [14] (vgl. Abbildung 6-48) wird deutlich, dass zur größten Rotation ϕ_{Cd} die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ gehört. Dabei wird $M_{j,Rd}$ bereits bei einer Rotation ϕ_{Xd} erreicht, um mit der Zunahme der Rotation bis zu ϕ_{Cd} konstant zu bleiben. Bei einer Rotation ϕ_{Xd} bildet sich im Anschluss demnach ein Fließgelenk aus, so dass auch nach Erreichen von $M_{j,Rd}$ eine Laststeigerung möglich ist, sofern das Tragwerk aufgrund seiner statischen Unbestimmtheit an anderer Stelle noch über Tragreserven verfügt. Die Laststeigerung ist möglich, bis alle plastischen Reserven des Tragwerks ausgenutzt sind oder bis die Rotationskapazität ϕ_{Cd} des ersten Anschlusses (bzw. Querschnitts) ausgeschöpft ist.

Die M- ϕ -Charakteristiken der Fahnenblechanschlüsse aus den Versuchen fallen wie in Abschnitt 6.4.2 beschrieben aufgrund der Momenten-Querkraft-Interaktion teilweise nach Erreichen des größten Anschlussmomentes wieder ab, wobei Pressenkraft und Querkraft unter Zunahme der Rotation weiter ansteigen. In Bild 6.1 c) aus [14] bleibt die M- ϕ -Kurve hingegen nach Erreichen des maximalen Anschlussmomentes konstant.

Sofern die Traglast und damit die Größe der in das Fahnenblech einleitbaren Querkraft nicht durch ein vorzeitiges Erreichen der Momententragfähigkeit des Feldquerschnitts limitiert ist, gehört es zum Wesen der Fahnenblechanschlüsse, dass die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ mit zunehmender Rotation ϕ zugunsten einer ansteigenden Querkrafttragfähigkeit $V_{j,Rd}$ abnimmt. Mit der Querkrafttragfähigkeit steigt bei ausreichend großer Rotationskapazität ϕ_{Cd} und bei Reserven des Feldquerschnitts die Traglast des Systems, so dass ein Fahnenblechanschluss durch alleinige Angabe seiner Momenten-Rotations-Charakteristik nur unvollständig beschrieben wäre. Darum ist es zweckmäßig, die Momenten-Rotations-Charakteristik um eine Querkraft-Rotations-Charakteristik zu ergänzen und es wird vorgeschlagen, für Fahnenblechanschlüsse die Rotationskapazität wie folgt zu definieren:

Die Rotationskapazität ϕ_{Cd} ist die größtmögliche Rotation, die ein Fahnenblechanschluss ertragen kann. Da die Rotation mit größer werdender Anschlussquerkraft stetig zunimmt, ist die Rotationskapazität ϕ_{Cd} gleichsam durch die Querkrafttragfähigkeit $V_{j,Rd}$ des Anschlusses vorgegeben. In der Regel gehört zu ϕ_{Cd} eine Momententragfähigkeit, die kleiner als die maximale Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ ist, weil die Momententragfähigkeit mit größer werdender Querkraft abnimmt.

In Abbildung 6-72 und Abbildung 6-73 sind die Querkraft-Rotations-Beziehungen für beide Versuchsreihen dargestellt, Zahlenwerte können Tabelle 6-9 bis Tabelle 6-14 entnommen werden.

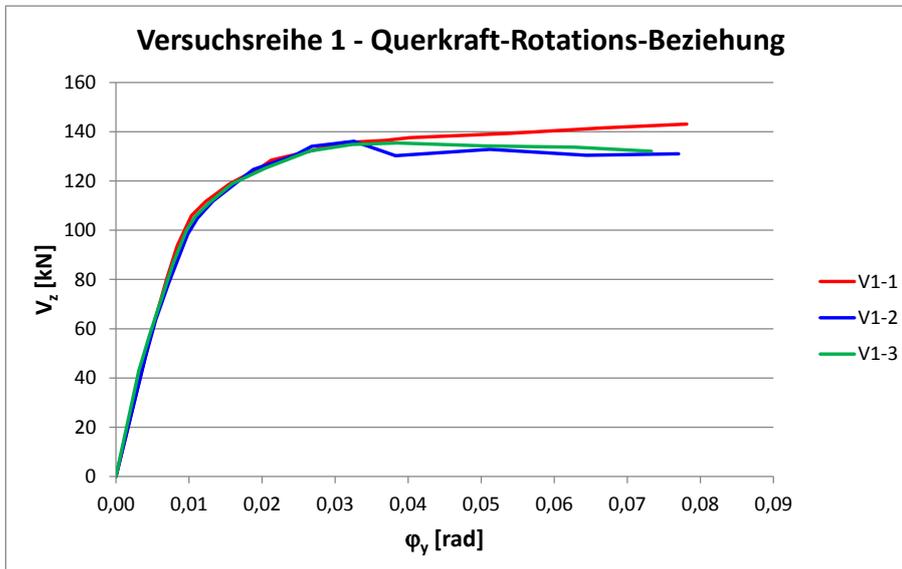


Abbildung 6-72: Querkraft-Rotations-Beziehung (Versuchsreihe 1)

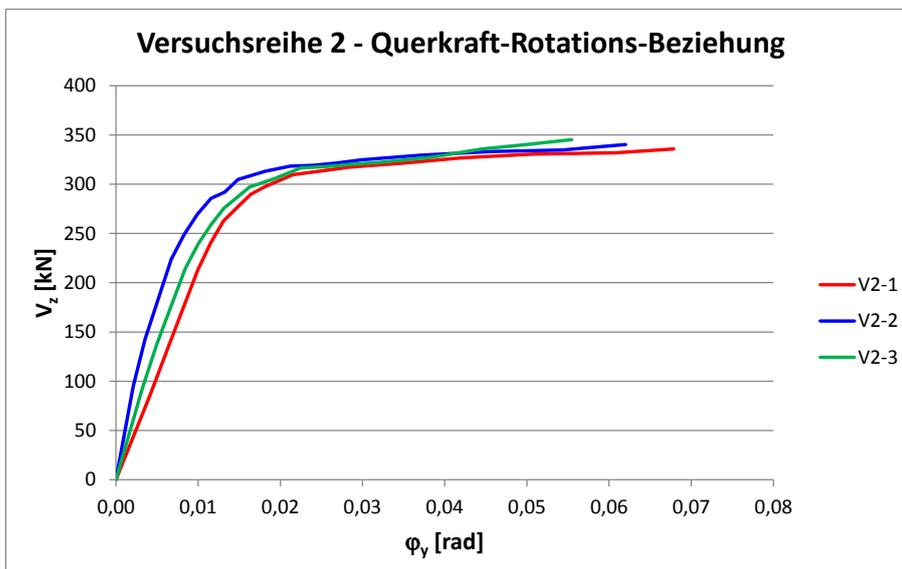


Abbildung 6-73: Querkraft-Rotations-Beziehung (Versuchsreihe 2)

Man erkennt, dass bei keinem der Versuche ein signifikanter Querkraftabfall aufgetreten ist. Bei V1-1 und allen Versuchen der Reihe 2 steigt die Querkraft nach Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich bis zur Laststufe 13 leicht an. V1-2 weist die bereits in Zusammenhang mit Abbildung 6-50 beschriebene Unstetigkeit auf, nach geringfügigem Abfallen bleibt die Querkraft aber auf einem hohen Niveau praktisch konstant. Bei V1-3 ist nach Augenschein ein leichter Abfall der Querkraft zu beobachten, bei Betrachtung der Zahlenwerte entspricht die Abnahme der Querkraft von 135 kN auf 132 kN etwa 2 %, was in Anbetracht der Messgenauigkeit der Kraftmessdosen und der Methode der Winkelmessung unerheblich erscheint. Zwar ist im Kraft-Zylinderweg-Diagramm (siehe Abbildung 6-4) ab Laststufe 11 bis 12 eine tendenziell abfallende Traglast zu verzeichnen, den Erläuterungen in Abschnitt 6.4.2. zufolge ist die Ursache dafür aber vielmehr in einer Ausnutzung des Trägerquerschnitts in Feld 1 zu suchen und nicht in einer absinkenden Querkrafttragfähigkeit.

Gemäß obiger Definition können die Anschlüsse aller Versuche bis einschließlich Laststufe 13 als tragfähig bezeichnet werden, auch wenn bei den Versuchen V1-1, V1-2, V2-1 und V2-2 das Anschlussmoment nach Erreichen des Maximalwertes wieder abklingt. Die Rotationskapazität der Anschlüsse ist demnach mindestens so groß wie die auf den genannten Laststufen jeweils gemessene Rotation. Für Versuch V2-3 muss einschränkend angemerkt werden, dass die M - φ -Charakteristik bis zum Versuchsende einen steigenden Verlauf besitzt, so dass die Angabe von $M_{l,Rd}$ und ϕ_{Cd} streng genommen nicht möglich ist. Beide Werte sind deshalb für V2-3 als untere Grenzwerte zu betrachten, die mit Sicherheit erreicht werden. In Tabelle 6-18 sind die Rotationskapazitäten zusammengestellt.

Tabelle 6-18: Experimentell ermittelte Rotationskapazitäten

Versuch	ϕ_{Cd} [rad]	Laststufe
V1-1	0,0781	13
V1-2	0,0770	13
V1-3	0,0733	13
V2-1	0,0679	13
V2-2	0,0620	13
V2-3	> 0,0555	13

In [14], 5.2.3.2 (3), wird für nach der Tragfähigkeit als gelenkig klassifizierte Anschlüsse eine „ausreichende Rotationskapazität“ gefordert. Wie groß „ausreichend“ ist, wird nicht näher erläutert, da die erforderliche Rotationskapazität vom jeweiligen Tragwerk, den Querschnittsklassen, usw. abhängt. Üblicherweise wird angestrebt, die plastische Momententragfähigkeit des Feldquerschnitts auszunutzen. Dazu müssen die Anschlüsse auch nach Erreichen ihrer Tragfähigkeit eine weitere Rotation zulassen, die so groß sein muss, dass der Feldquerschnitt voll ausgenutzt werden kann.

Um die Größenordnung der im Versuch ermittelten Rotationskapazitäten relativieren zu können, wird für jede Versuchsreihe ein ideal gelenkig gelagerter Einfeldträger be-

trachtet, der in Feldmitte mit einer Einzellast belastet ist, die so groß ist, dass die Momententragfähigkeit M_{Rd} des Feldquerschnitts (unter Berücksichtigung des teilweisen Verbundes) ausgenutzt wird. Die sich dabei einstellende Rotation kann als obere Grenze für die zur Ausnutzung von M_{Rd} erforderliche Rotationskapazität betrachtet werden, denn bei nicht gelenkiger Lagerung mit den Eigenschaften des realen Anschlusses wäre die sich einstellende Rotation geringer, so dass auch eine geringere Rotationskapazität genügen würde.

Materialkennwerte und Querschnitt korrespondieren mit den Versuchskörpern (V1-1 bzw. V2-1), jedoch wird die Gurtbreite wie für Verbundträger in einem realen Bauwerk gewählt, für Reihe 2 wird außerdem abweichend von den Versuchen die realistische Länge von ca. 11 m angenommen. Die Verbundsicherung erfolgt durch Kopfbolzendübel im Abstand von 300 mm wie in den Versuchen als teilweise Verdübelung. Mit der Tragfähigkeit P_{Rd} der Kopfbolzendübel nach [15] (vgl. Tabelle 6-7) kann die Momententragfähigkeit des Feldquerschnitts M_{Rd} berechnet werden und daraus die Last, die zur Ausnutzung von M_{Rd} erforderlich ist.

Die Berechnung der Endverdrehung kann nicht von Hand erfolgen, weil durch den teilweisen Verbund mit Fließen der Kopfbolzendübel und die Ausbildung von Fließzonen im Stahlträger die Elastizitätstheorie nicht mehr gilt. Deshalb wird eine physikalisch nichtlineare Berechnung mit Hilfe der EDV [49] auf Grundlage der Finite-Elemente-Methode (FEM) mit Schalenelementen, nichtlinearen Materialeigenschaften und bilinearen Federn für die Kopfbolzendübel (Anfangssteifigkeit $c_{KBD} = c_s = 2000 \text{ kN/cm}$ gemäß [11], (924)) durchgeführt. In Kapitel 7 ist ein analog aufgebautes, aber wesentlich umfangreicheres FEM-Modell, das auch die Anschlussdetails abbildet, ausführlich beschrieben, so dass an dieser Stelle auf weitere Erläuterungen verzichtet werden kann. Wichtig ist noch, dass die vorab ermittelte und mit M_{Rd} korrespondierende Last schrittweise aufgebracht wird. Im Vergleich zur Handrechnung ist die Traglast nach EDV-Berechnung wegen der auf Druck wirkenden Bewehrung und der Verfestigung des Baustahls nach Überschreiten der Streckgrenze etwas größer (vgl. Spalten „F (M_{Rd})“ und „F (EDV)“ in Tabelle 6-19). Die Endverdrehung wird aus den Horizontalverformungen der Stahlträgerflansche am Trägerende rückgerechnet.

Tabelle 6-19 enthält die wesentlichen Berechnungsparameter und die berechnete Endverdrehung, exemplarisch für Versuchsreihe 1 zeigt Abbildung 6-74 das FEM-Modell, Abbildung 6-75 den in Feldmitte plastizierten Stahlträger, Abbildung 6-76 die Kräfte in den als Federn modellierten Kopfbolzendübeln und Abbildung 6-77 die Horizontalverformungen am Trägerende, aus denen die Rotation berechnet wird.

Tabelle 6-19: Berechnungsparameter für Endverdrehung von Verbundeinfeldträgern auf Traglastniveau

Versuch	L	$b_{\text{eff},1}$	Material	P_{Rd}	C_{KBD}	Anzahl Dübel	Dübelabstand
[-]	[m]	[mm]	[-]	[kN]	[kN/cm]	[-]	[mm]
Reihe 1	6,00	1.500	wie V1-1	58,0	2.000	21	300
Reihe 2	11,10	2.500	wie V2-1	111	2.000	38	300

Versuch	$M_{\text{pl,Rd}}$	M_{Rd}	F (M_{Rd})	F (EDV)	Endverdrehung φ_y
[-]	[kNm]	[kNm]	[kN]	[kN]	[rad]
Reihe 1	308	231	154	165	0,0317
Reihe 2	1390	1200	432	475	0,0459

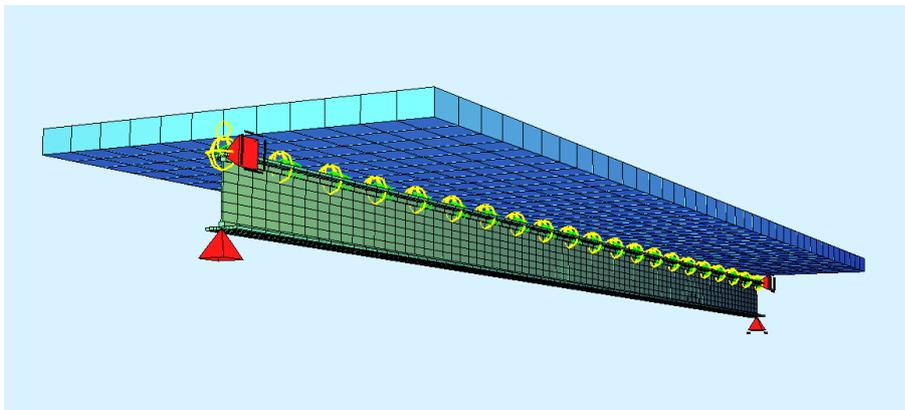


Abbildung 6-74: FEM-Modell für Verbundträger (Querschnitt analog Reihe 1)

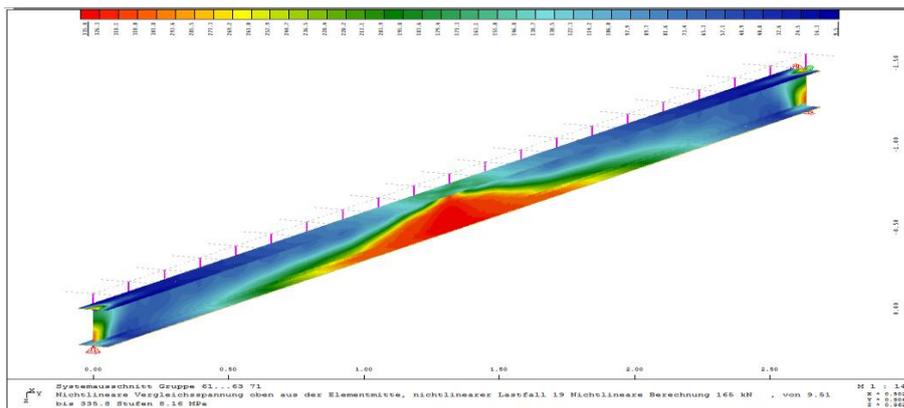


Abbildung 6-75: Fließzone (rot) im Stahlträger (analog Reihe 1)

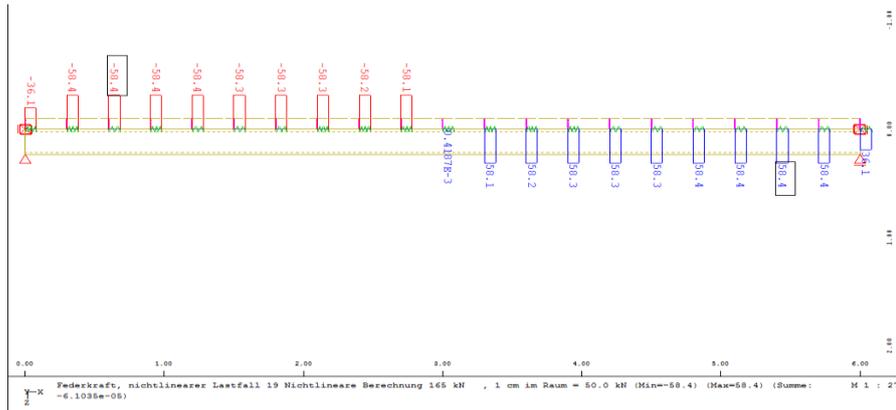


Abbildung 6-76: Dübelkräfte (überwiegend plastisch; analog Reihe 1)

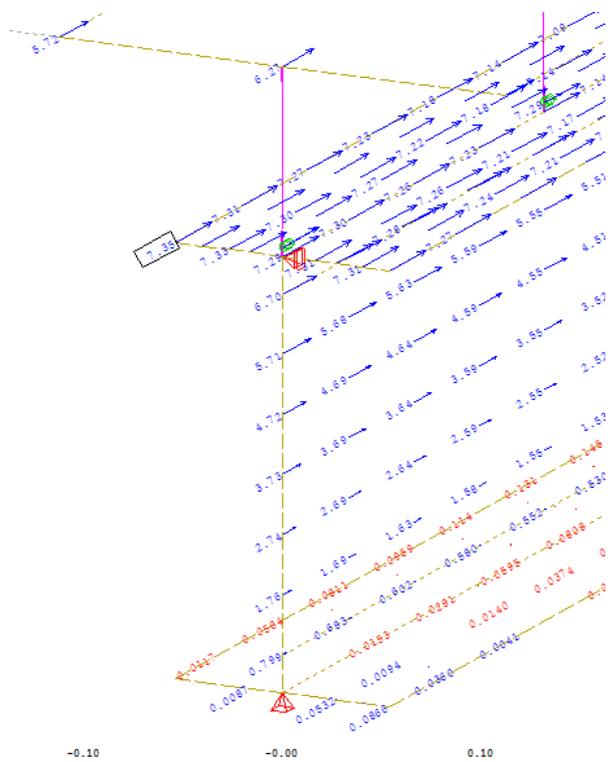


Abbildung 6-77: Horizontalverformungen am Stahlträgerende (analog Reihe 1)

Damit das Feldmoment die Größe des plastischen Momentes M_{Rd} (unter Berücksichtigung der Teilverdübelung) erreichen kann, muss sich das Trägerende von Verbundträgern wie bei Versuchsreihe 1 um ca. 0,032 rad verdrehen können, bei Versuchsreihe 2 um 0,046 rad. Der Vergleich mit den in Tabelle 6-18 ausgewiesenen Rotationskapazitäten bestätigt, dass diese „ausreichend“ (siehe [14]) sind. Es ist aber zu beachten, dass die durchgeführten Berechnungen an Einfeldsystemen mit Einzellast Beispielcharakter besitzen. Ob die Rotationskapazität ϕ_{Cd} eines Anschlusses „ausreichend“ ist, ist im Einzelfall zu überprüfen und hängt u.a. von den Materialeigenschaften, vom statischen System und von Lastart und –größe ab.

6.4.3.4 Zusammenstellung der Anschlusskenngrößen

An dieser Stelle sind die wesentlichen Aspekte aus den vorangegangenen Abschnitten komprimiert dargestellt. Die ermittelten Anschlusskenngrößen sind noch einmal übersichtlich in Tabelle 6-20 zusammengefasst.

- Bei Klassifizierung nach der Steifigkeit sind alle Anschlüsse mit Ausnahme des Anschluss von Versuch V2-1 als verformbar einzustufen, der Anschluss von V2-1 ist als gelenkig einzustufen.
- Die Größe des Schraubenschlupfes infolge des Lochspiels unterliegt innerhalb gewisser Grenzen dem Zufall, weshalb auch die Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ in Abhängigkeit davon streut. Im Einzelfall kann dies auch Auswirkungen auf die Klassifizierung nach der Steifigkeit haben.
- Die Klassifizierung nach der Tragfähigkeit ist abhängig von der Momententragfähigkeit des Verbundquerschnitts im Anschlussbereich, die wegen der auf Traglastniveau im Grunde unbekanntem mittragenden Breite $b_{eff,2}$ des Querschnitts nicht eindeutig benannt werden kann.
- Bei Klassifizierung nach der Tragfähigkeit handelt es sich bei den Anschlüssen der 6 Versuchsträger um gelenkige Anschlüsse bzw. liegen diese an der Grenze zwischen gelenkig und teiltragfähig. Gemäß der in Abschnitt 6.4.3.2 geführten Argumentation spricht nichts dagegen, alle Anschlüsse einheitlich als gelenkig einzustufen.
- Die Anschlüsse erfüllen dabei die Zusatzanforderung hinsichtlich einer ausreichenden Rotationskapazität ϕ_{Cd} . Dies konnte durch exemplarische Berechnung der Endverdrehung auf Traglastniveau von zwei Verbundträgern praxisüblicher Abmessungen gezeigt werden.
- Die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ von Fahnenblechanschlüssen hängt im Einzelfall von der auf dem jeweiligen Last- bzw. Verformungsniveau einwirkenden Querkraft ab. Solange mit zunehmender Rotation die Anschlussquerkraft steigerbar ist oder auf hohem Niveau konstant bleibt, bedeutet eine Abnahme der Momententragfähigkeit nicht den Verlust der Tragfähigkeit des Anschlusses, vorausgesetzt, es besteht die Möglichkeit der Momentenumlagerung vom Anschluss zum Feldquerschnitt. Da der umzulagernde Momentenanteil klein und die Tragfähigkeit des Feldquerschnitts groß ist, besteht diese Möglichkeit üblicherweise.
- In Tabelle 6-20 bezeichnet $M_{j,Rd,max}$ das größte im Versuch erzielte Anschlussmoment, ϕ_{Xd} die zu $M_{j,Rd,max}$ gehörende Rotation. $M_{j,Rd,min}$ ist das kleinste Anschlussmoment, das zwischen der Rotation ϕ_{Xd} und der Rotationskapazität ϕ_{Cd} nach Tabelle 6-18 auftritt. Mit $V_{j,Rd,max}$ und $V_{j,Rd,min}$ sind die größte und die kleinste Querkraft bezeichnet, die bei Rotationen zwischen ϕ_{Xd} und ϕ_{Cd} auftreten.

Tabelle 6-20: Zusammenstellung der Anschlusskenngrößen

Versuch	Klasse gemäß Steifigkeit	Klasse gemäß Tragfähigkeit	$S_{j,ini}$	ϕ_{kd}	ϕ_{Cd}	$M_{j,Rd,max}$	$M_{j,Rd,min}$	$V_{j,Rd,max}$	$V_{j,Rd,min}$
[-]	[-]	[-]	[kNm/rad]	[rad]	[rad]	[kNm]	[kNm]	[kN]	[kN]
V1-1	verformbar	gelenkig	4.402	0,0314	0,0781	51,5	41,4	143	136
V1-2	verformbar	gelenkig	3.285	0,0326	0,0770	43,2 ¹⁾	36,4	136 ¹⁾	130
V1-3	verformbar	gelenkig	4.327	0,0385	0,0733	49,0	49,0	135	134
V2-1	gelenkig	gelenkig	9.406	0,0283	0,0679	181	163	336	317
V2-2	verformbar	gelenkig	23.226	0,0300	0,0620	236	202	340	325
V2-3	verformbar	gelenkig	14.243	0,0555	> 0,0555	240 ²⁾	-	345	-

¹⁾ im Bereich der Unstetigkeit im M- ϕ -Verlauf; $M_{j,Rd,max}$ tritt zusammen mit $V_{j,Rd,max}$ auf

²⁾ größtes Moment, aber kein lokales Maximum; M- ϕ -Kurve steigt bis zum Versuchsende an

6.5 Verformung des Betongurtes

In Abbildung 6-78 bis Abbildung 6-83 sind die Rissbilder an der Betonoberfläche gezeigt. Die Abbildungen sind durch Zusammensetzen mehrerer Fotos mithilfe eines Bildbearbeitungsprogramms entstanden. Teilweise weisen sie deshalb Verzerrungen auf oder die Ränder sind beschnitten. Die Abbildungen sollen lediglich einen Gesamteindruck vom Rissbild vermitteln. Die Risse wurden im Zuge der Versuchsdurchführung markiert, die Ziffern geben die Laststufe an, auf der der jeweilige Riss entstanden ist. Dabei handelt es sich aber nicht um die 13 Laststufen, die im Nachgang für die detaillierte Auswertung ausgewählt wurden.

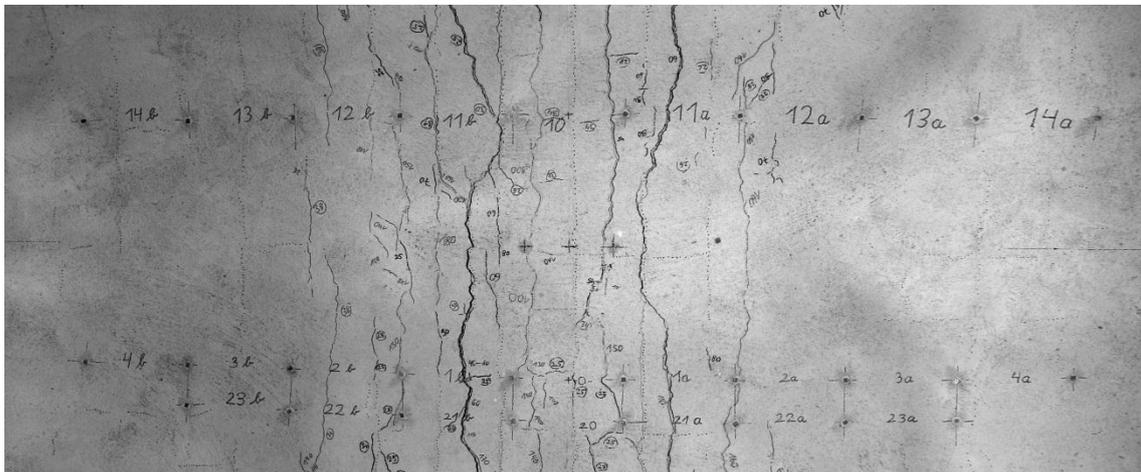


Abbildung 6-78: Rissbild des Betongurtes (V1-1)



Abbildung 6-79: Rissbild des Betongurtes (V1-2)

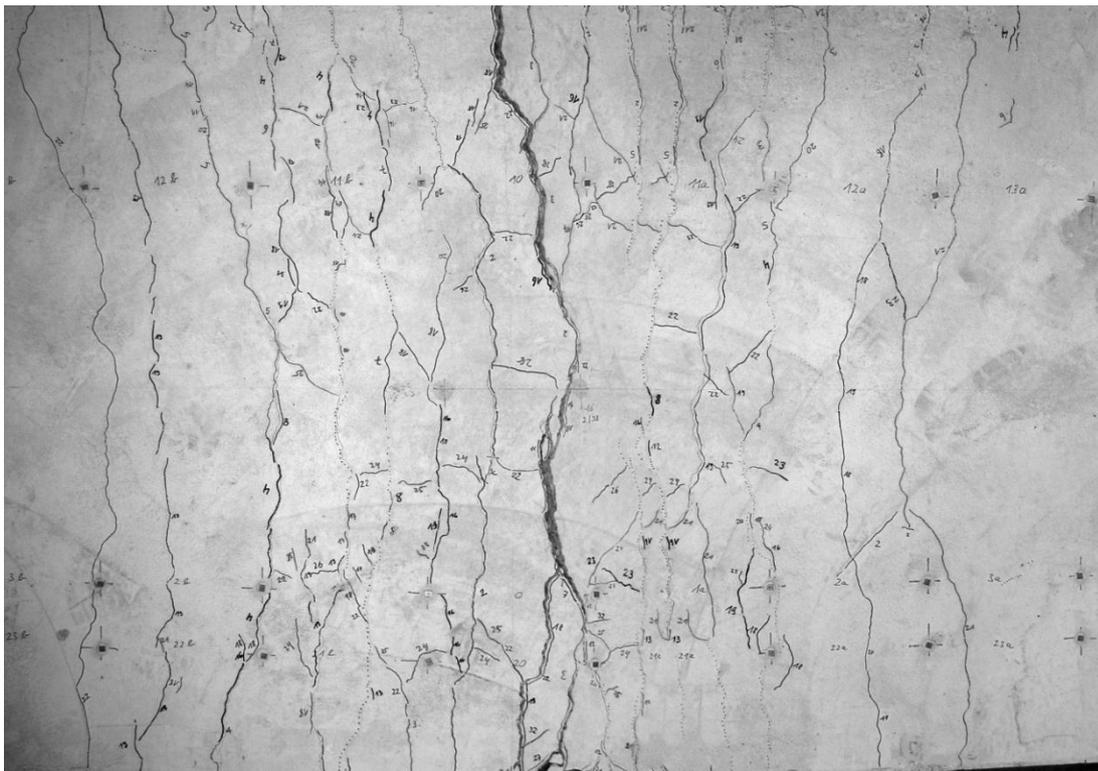


Abbildung 6-80: Rissbild des Betongurtes (V1-3)

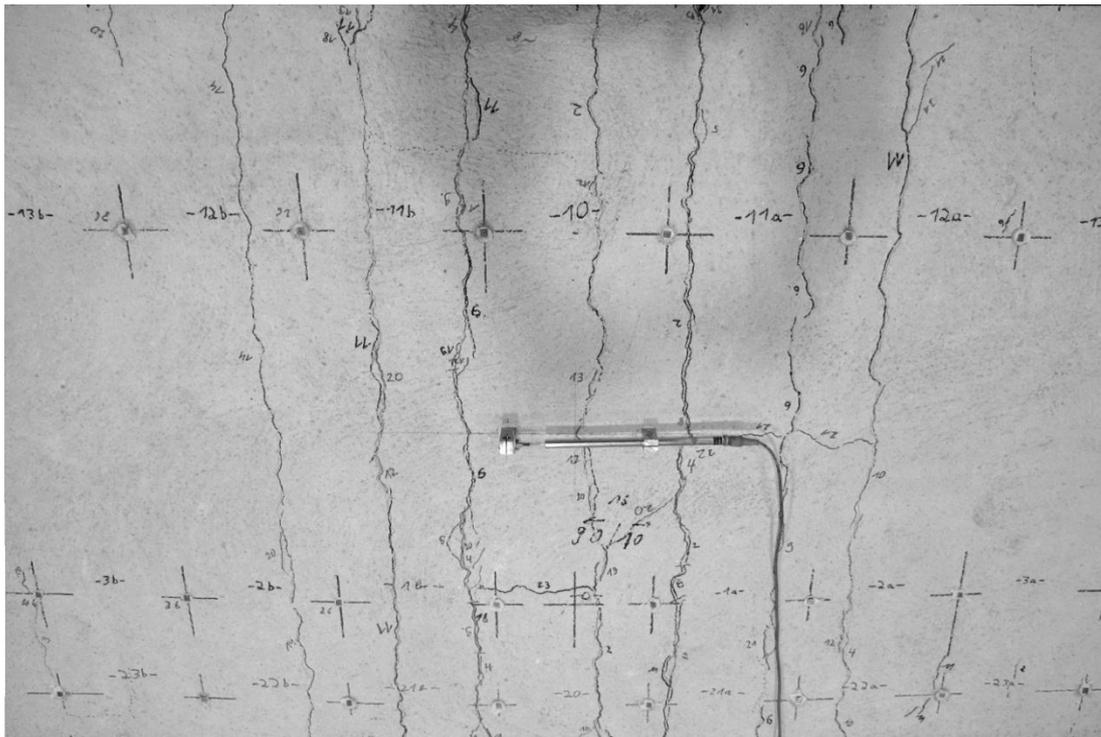


Abbildung 6-81: Rissbild des Betongurtes (V2-1)

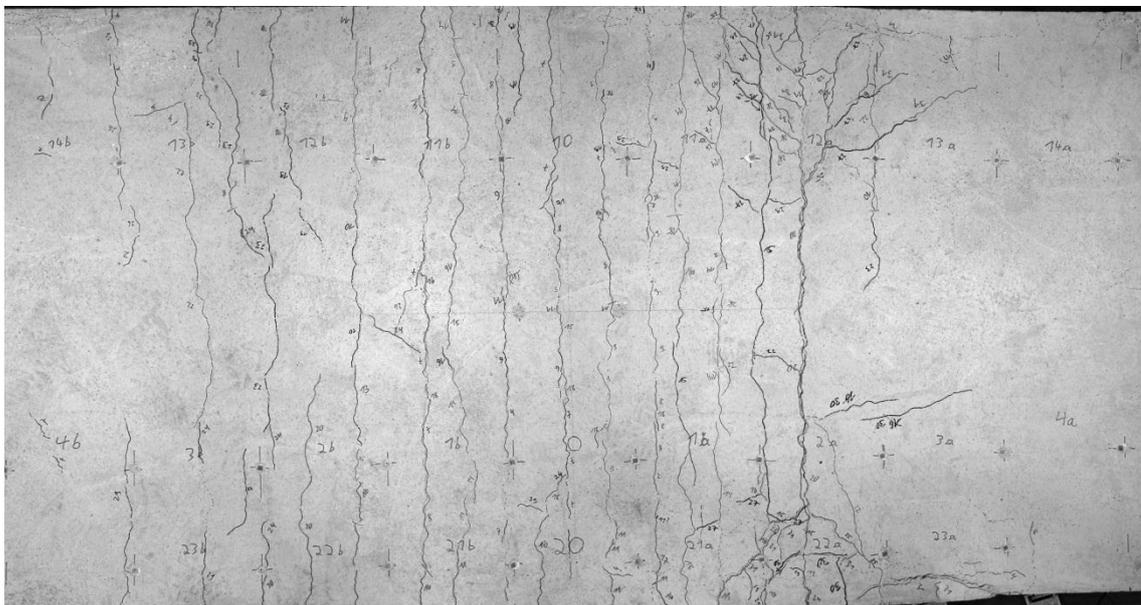


Abbildung 6-82: Rissbild des Betongurtes (V2-2)



Abbildung 6-83: Rissbild des Betongurtes (V2-3)

Allen Rissbildern ist gemein, dass sich die Risse über die gesamte Gurtbreite erstrecken und dass sie weitgehend parallel verlaufen. Wie bereits an anderer Stelle erwähnt wird dies als Indiz gewertet, dass insbesondere im Grenzzustand der Tragfähigkeit die mittigende Breite $b_{\text{eff},2}$ der vorhandenen Gurtbreite entspricht.

In den Diagrammen Abbildung 6-84 bis Abbildung 6-89 sind die mit dem Setzdehnungsmesser an der Betonoberfläche gemessenen Dehnungen über der x-Koordinate des Versuchskörpers angetragen ($x = 0$ in Hauptträgermitte, vgl. Abbildung 5-10). Dabei handelt es sich jeweils um über eine Strecke von 250 mm gemittelte Dehnungen. Sehr schön erkennt man die mit den großen Einzelrissen korrespondierenden Dehnungsspitzen.

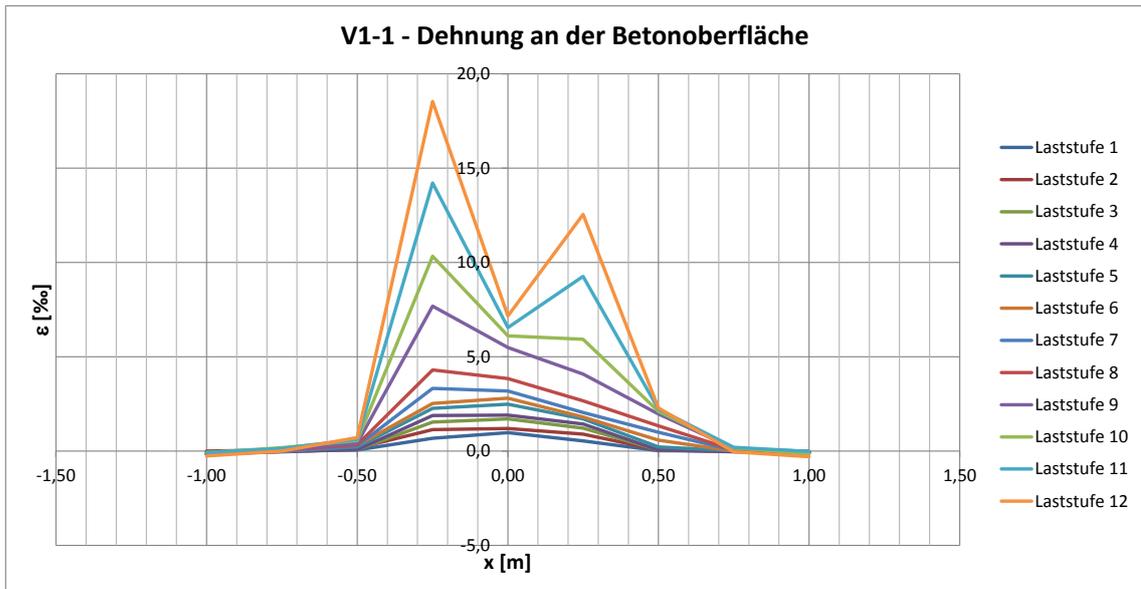


Abbildung 6-84: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V1-1)

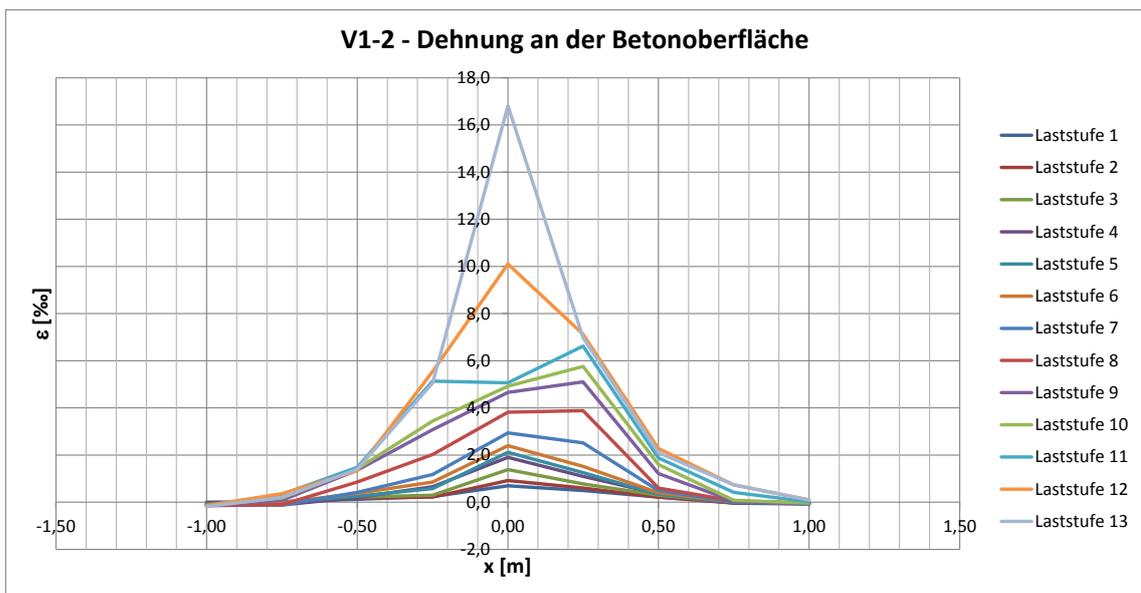


Abbildung 6-85: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V1-2)

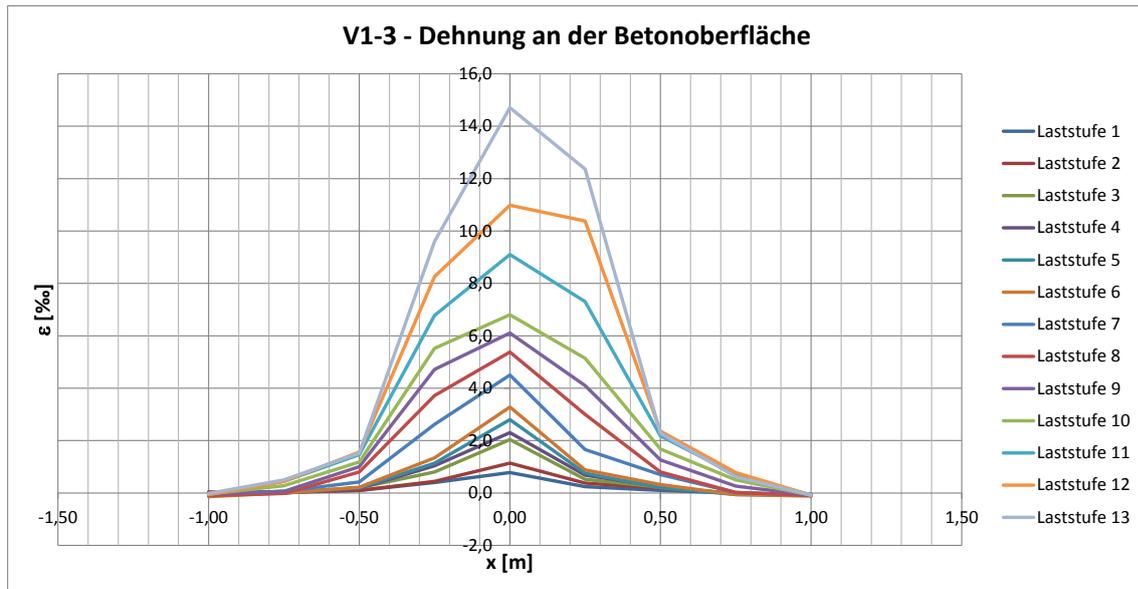


Abbildung 6-86: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V1-3)

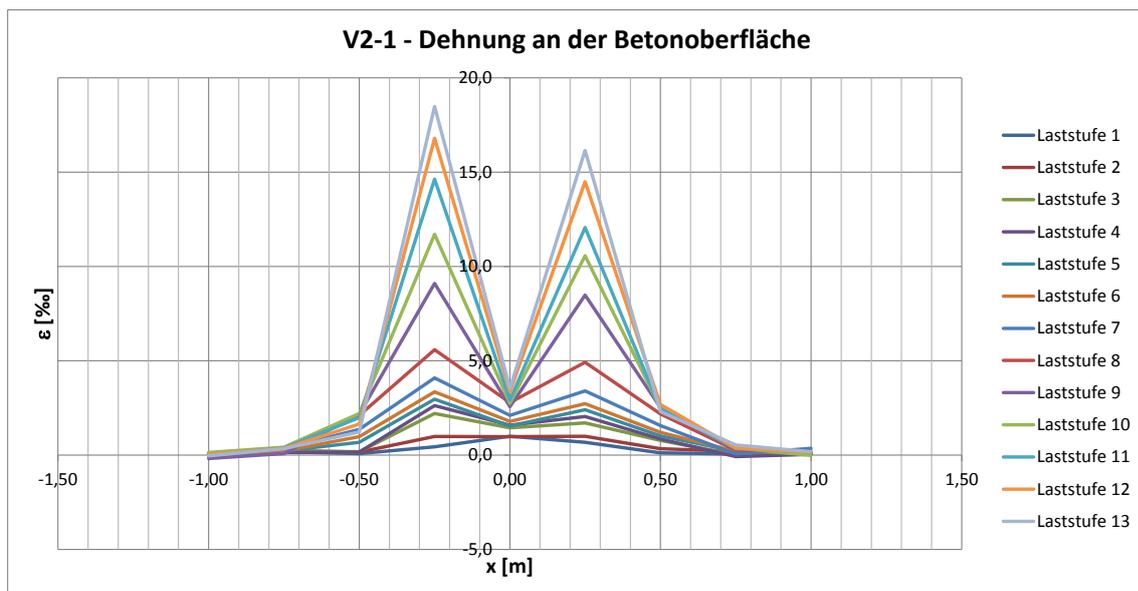


Abbildung 6-87: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V2-1)

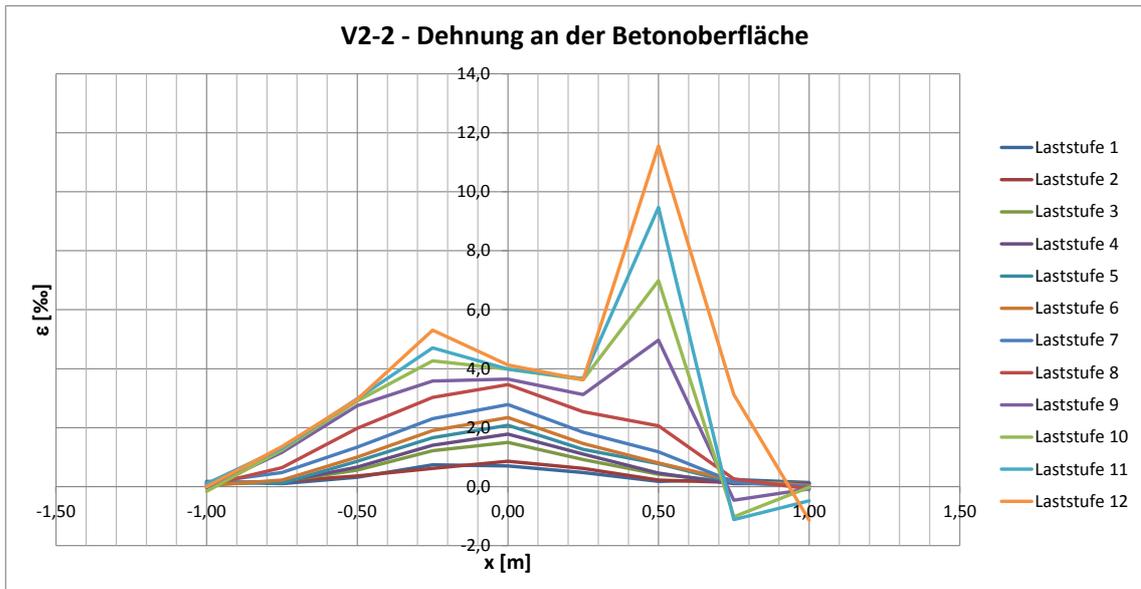


Abbildung 6-88: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V2-2)

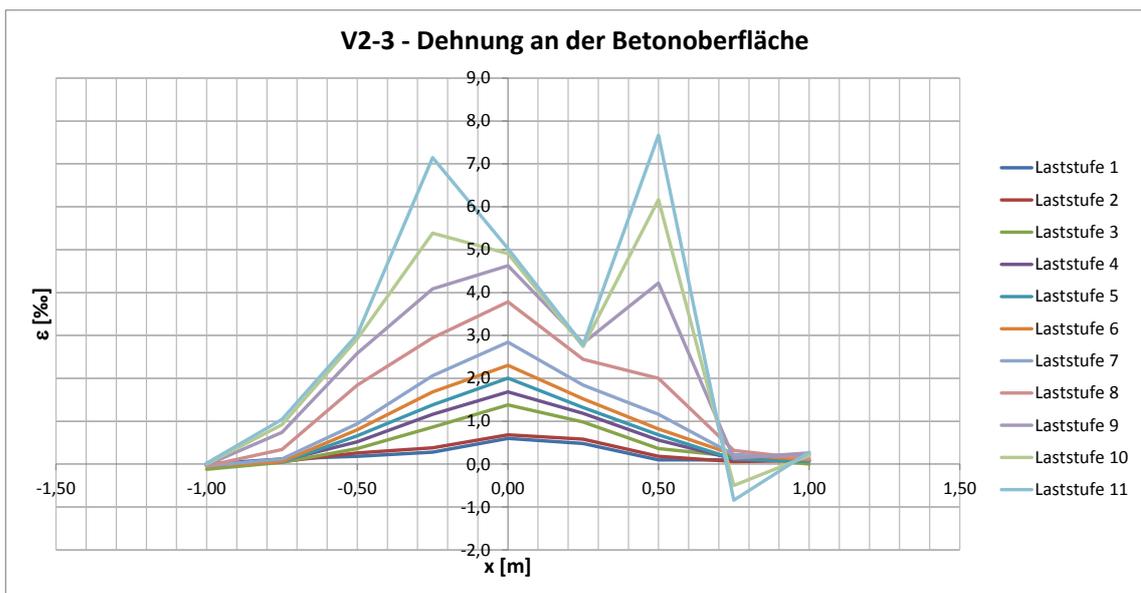


Abbildung 6-89: Mit Setzdehnungsmesser gemessene Betondehnungen (V2-3)

6.6 Teilschnittgrößen im Anschlussbereich

6.6.1 Hinweise zur Spannungsermittlung

Mit Dehnungsmessstreifen und Rosetten werden Dehnungen im Fahnenblech, im Stahlträger und in der Bewehrung gemessen. Im elastischen Bereich lassen sich die Dehnungen mit den üblichen Werten für den E-Modul von Baustahl und Betonstahl in Spannungen umrechnen. Dabei sind die mit den einaxial messenden DMS ermittelten Normalspannungen als gute Näherungswerte zu verstehen, wenn sie auf flächigen Bauteilen wie dem Fahnenblech eingesetzt werden, da mit ihnen eine Berücksichtigung der Querdehnung nicht möglich ist. Mit den Rosetten können alle Spannungskomponenten erfasst werden, solange sich der Werkstoff im elastischen Bereich befindet.

Aus den ermittelten Spannungen werden Erkenntnisse bezüglich der Verteilung der Schnittgrößen auf die am Anschluss beteiligten Bauteile abgeleitet.

6.6.2 Querkräfte

Von vorrangigem Interesse ist der Anteil der Querkraft, der vom Fahnenblechanchluss abgetragen wird. Der noch verbleibende Anteil wird aus Gleichgewichtsgründen vom Betongurt abgetragen.

Mit Hilfe der im Schnitt 2-2 auf dem Fahnenblech befindlichen Rosetten (vgl. Abbildung 5-20 ff.) können die Schubspannungen im Fahnenblech berechnet werden. Aus der Einschnittigkeit der Verbindung resultieren nach gängiger Bemessungspraxis (vgl. z.B. [29]) Torsionsschubspannungen, von denen im vorliegenden Fall eines Verbundträgers anzunehmen ist, dass sie aufgrund der Stabilisierung des Stahlträgers durch die Betonplatte nur in stark reduzierter Form auftreten. Mithilfe von Rosetten auf der Fahnenblechrückseite kann die Torsionsschubspannung kompensiert werden, indem die aus der Querkraft resultierende Schubspannung als Mittelwert der Messwerte der Rosetten auf Vorder- und Rückseite berechnet wird. Bei Versuchsreihe 1 steht ein solches Rosettenpaar zur Verfügung, bei Versuchsreihe 2 drei Rosettenpaare.

Wegen der Gleichheit zugeordneter Schubspannungen beträgt die Schubspannung infolge einer Querkraft an freien Rändern dünnwandiger Querschnitte $\tau = 0$. Zusammen mit den mit Hilfe der Rosetten ermittelten Schubspannungen stehen damit bei Versuchsreihe 1 drei Stützstellen zur Verfügung, um den Schubspannungsverlauf im Fahnenblech durch ein Polynom 2. Grades auszudrücken. Bei Versuchsreihe 2 sind es 5 Werte, so dass der τ -Verlauf durch ein Polynom 4. Grades dargestellt werden kann. Zwar sind die Fahnenbleche auch bei V2-1 und V2-2 rechteckig, jedoch gelten aufgrund der großen Höhe im Verhältnis zur Länge die aus der Balkentheorie bekannten Zusammenhänge (anders als bei Reihe 1 mit langen, niedrigen Fahnenblechen) nicht mehr ohne Weiteres. Deshalb wird der Polynomansatz 4. Grades verwendet. Versuch

V2-3 ist durch das am oberen Hauptträgerflansch angeschweißte Fahnenblech ein Sonderfall. In Schnitt 2-2 liegt oben kein freier Rand vor, so dass dort die Schubspannung nicht bekannt ist und damit eine Stützstelle weniger vorliegt. Deshalb kann für V2-3 nur ein Polynom 3. Grades zur Ermittlung des τ -Verlaufs über die Fahnenblechhöhe verwendet werden. Die derart berechnete Querkraft im Fahnenblech ist aber aufgrund des mit dem oberen Hauptträgerflansch verschweißten Fahnenblechs kritisch zu hinterfragen, da daraus ein komplexerer Spannungszustand im Fahnenblech resultiert. Gemäß Tabelle 6-22 ist die Querkraft im Fahnenblech bei V2-3 deutlich kleiner als bei V2-2. Die zusätzliche Schweißnaht führt augenscheinlich zu einem steiferen Anschluss, so dass anzunehmen ist, dass bei V2-3 größere Querkräfte im Fahnenblech wirken als bei V2-2, allerdings werden diese nicht allein in Form von Schubspannungen abgetragen. Aufgrund dieser Überlegung ist der in Tabelle 6-22 für V2-3 ausgewiesene Querkraftanteil nur als Anhaltspunkt zu betrachten.

Durch Integration der Schubspannungen über die Fahnenblechhöhe und Multiplikation mit der Fahnenblechdicke erhält man den Anteil der Querkraft, der vom Fahnenblech abgetragen wird. In Tabelle 6-21 und Tabelle 6-22 sind für beide Versuchsreihen die Ergebnisse zusammengestellt. Mit den Rosetten lassen sich Spannungen nur ermitteln, solange der Werkstoff nicht fließt. Nicht ausgefüllte Zellen der Tabelle bedeuten, dass Fließen im Werkstoff aufgetreten ist, die Auswertung wurde generell nur bis Laststufe 8 vorgenommen.

Tabelle 6-21: Anteilige Querkraft im Fahnenblech (Versuchsreihe 1)

Laststufe	V1-1			V1-2			V1-3		
	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$
[-]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[%]
1	43,3	18,1	41,7	48,8	28,8	59,0	42,9	24,3	56,6
2	58,9	27,6	46,9	63,5	37,4	58,8	57,5	32,9	57,2
3	80,2	42,9	53,6	78,5	44,1	56,2	86,7	45,7	52,7
4	93,6	53,1	56,7	98,4	54,8	55,7	100	53,1	53,0
5	106	60,8	57,4	105	58,0	55,3	106	56,4	53,4
6	112	64,1	57,4	112	64,0	57,2	111	60,2	54,1
7	119			125			125		
8	126			130			132		

Tabelle 6-22: Anteilige Querkraft im Fahnenblech (Versuchsreihe 2)

Laststufe	V2-1			V2-2			V2-3		
	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$	$V_{z,gesamt}$	$V_{z,FB}$	Anteil $V_{z,FB}$
[-]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[%]
1	86,7	69,6	80,3	95,0	58,1	61,2	91	60,8	66,5
2	133	111	83,5	142	87,9	61,8	138	83,0	60,1
3	213	172	80,8	224	132	59,1	215	96,9	45,1
4	240	197	82,0	249	148	59,2	240	99,4	41,4
5	263	213	81,2	270	161	59,8	259	102	39,3
6	276	222	80,4	286	171	59,8	276	105	37,9
7	297	240	80,7	305	186	61,1	297	111	37,3
8	313			318			317	107	33,7

6.6.3 Momente und Normalkräfte

Im Schnitt 1-1 (vgl. Abbildung 5-20 ff.) befinden sich auf Vorder- und Rückseite des Fahnenblechs je drei DMS und an der Ober- und Unterkante ein weiterer DMS. Damit kann die Dehnungsverteilung in Blechmittellinie gewonnen werden, aus der wiederum nach Umrechnung in Spannungen und durch Integration die Normalkraft N_{FB} und das Moment $M_{y,FB}$ im Fahnenblech folgt.

Im betrachteten Schnitt müssen alle Teilschnittgrößen und die evtl. von ihnen gebildeten Kräftepaare die Gleichgewichtsbedingungen $\Sigma M_y = 0$ und $\Sigma H = 0$ erfüllen. Das (Gesamt-) Biegemoment M_y ist bekannt, für die resultierende Normalkraft im Schnitt muss $N = 0$ gelten.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die resultierende Druckkraft im Fahnenblech dem Betrag nach kleiner ist als die Zugkraft in der Bewehrung. Somit wird zur Befriedigung der Bedingung $\Sigma H = 0$ eine weitere Druckkraft benötigt, die nur im Beton liegen kann. Diese Annahme setzt eine nachgiebige Verbundfuge voraus, was konform mit dem vorhandenen Verdübelungsgrad ist und auch durch die im Versuch gemessene Relativverschiebung zwischen Stahlträger und Profilblech bestätigt wird. Unter Ansatz eines Parabel-Rechteck-Diagramms für die σ - ε -Beziehung des Betons und mit der gemessenen Dehnung des Betonstahls ist es möglich, eine zulässige negative Dehnung (d.h. Stauchung) an der Unterseite des durchgehenden Teils des Betongurtes zu finden, die in einer Druckkraft im Beton resultiert, welche der Bedingung $\Sigma H = 0$ genügt. Damit geht als weitere Teilschnittgröße ein Moment M_y im Betongurt einher. In der Regel ist bis dahin die Bedingung $\Sigma M_y = 0$ noch nicht eingehalten, so dass durch Variation von Parametern eine möglichst gute Übereinstimmung zwischen Einwirkung und Widerstand herbeizuführen ist. Theoretisch kann dies z.B. durch Veränderung der mittragenden Breite des Betongurtes, durch Ansatz einer anderen Regressionsfunktion für den Spannungsverlauf im Fahnenblech oder durch eine lineare σ - ε -Beziehung des Betons anstelle eines Parabel-Rechteck-Diagramms erfolgen. Außerdem besteht je nach betrachtetem Schnitt die Möglichkeit, dass die zur Erzielung des Gleichgewichts noch fehlende Teilschnittgröße in einem anderen Bauteil zu finden ist, etwa im Flansch des Hauptträgers, der für den darauf liegenden Betongurt wie ein kurzer Kragarm wirkt. Die geschilderte Schnittgrößenverteilung ist in Abbildung 6-90 graphisch dargestellt.

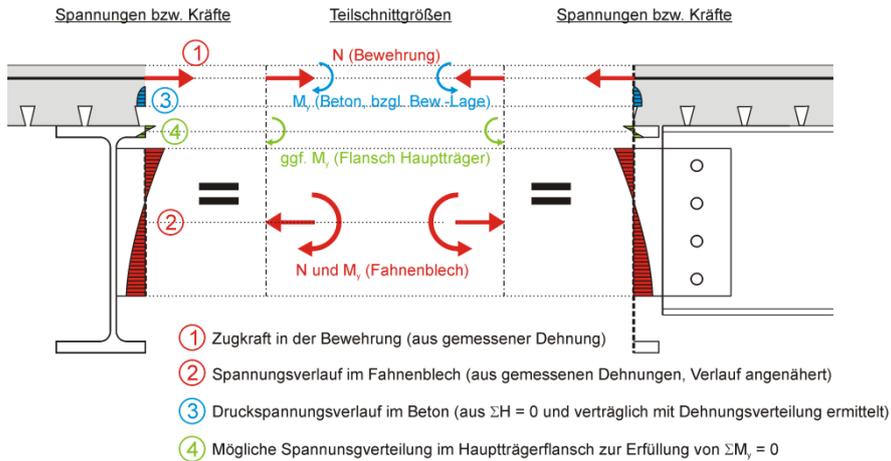


Abbildung 6-90: Anwendung des Schnittprinzips, Spannungsverteilungen und Teilschnittgrößen

Für den im weiteren Verlauf verfolgten Lösungsansatz, der hinsichtlich der Berechnung der Momentenbeanspruchbarkeit der Anschlüsse im Gegensatz zu Abbildung 6-90 von einer vollplastischen Spannungsverteilung im Fahnenblech ausgeht (vgl. Kapitel 9, Abbildung 9-6), sind diese aus den Dehnungsmessungen abgeleiteten Erkenntnisse ausreichend. Bei evtl. zukünftiger Auseinandersetzung mit dem Thema sind in [37] bei Bedarf sämtliche Messwerte zu finden.

7 Numerische Simulation

7.1 Anforderungen an das Modell

Das Trag- und Verformungsverhalten der Anschlüsse ist komplex, da die beteiligten Bauteile aus Baustoffen mit nichtlinearem Materialverhalten bestehen bzw. einzelne Bauteile aufgrund ihrer Konstruktionsart nichtlineare Eigenschaften aufweisen. Nichtlineare Effekte treten u.a. durch das Fließen der Bauteile aus Konstruktionsstahl oder der Bewehrung, durch die Rissbildung im Beton oder durch den Anfangsschlupf der Schraubenverbindungen infolge des Lochspiels auf. Da die Verformungen der einzelnen Bauteile von den in ihnen wirkenden Schnittgrößen abhängen und die Schnittgrößenverteilung wiederum von der Relation zwischen Anschluss- und Trägersteifigkeit einschließlich der nichtlinearen Effekte abhängt, genügt es nicht, nur die Anschlüsse im Modell abzubilden.

Für die Versuchsnachrechnung und weitergehende Untersuchungen wird deshalb eine numerische Simulation des gesamten Tragwerks benötigt, wobei insbesondere die Anschlüsse mit allen Details abgebildet werden müssen und nichtlineare Effekte zu berücksichtigen sind. Dennoch müssen zur Erzielung vertretbarer Rechenzeiten Vereinfachungen getroffen werden. Es ist z.B. nicht zielführend das gesamte Tragwerk einschließlich Einzelbauteilen wie Kopfbolzendübel oder Schrauben mit Volumenelementen abzubilden. Derartige Bauteile werden sinnvoll als Federn mit möglichst realistischen Arbeitslinien modelliert.

Im Einzelnen muss das Modell beinhalten:

- Detaillierte Abbildung der Anschlüsse mit allen seinen Bestandteilen (Fahnenblech, Schrauben, Druckkontakt zwischen Fahnenblech und Trägersteg),
 - Abbildung von Betongurt, Fahnenblechen und Stahlträgern durch Schalenelemente zur Erfassung der tatsächlichen Abmessungen und um eine im Detail geometrisch-physikalisch nichtlineare Berechnung zu ermöglichen,
 - Berücksichtigung physikalischer Nichtlinearitäten für alle Baustoffe (Baustahl, Betonstahl, Beton),
 - Modellierung jeder einzelnen Schraube als Feder unter Berücksichtigung nichtlinearer Effekte,
 - Modellierung jedes einzelnen Kopfbolzendübels als Feder unter Berücksichtigung nichtlinearer Effekte.
-

7.2 Bestandteile des Modells

Die Berechnungen werden mithilfe der Software SOFiSTiK [49] durchgeführt.

Grundlage der Modellierung ist die geometrisch korrekte Darstellung der Stahlbauteile. Alle Bauteile (Fahnenbleche, Trägerstege und Trägerflansche) sind flächig und gehorchen dem Prinzip der Dünnwandigkeit, so dass sie aus Schalenelementen modelliert werden können. Diese sind so dick wie das jeweilige Blech, die Walzausrundungen werden näherungsweise durch lokal etwas dickere Schalenelemente berücksichtigt. Im Hinblick auf größtmögliche Freiheit bei eventuellen späteren Anpassungen und Variantenstudien erfolgt die Modellierung parametrisiert und textbasiert mit der SOFiSTiK-eigenen Eingabesprache CADINP unter Verwendung zahlreicher Variablen. Details wie die Schraubenlöcher werden mit entsprechender Netzverfeinerung ebenfalls abgebildet. Am Beispiel des Versuchs V1-1 ist der Hauptträger mit den Fahnenblechen in Abbildung 7-1 dargestellt, ein Ausschnitt des Nebenträgers in Abbildung 7-2.

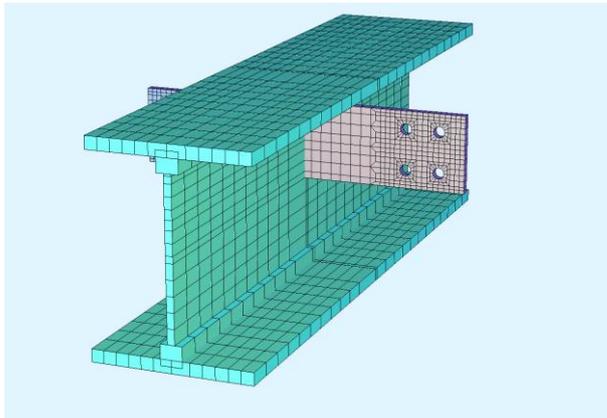


Abbildung 7-1: Hauptträger und Fahnenbleche (V1-1 und V1-2)

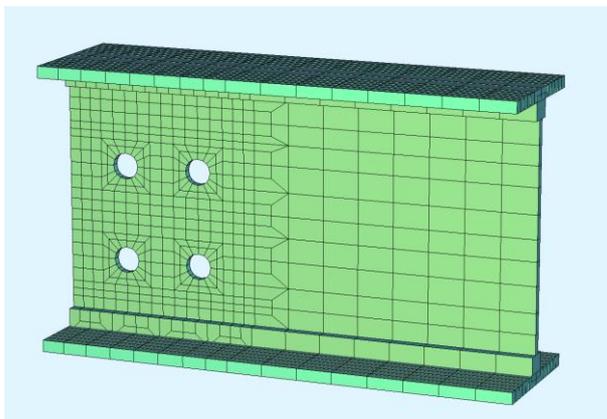


Abbildung 7-2: Nebenträger (Ausschnitt im Anschlussbereich, V1-1 und V1-2)

Der Betongurt wird ebenfalls aus Schalenelementen aufgebaut, deren Dicke der Gurtstärke abzüglich der Rippenhöhe des Profilblechs entspricht. Da im Bereich der Profilblechrippen der Betongurt nicht durchläuft und in Trägerlängsrichtung in diesem Bereich keine Kräfte übertragen werden können, wird der Rippenbereich im Modell nicht abgebildet. Der Betongurt scheint frei über den Stahlträgern zu schweben, ist aber durch Koppelbedingungen mit diesen verbunden. Abbildung 7-3 zeigt einen Systemausschnitt mit Stahlträgern, Fahnenblechen und Betongurt.

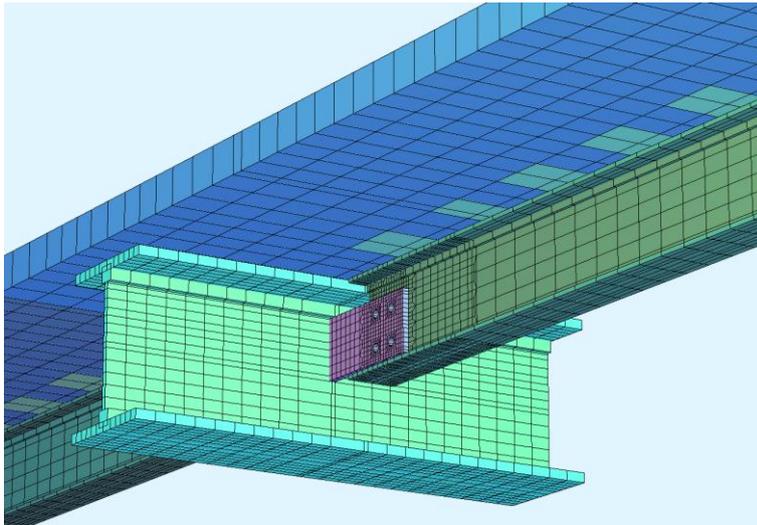


Abbildung 7-3: Ausschnitt FE-Modell (V1-1 und V1-2)

Die Schraubenverbindungen werden als Kopplungen und Federn abgebildet. Dabei wird jeweils für Fahnenblech und Nebenträgersteg der Lochmittelpunkt in die Scherfuge projiziert und die 16 auf dem jeweiligen Lochrand befindlichen Knoten werden starr an den an den so entstandenen Knoten gekoppelt. Die Kopplungen sind in Abbildung 7-4 magentafarbig dargestellt.

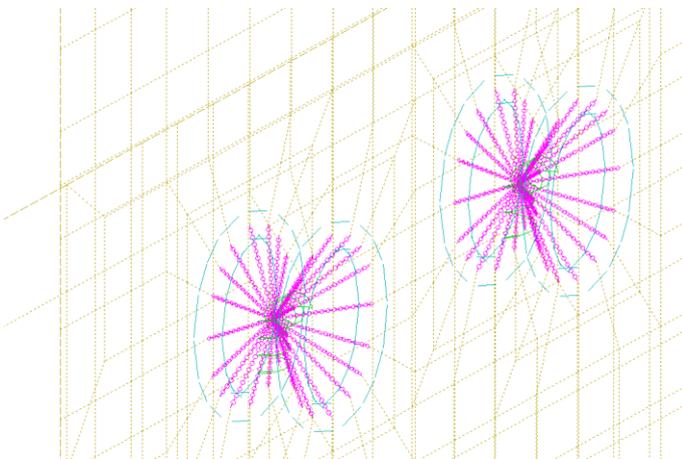


Abbildung 7-4: Schrauben durch Kopplungen und Federn modelliert

Die beiden deckungsgleichen Knoten in der Scherfuge im Mittelpunkt eines jeden Schraubenlochs werden mit je einer vertikalen und einer horizontalen Feder verbunden (Abbildung 7-4, grün). Mit diesen Federn wird das Verformungsverhalten der einzelnen Schrauben bei Beanspruchung senkrecht zur Schraubenachse, also als Scher-Lochleibungs-Verbindung, erfasst. Durch die Kopplung der 16 Knoten auf dem Lochrand an den Mittelpunkt sind diese Knoten selbst untereinander starr gekoppelt, so dass es nicht zur Ovalisierung der Löcher kommt. Dieser Effekt wird bei der Wahl der Federsteifigkeiten für die Schrauben berücksichtigt (Lochleibung).

In den Berührungsflächen von Fahnenblech und Nebenträgersteg können durch Kontakt nur Druckspannungen übertragen werden. Die betreffenden Knoten in Fahnenblech und Steg werden mit drucksteifen Federn verbunden. Im Bereich der Lochränder liegen in der Realität die Schraubenköpfe und Muttern an den Bauteilen an, so dass dort auch die Übertragung von Zugkräften möglich ist. Die betreffenden Knoten werden mit Federn verbunden, die Druck- und Zugkräfte übertragen können. In Abbildung 7-5 sind die Federn erkennbar (grün, Wirkungsrichtung senkrecht zur Zeichen-ebene).

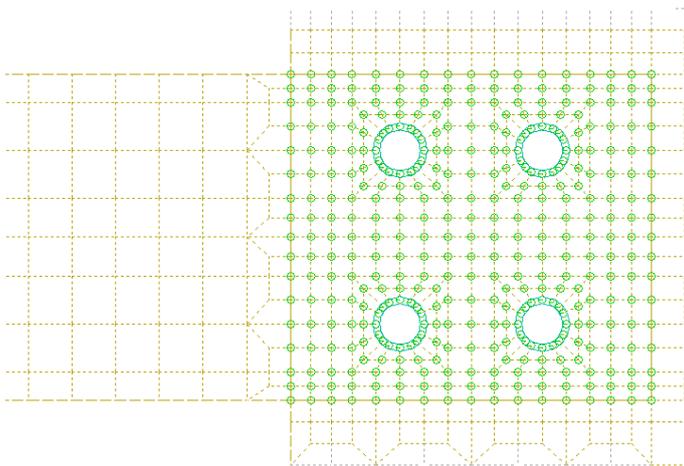


Abbildung 7-5: Federn für Druckkontakt und für Schrauben auf Zug (V1-1 und V1-2)

Die Modellierung der Verbundfuge erfolgt ebenfalls durch Koppelbedingungen und Federn. An den Stellen, an denen sich ein Kopfbolzendübel befindet, werden in der Verbundfuge, also an der Oberkante der Nebenträgerflansche, je zwei deckungsgleiche Knoten erzeugt. Einer dieser Knoten wird starr an den unterhalb liegenden Knoten im oberen Nebenträgerflansch angekoppelt, der andere Knoten an den darüber liegenden Knoten im Betongurt. Alle Schalenelemente sind so definiert, dass die Knoten in der Elementmittelfläche liegen und dass sich stets ein Knoten dort befindet, wo ein Kopfbolzen ist. Die deckungsgleichen Knoten in der Verbundfuge werden hinsichtlich aller drei Verdrehungsrichtungen und hinsichtlich einer horizontalen Verschiebung quer zur Nebenträgerachse starr gekoppelt. Zur Erfassung der Nachgiebigkeit der Verbundfuge werden die deckungsgleichen Knoten mit horizontalen Federn verbun-

den, deren Steifigkeit der eines einzelnen Kopfbolzendübels entspricht. Vertikal werden die Knoten entweder starr oder durch sehr steife Federn gekoppelt. In Abbildung 7-6 sind die Starrkopplungen gelb dargestellt, die Federn grün. Auf dem Hauptträger befinden sich drei Kopfbolzendübel, für die dasselbe Prinzip angewendet wird. Ferner ist erkennbar, dass sich an den Rändern des Hauptträgerflansches weitere Federn befinden. Es handelt sich um drucksteife Federn, die keinen Zug übertragen können. Mit ihnen wird das Aufliegen des Betongurtes auf dem Hauptträgerflansch berücksichtigt.

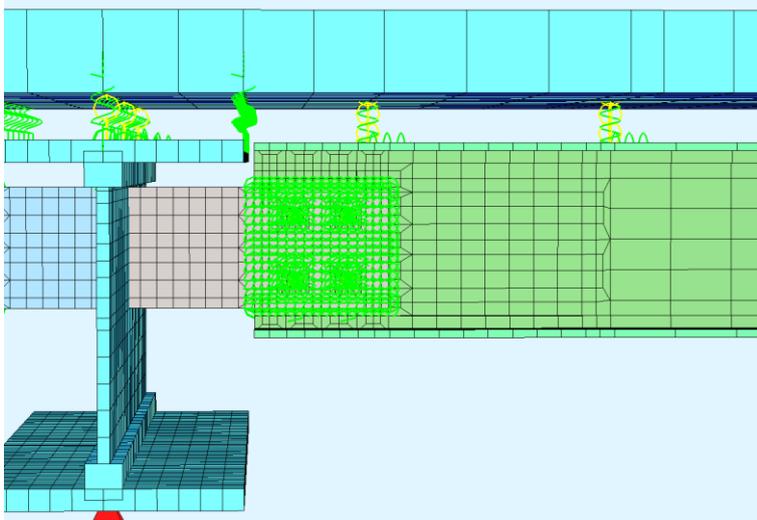


Abbildung 7-6: FE-Modell (Ausschnitt), Modellierung der Verbundfuge (V1-1 und V1-2)

Das vollständige Modell ist in Abbildung 7-7 für die Versuche V1-1 und V1-2 dargestellt. Die Lagerung erfolgt punktuell am Hauptträger dort, wo sich im Versuch die Kraftmessdosen befinden, an den Nebenträgern dort, wo sich die Rollenlager befinden. Außerdem sind die Trägerenden horizontal gegen Kippen gehalten. Für Versuch V1-3 unterscheidet sich das Modell lediglich dadurch, dass nur zwei statt vier Schrauben am Anschluss vorhanden sind (vgl. Abbildung 7-8).

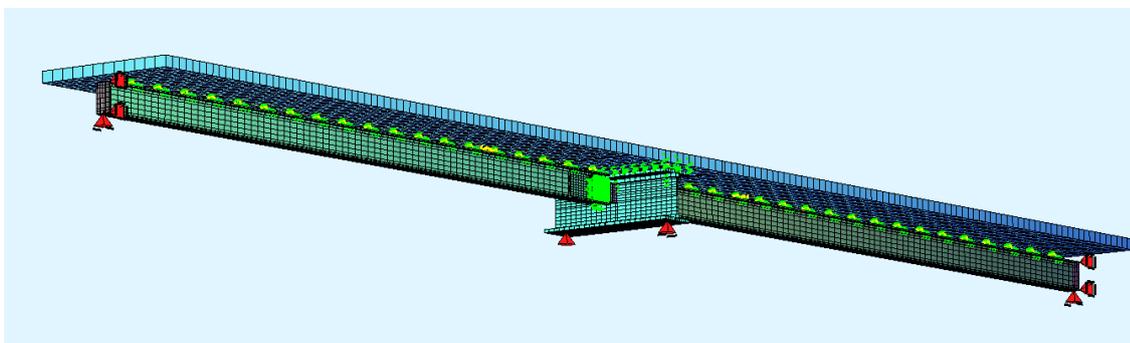


Abbildung 7-7: Vollständiges FE-Modell für Versuchsreihe 1

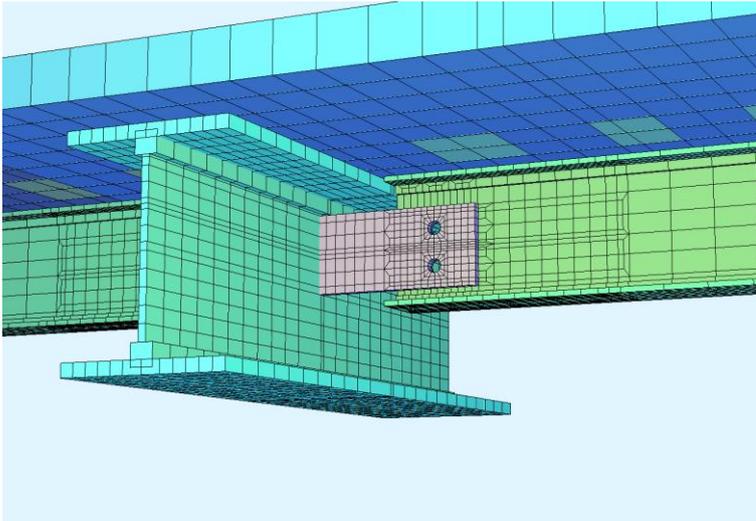


Abbildung 7-8: FE-Modell für Versuch V1-3 (Ausschnitt)

Für die Versuchsreihe 2 ist das Modell etwa zur Hälfte in Abbildung 7-9 dargestellt. Man erkennt, dass der Betongurt nicht bis zum Trägerende reicht. Im Modell ist am Ende des Betongurtes eine Kopplung hinsichtlich Verschiebungen in Längsrichtung zwischen Stahlträger und Betongurt modelliert. Abgesehen davon und von den Abmessungen entspricht die Modellierung der von Versuchsreihe 1. Abbildung 7-10 zeigt den Hauptträger und die Fahnenbleche für die Versuche V2-1 und V2-2, Abbildung 7-11 für den Versuch V2-3.

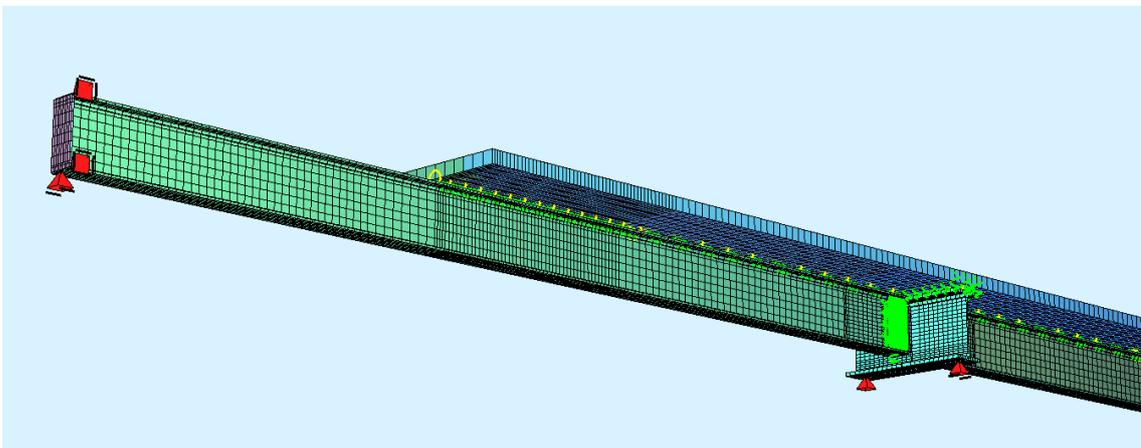


Abbildung 7-9: FE-Modell für Versuchsreihe 2

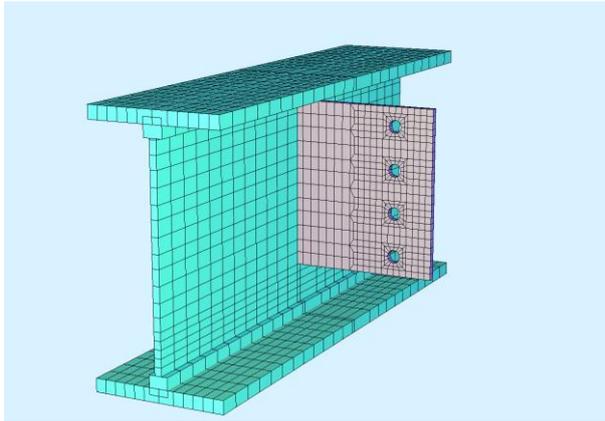


Abbildung 7-10: Hauptträger und Fahnenbleche (V2-1 und V2-2)

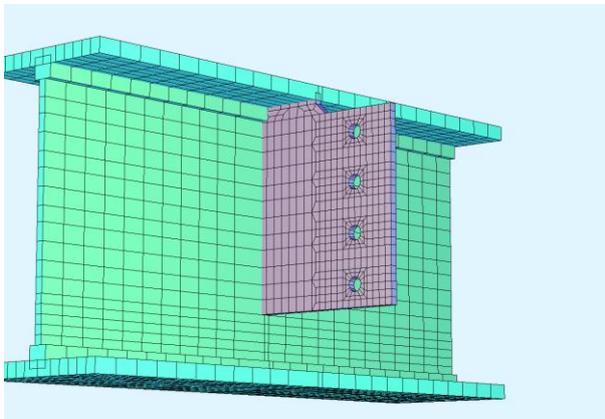


Abbildung 7-11: Hauptträger und Fahnenbleche (V2-3)

7.3 Modellparameter

7.3.1 Schalenelemente für Stahl und Stahlbeton

Die Elementabmessungen und deren Dicke sind durch die Maße der abzubildenden Struktur vorgegeben und damit nicht variabel. Für die Versuchsnachrechnung werden die Materialeigenschaften gemäß den Ergebnissen der durchgeführten Materialprüfungen in Ansatz gebracht. Auch diese Eigenschaften werden als gegeben betrachtet und stehen nicht als Parameter für die Modellkalibrierung zur Verfügung.

Für den Beton wird auf die im Programm SOFiSTiK hinterlegten Arbeitslinien zurückgegriffen, wobei aber für jeden Versuch die realen Werte für E-Modul, Druck- und Zugfestigkeit eingegeben werden. Abbildung 6-82 zeigt beispielhaft eine Arbeitslinie für Beton, Abbildung 7-13 den Zugbereich als Ausschnitt. Die Berücksichtigung der Rissbildung erfolgt programmintern, gewählt wird das Verfahren nach [7].

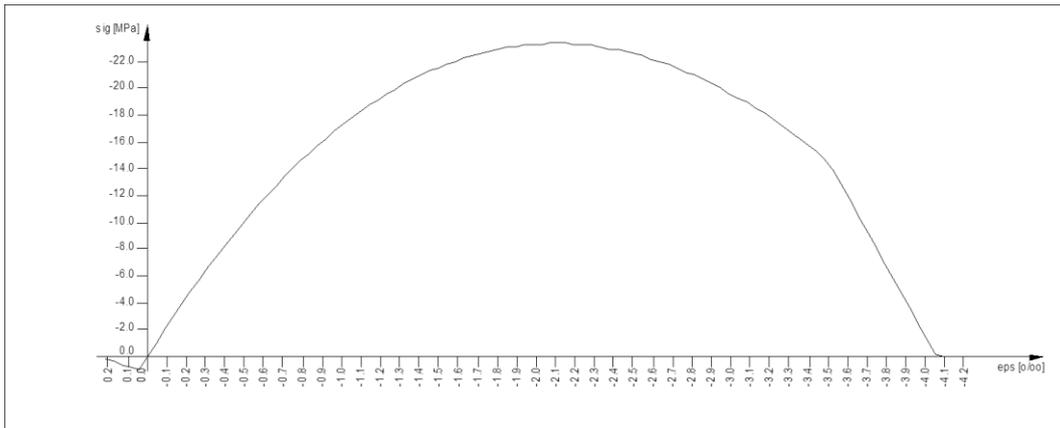


Abbildung 7-12: Spannungs-Dehnungs-Linie für Beton (C20/25, V1-1)

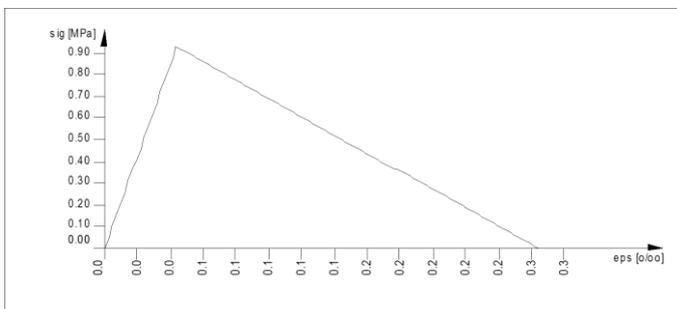


Abbildung 7-13: Spannungs-Dehnungs-Linie für Beton, Ausschnitt (Zugbereich)

Für Baustahl und Betonstahl wurden im Zuge der Materialprüfung vollständige Spannungs-Dehnungs-Linien bestimmt. Aufgrund der begrenzten Stützstellenanzahl in SO-FiSTiK wurden diese so modifiziert, dass der experimentell ermittelten Streckgrenze rechnerisch unter Ansatz des Standard-E-Moduls von 210.000 N/mm² für Baustahl bzw. 200.000 N/mm² für Betonstahl eine Dehnung zugeordnet wird, so dass zur Beschreibung des elastischen Bereichs eine Stützstelle ausreicht. Der plastische Bereich der σ - ε -Linien wurde abschnittsweise linear angenähert. Abbildung 7-14 und Abbildung 7-15 zeigen exemplarisch je eine σ - ε -Linie für Stahl S235 und Betonstahl BSt 500S.

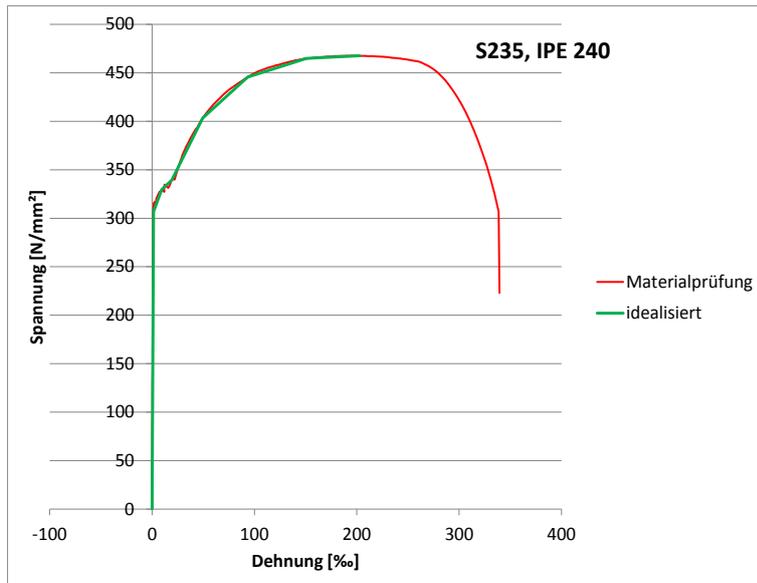


Abbildung 7-14: Spannungs-Dehnungslinie für S235 (Nebenträger Reihe 1)

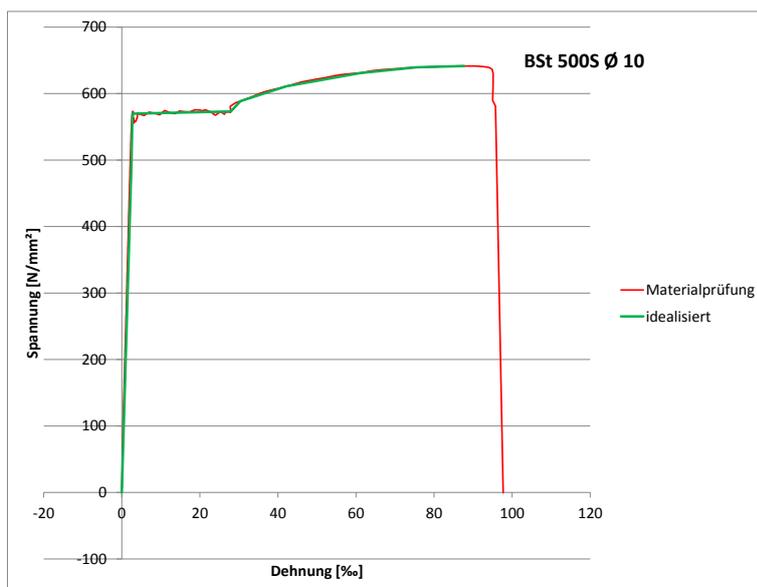


Abbildung 7-15: Spannungs-Dehnungslinie für BSt 500S (Nebenträger Reihe 1)

Im Zuge der Versuchsnachrechnung werden keine Teilsicherheitsbeiwerte γ_M in Ansatz gebracht.

7.3.2 Federelemente für die Kopfbolzendübel

Bezüglich der Längsschubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln sind in den Normenwerken Angaben enthalten (siehe [11], [15]). Bei Berechnung nach [15], 6.6.3 in Verbindung mit 6.6.4 zur Berücksichtigung der quer zur Trägerachse verlaufenden Profilbleche, ergeben sich für die 6 Versuche die in Tabelle 7-1 zusammengestellten Längs-

schubtragfähigkeiten P_{Rd} . Dabei sind für die Versuchsnachrechnung abweichend von den Maßgaben von [15] ein Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_V = 1,0$ sowie für des Bolzenmaterials die tatsächliche Zugfestigkeit ohne Beschränkung auf $f_u = 500 \text{ N/mm}^2$ angesetzt.

Tabelle 7-1: Rechnerische Längsschubtragfähigkeiten P_{Rd} der Kopfbolzendübel $\varnothing 19$ bzw. 22 mm

Versuch	P_{Rd}	Versuch	P_{Rd}
[-]	[kN]	[-]	[kN]
V1-1	58,0	V2-1	111,3
V1-2	51,3	V2-2	93,4
V1-3	50,0	V2-3	94,6

Weil [15] keine Angaben zur Arbeitslinie von Kopfbolzendübeln macht, wird ersatzweise auf [11] zurückgegriffen. Gemäß Element (924) aus [11] darf die Arbeitslinie von duktilen Verbundmitteln bei nichtlinearen Berechnungen als ideal elastisch – ideal plastisch mit einer Anfangssteigung c_s angenommen werden. Für Kopfbolzendübel $\varnothing 19 \text{ mm}$ und $\varnothing 22 \text{ mm}$ in Verbindung mit Profilblechen, wie sie im Rahmen der Versuche eingesetzt werden, darf für $c_s = 2000 \text{ kN/cm}$ angenommen werden.

In Anlehnung an die Vorgaben aus [11] erfolgt die Versuchsnachrechnung anfangs mit einer bilinearen Arbeitslinie und der berechneten Längsschubtragfähigkeit P_{Rd} . Die Steigung der Arbeitslinie wird in dieser Arbeit weiterhin mit c_{KBD} und nicht wie in [11] mit c_s bezeichnet. Da in der Literatur an anderer Stelle (z.B. in [24]) teilweise abweichende Werte für die Steifigkeit c_{KBD} genannt bzw. differenziertere Arbeitslinien (siehe [33]) für Kopfbolzendübel angegeben werden, ist davon auszugehen, dass c_{KBD} naturgemäß größeren Streuungen unterworfen ist. Aus diesem Grund wird es als sinnvoll erachtet, im Rahmen der Modellkalibrierung c_{KBD} zu variieren, um eine möglichst gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen herbeizuführen (bezüglich der unterschiedlichen Angaben zur Steifigkeit der Kopfbolzendübel siehe auch Abschnitt 10.4.2). Um bei der Berechnung eine bessere Konvergenz zu erzielen wird der plastische Bereich der Arbeitslinie nicht horizontal definiert, sondern leicht ansteigend, indem als Höchstwert pragmatisch $P_{Rd} + 1 \text{ kN}$ angesetzt wird. Als Duktilitätsanforderung schreibt [11] ein Verformungsvermögen δ_{uk} von mindestens 6 mm vor. Für die Versuchsnachrechnung wird die Arbeitslinie für Versuchsreihe 1 bis 10 mm Verformung definiert, für Reihe 2 bis 50 mm . Im Nachgang ist zu kontrollieren, ob die auftretenden plastischen Dübelverformungen größer als δ_{uk} sind.

Abbildung 7-16 zeigt den prinzipiellen Verlauf der Arbeitslinien für die Kopfbolzendübel.

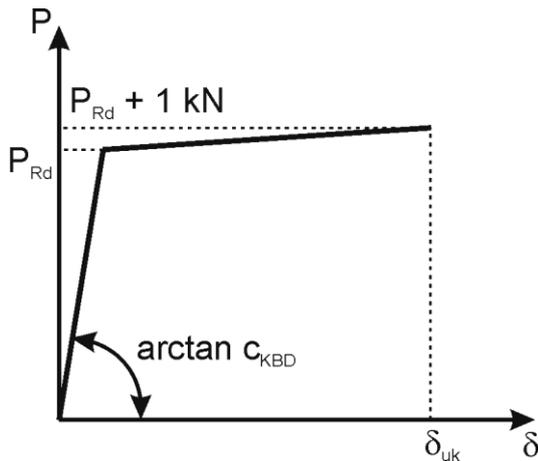


Abbildung 7-16: Arbeitslinie für die Kopfbolzendübel

7.3.3 Federelemente für die Schrauben

Bei der Wahl der Arbeitslinien für die auf Abscheren und Lochleibung beanspruchten Schrauben ist zu beachten, dass jede der Schrauben in der Realität von einer resultierenden Kraft beansprucht wird, deren Kraftvektor unter einem beliebigen Winkel in der Ebene der Scherfuge liegt. Weil die Wirkungsrichtung vorab nicht genau bekannt ist, ist es nicht möglich, im Modell nur eine Feder je Schraube zu definieren. Vielmehr müssen durch Komponentenzerlegung für jede Schraube zwei Federn definiert werden, vorteilhaft vertikal und horizontal ausgerichtet. Dadurch kann die Beanspruchung im Modell nur komponentenweise erfasst werden, wohingegen sie in der Realität als Resultierende auftritt. Hinsichtlich der Lochleibungsbeanspruchung kann die Komponentenzerlegung der Schraubenkraft im Modell als unkritisch angesehen werden, da gemäß Tabelle 3.4, Fußnote c aus [14] bei schräg angreifenden Schraubenkräften die Lochleibungstragfähigkeit komponentenweise senkrecht und parallel zum Rand nachgewiesen werden darf. Der Nachweis gegen Abscheren ist jedoch stets mit der resultierenden Schraubenkraft zu führen, die durch die Aufteilung in Vertikal- und Horizontalkomponente im FE-Modell nicht ausgewiesen wird. Aus diesem Grund ist im Nachgang der Berechnung von Hand zu prüfen, ob nicht ggf. Abscheren maßgebend wird. Bei guter Konstruktionspraxis stellt sich diese Frage in der Regel jedoch nicht, weil zur Erzielung eines duktilen Versagens die Schrauben so zu wählen sind, dass immer das Lochleibungsversagen maßgebend wird.

Jede Ersatzfeder für die Schrauben setzt sich aus drei einzelnen Federn zusammen, nämlich einer Teilfeder für die Lochleibungsbeanspruchung im Trägersteg, einer Teilfeder für die Abscherbeanspruchung und einer Teilfeder für die Lochleibungsbeanspruchung im Fahnenblech. Diese Teilfedern sind in Serie geschaltet, so dass die resultierende Steifigkeit geringer als die kleinste Einzelsteifigkeit ist.

Im Rahmen des numerischen Modells werden die Arbeitslinien für die Ersatzfedern soweit möglich nach Maßgabe von [14] bestimmt.

Die Tragfähigkeiten $F_{v,Rd}$ für Abscheren und $F_{b,Rd}$ für Lochleibung können nach Tabelle 3.4 aus [14] berechnet werden. Da die Schrauben unterschiedliche Rand- und Lochabstände aufweisen, ist $F_{b,Rd}$ für jede Schraube separat zu berechnen, und zwar für jede Wirkungsrichtung der Kraft (vertikal und horizontal, jeweils positiv und negativ), außerdem ist zu ermitteln, ob der Trägersteg oder das Fahnenblech maßgebend ist, oder $F_{v,Rd}$ maßgebend ist, was jedoch vermieden werden sollte.

Die Federsteifigkeit c_s kann für jede Schraube in Anlehnung an die in [14], Tabelle 6.1, zusammengestellten Regeln erfolgen (Abscheren siehe Zeile 1, Lochleibung siehe Zeile 12). Dabei ist für jede Grundkomponente (Abscheren bzw. Lochleibung) ein sogenannter Steifigkeitskoeffizient k_i zu ermitteln, mit dem nach Gleichung (6.27) aus [14] eine Rotationssteifigkeit S_j berechnet werden kann. Die Formel lautet:

$$S_j = \frac{E \cdot z_i^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (7-1)$$

Dabei ist μ für die Berechnung einer Anfangssteifigkeit, wie sie im Zuge der numerischen Simulation benötigt wird, mit 1,0 anzunehmen.

Man erkennt, dass die Ausführungen aus [14] primär auf die Ermittlung von Drehfedern ausgelegt sind. Durch die in Abbildung 7-17 verdeutlichte Überlegung gelingt aber auf einfache Weise die Umrechnung in eine Wegfeder:

Die auf die Wegfeder mit der Steifigkeit c_w wirkende Kraft F bildet zusammen mit der im Auflager erzeugten Gegenkraft A_H ein Kräftepaar, das mit M bezeichnet wird. Unter der Wirkung von M verdreht sich das Bauteil um den Winkel $\Delta\varphi$. Wollte man das System durch eine Drehfeder ersetzen, so hätte diese eine Steifigkeit c_φ .

$$c_\varphi = \frac{M}{\Delta\varphi} \quad (7-2)$$

Weiter gilt:

$$M = F \cdot z_i = c_w \cdot \Delta w \cdot z_i \quad (7-3)$$

und

$$\Delta\varphi = \frac{\Delta w}{z_i} \quad (7-4)$$

Durch Einsetzen in die Gleichung (7-2) erhält man

$$c_\varphi = \frac{c_w \cdot \Delta w \cdot z_i}{\frac{\Delta w}{z_i}} = c_w \cdot z_i^2 \quad (7-5)$$

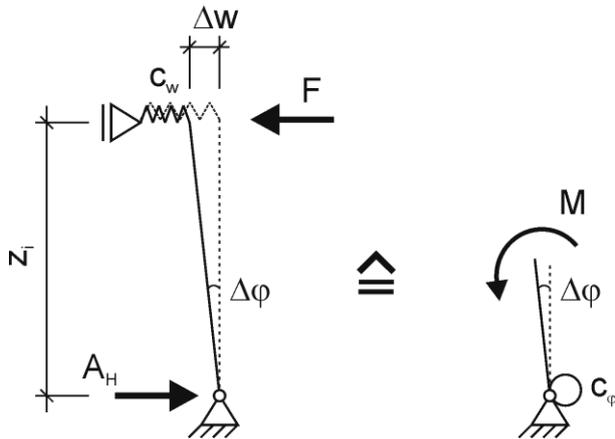


Abbildung 7-17: Modell zur Umrechnung einer Drehfeder in eine Wegfeder

Aus den Steifigkeitskoeffizienten k_i (Indizes: LL = Lochleibung, FB = Fahnenblech) kann die für das numerische Modell benötigte Schraubensteifigkeit c_s (Scherschraubenleibungs-Verbindung) wie folgt berechnet werden:

$$c_s = \frac{E}{\frac{1}{k_{LL,Steg}} + \frac{1}{k_{LL,FB}} + \frac{1}{k_{Abschere}}} \quad (7-6)$$

Damit sind Tragfähigkeit und Anfangssteifigkeit der einzelnen Schrauben bekannt. Allerdings ist in [14] die Rotationsfähigkeit der Grundkomponente „Lochleibung“ nicht geregelt, so dass daraus nicht das plastische Verformungsvermögen einer Wegfeder rückgerechnet werden kann. Um dennoch für jede Schraube eine vollständige Arbeitslinie angeben zu können wird das in [30] beschriebene Verfahren in leicht modifizierter Form angewendet und mit den Angaben aus [14] kombiniert.

In [30] werden die Arbeitslinien für die Beanspruchung auf Lochleibung bilinear gemäß Abbildung 7-18 idealisiert.

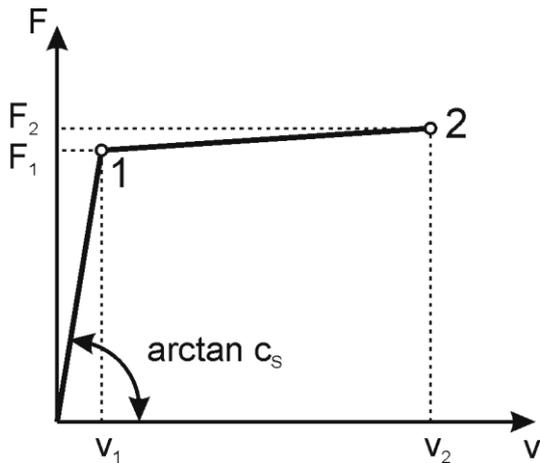


Abbildung 7-18: Bilineare Arbeitslinie für Lochleibung

Die Tragfähigkeit wird in Punkt 2 erreicht. Deshalb kann F_2 durch $F_{b,Rd}$ aus [14] ersetzt werden, wobei der kleinere der beiden Werte für Trägersteg oder Fahnenblech einzusetzen ist. Punkt 1 ist nach [30] ein fiktiver Punkt, der den Beginn des Fließens kennzeichnet und im Zusammenhang mit der Streckgrenze f_y des Materials steht. Zur Berechnung des Fließbeginns enthält [14] keine Angaben, da aber $F_{b,Rd}$ mit der Zugfestigkeit f_u des Materials berechnet wird, wird vorgeschlagen, F_1 auf pragmatische Weise wie folgt zu berechnen:

$$F_1 = F_2 \cdot \frac{f_y}{f_u} = F_{b,Rd} \cdot \frac{f_y}{f_u} \quad (7-7)$$

Im Zuge der Versuchsnachrechnung wie auch zur Berechnung von Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit werden alle Kräfte mit einem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_M = 1,0$ berechnet.

Die Anfangssteigung c_s der Arbeitslinie kann wie zuvor beschrieben berechnet werden, und aus ihr folgt zusammen mit F_1 die Verformung im Punkt 1:

$$v_1 = \frac{F_1}{c_s} = \frac{F_{b,Rd}}{c_s} \cdot \frac{f_y}{f_u} \quad (7-8)$$

In [30] ist die Verformung v_u (hier mit v_2 bezeichnet) bei Erreichen der Traglast F_u (hier: F_2) durch Versuche belegt und bekannt. Daraus wird v_1 wie folgt ermittelt:

$$v_1 = 0,1 \cdot v_2 \quad (7-9)$$

Bei der hier praktizierten Vorgehensweise mit Integration der Regelungen aus [14] ist v_1 bekannt und nicht v_2 .

Deshalb gilt hier:

$$v_2 = 10 \cdot v_1 \quad (7-10)$$

Jedoch darf gemäß [14], 6.4.2 (3), nicht davon ausgegangen werden, dass Anschlüsse, deren Tragfähigkeit durch Abscheren von Schrauben begrenzt ist, über genügend Rotationskapazität verfügen. Auf den vorliegenden Fall einer Ersatzfeder für eine Schraube übertragen bedeutet das, dass keine aus einer Scherbeanspruchung resultierende Duktilität in Anspruch genommen werden darf. Zwar wird vorausgesetzt, dass die Schrauben so gewählt werden, dass Abscheren gegenüber Lochleibung nicht maßgebend wird, allerdings verursacht die Scherbeanspruchung auch dann eine Nachgiebigkeit, die in der Anfangssteifigkeit c_s der Ersatzfeder berücksichtigt werden muss. Damit mit dem geschilderten Verfahren nicht eine für das Abscheren nicht vorhandene Duktilität in Anspruch genommen wird, muss der Abscheranteil herausgerechnet werden, indem v_2 durch v_2' ersetzt wird:

$$v_2' = 10 \cdot v_1' \quad (7-11)$$

mit

$$v_1' = \frac{F_1}{c_s'} = \frac{F_{b,Rd}}{c_s'} \cdot \frac{f_y}{f_u} \quad (7-12)$$

und

$$c_s' = \frac{E}{\frac{1}{k_{LL,Steg}} + \frac{1}{k_{LL,FB}}} \quad (7-13)$$

Auf diese Weise kann für jede Schraube und jede ihrer vier möglichen Krafrichtungen (+x, -x, +z, -z) eine vollständige Arbeitslinie angegeben werden. In Tabelle 7-2 und Tabelle 7-3 sind die Wertepaare der Punkte 1 und 2 der Arbeitslinien für jede Schraube und jeden Versuch zusammengestellt. Diese sind mit den tatsächlichen Materialeigenschaften und einem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_M = 1,0$ berechnet. Die Krafrichtung ist durch die Kraft festgelegt, die sich einstellt, wenn der Nebenträger wie in Abbildung 7-19 dargestellt relativ zum Fahnenblech in die betreffende Richtung verschoben wird.

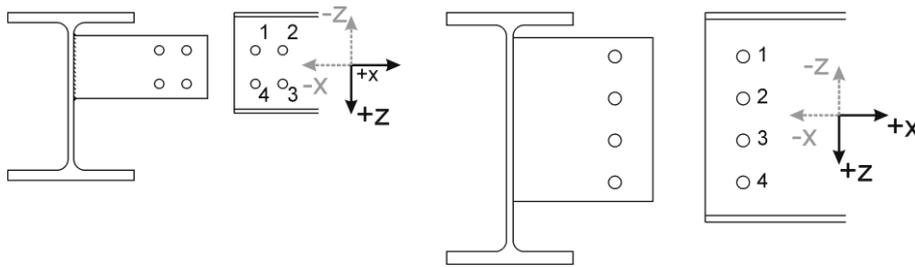


Abbildung 7-19: Definition der Schraubenkraftrichtung

Hinweis: Im Zuge der späteren Erstellung des Kapitels 10 hat sich herausgestellt, dass sich für Scher-Lochleibungs-Verbindungen bei Berechnung nach [14] im Vergleich zu einer Berechnung nach [42] eine um den Faktor 2 größere Ersatzfedersteifigkeit ergibt. Hinsichtlich der Berechnung der Rotationssteifigkeit nach der in Kapitel 10 vorgestellten Methode hat eine Ermittlung der Ersatzfedersteifigkeit für die Schrauben nach den Angaben in [42] die zutreffenderen Werte geliefert, und auch die in Abschnitt 10.4.3 gezeigte Nachrechnung eines Zugversuchs aus der Literatur [45] lässt den Schluss zu, dass die Berechnungsformeln aus [42] zutreffender sind als die aus [14]. Aus Gründen der Konformität mit dem zugehörigen Forschungsbericht [37] erfolgt die Berechnung der beiden Punkte P_1 und P_2 der Schraubenarbeitslinien aber in diesem Kapitel weiterhin nach [14] in Verbindung mit den Angaben aus [30]. Hinsichtlich der Erkenntnisse aus der numerischen Simulation und der zu treffenden Aussagen ergeben sich dadurch keine Änderungen.

Tabelle 7-2: Punkte P_1 und P_2 der Schraubenarbeitslinie, Versuchsreihe 1

Schraube	Richtung	V1-1				V1-2				V1-3			
		F_1	v_1	F_2	v_2	F_1	v_1	F_2	v_2	F_1	v_1	F_2	v_2
[-]	[-]	[kN]	[mm]	[kN]	[mm]	[kN]	[mm]	[kN]	[mm]	[kN]	[mm]	[kN]	[mm]
1	+x	77,5	0,966	110	7,72	77,5	0,966	110	7,72	102	0,949	144	7,72
	-x	-75,2	-0,898	-107	-7,10	-75,2	-0,898	-107	-7,10	-102	-0,949	-144	-7,72
	+z	99,7	1,16	141	9,09	99,7	1,16	141	9,09	123	1,19	174	9,73
	-z	-95,9	-1,21	-136	-9,70	-95,9	-1,21	-136	-9,70	-79,5	-0,868	-113	-7,30
2	+x	75,2	0,923	107	7,35	75,2	0,923	107	7,35	102	0,949	144	7,72
	-x	-102	-1,20	-145	-9,49	-102	-1,20	-145	-9,49	-102	-0,949	-144	-7,72
	+z	99,7	1,16	141	9,09	99,7	1,16	141	9,09	79,5	0,868	113	7,30
	-z	-95,9	-1,21	-136	-9,70	-95,9	-1,21	-136	-9,70	-118	-1,14	-167	-9,36
3	+x	75,2	0,923	107	7,35	75,2	0,923	107	7,35	-	-	-	-
	-x	-102	-1,20	-145	-9,49	-102	-1,20	-145	-9,49	-	-	-	-
	+z	98,4	1,24	140	9,96	98,4	1,24	140	9,96	-	-	-	-
	-z	-99,7	-1,16	-141	-9,09	-99,7	-1,16	-141	-9,09	-	-	-	-
4	+x	77,5	0,966	110	7,72	77,5	0,966	110	7,72	-	-	-	-
	-x	-75,2	-0,898	-107	-7,10	-75,2	-0,898	-107	-7,10	-	-	-	-
	+z	95,9	1,21	136	9,70	95,9	1,21	136	9,70	-	-	-	-
	-z	-99,7	-1,16	-141	-9,09	-99,7	-1,16	-141	-9,09	-	-	-	-

Tabelle 7-3: Punkte P₁ und P₂ der Schraubenarbeitslinie, Versuchsreihe 2

Schraube	Richtung	V2-1				V2-2				V2-3			
		F ₁	v ₁	F ₂	v ₂	F ₁	v ₁	F ₂	v ₂	F ₁	v ₁	F ₂	v ₂
[-]	[-]	[kN]	[mm]										
1	+x	213	1,37	313	10,8	240	1,54	311	12,2	218	1,39	317	11,0
	-x	-213	-1,37	-313	-10,8	-240	-1,54	-311	-12,2	-218	-1,39	-317	-11,0
	+z	213	1,37	313	10,8	240	1,54	311	12,2	218	1,39	317	11,0
	-z	-130	-0,938	-200	-7,60	-130	-0,940	-200	-7,62	-130	-0,933	-200	-7,55
2	+x	213	1,37	313	10,8	240	1,54	311	12,2	218	1,39	317	11,0
	-x	-213	-1,37	-313	-10,8	-240	-1,54	-311	-12,2	-218	-1,39	-317	-11,0
	+z	184	1,18	269	9,30	206	1,33	268	10,5	188	1,20	273	9,43
	-z	-184	-1,18	-269	-9,30	-206	-1,33	-268	-10,5	-188	-1,20	-273	-9,43
3	+x	213	1,37	313	10,8	240	1,54	311	12,2	218	1,39	317	11,0
	-x	-213	-1,37	-313	-10,8	-240	-1,54	-311	-12,2	-218	-1,39	-317	-11,0
	+z	184	1,18	269	9,30	206	1,33	268	10,5	188	1,20	273	9,43
	-z	-184	-1,18	-269	-9,30	-206	-1,33	-268	-10,5	-188	-1,20	-273	-9,43
4	+x	213	1,37	313	10,8	240	1,54	311	12,2	218	1,39	317	11,0
	-x	-213	-1,37	-313	-10,8	-240	-1,54	-311	-12,2	-218	-1,39	-317	-11,0
	+z	130	0,938	200	7,60	130	0,940	200	7,62	130	0,933	200	7,55
	-z	-213	-1,37	-313	-10,8	-240	-1,54	-311	-12,2	-218	-1,39	-317	-11,0

7.4 Kalibrierung des Modells auf niedrigem Lastniveau

7.4.1 Allgemeines

Wie in Abschnitt 7.3.1 erläutert sind die Versuchskörperabmessungen und die Materialeigenschaften als klar definierte und damit unveränderliche Modellparameter zu betrachten. Im Gegensatz dazu handelt es sich bei den Ersatzfedern für Kopfbolzendübel und Schrauben um Modellparameter, die die Berechnung vereinfachen bzw. im benötigten Umfang erst ermöglichen. Diese Parameter wurden wie in den Abschnitten 7.3.2 und 7.3.3 beschrieben nach den Maßgaben der Normung und nach Hinweisen aus der Literatur festgelegt und bieten sich damit für eine Variation an. Um die Auswirkungen einer Änderung beurteilen zu können ist es erforderlich, dass immer nur ein Parameter geändert wird.

Zur Beurteilung der Güte der Modellierung wird als vorrangige Kenngröße die korrekte Abbildung der Schnittgrößenverteilung herangezogen. Die Schnittgrößen können im Versuch wie im numerischen Modell aus den bekannten Zylinderkräften und Auflagerreaktionen berechnet werden.

Hinweis: Die Versuchsnachrechnung erfolgt symmetrisch unter Aufbringung zweier gleich großer Kräfte, die so groß sind wie die Zylinderkraft 1. Im Hinblick auf die bei der Kalibrierung erzielbare Genauigkeit wird die geringfügige Abweichung der Zylinderkraft 2 im Vergleich zur Zylinderkraft 1 nicht weiter berücksichtigt.

Als weitere wichtige Kenngröße dient die Vertikalverformung an der Stelle der Lastaufbringung, die im Versuch mit dem Wegaufnehmer 1 auf der Ostseite gemessen wird. Ferner ist der Schlupf in der Verbundfuge von Bedeutung (Wegaufnehmer 2, 3,

12, und 13 bei Reihe 1, Wegaufnehmer 2, 3, und 4 bei Reihe 2). Zur Lage der Wegaufnehmer siehe Abbildung 5-12 ff.

Für alle Versuche stellt sich die Ausgangssituation folgendermaßen dar:

- Die Arbeitslinien für die Schrauben werden wie in Abschnitt 7.3.3 beschrieben angesetzt.
- Die Tragfähigkeit P_{Rd} der Kopfbolzendübel wird wie in Abschnitt 7.3.2 berechnet angenommen.

7.4.2 Erläuterung des Vorgehens am Beispiel von Versuch V1-1

Im ersten Schritt der Kalibrierung soll die Anfangssteifigkeit des Systems richtig erfasst werden. Da Abmessungen und Materialeigenschaften gegeben und als unveränderlich zu betrachten sind, kann die Steifigkeit des Gesamtsystems primär über die Nachgiebigkeit der Verbundfuge beeinflusst werden. Dazu wird die Anfangssteifigkeit c_{KBD} der Kopfbolzendübel variiert.

Zur Beurteilung der Auswirkungen einer Änderung der Anfangssteifigkeit c_{KBD} ist die Betrachtung der ersten Laststufe ausreichend.

In Tabelle 7-4 ist zusammengestellt, wie groß die Steifigkeit c_{KBD} der Kopfbolzendübel bei den untersuchten Varianten gewählt wird. Die hervorgehobenen Steifigkeiten haben sich im Zuge einer vorab durchgeführten Parameterstudie als zutreffend erwiesen, um die Momentenverteilung und die Durchbiegung aus den Versuchen mit Hilfe eines einfachen auf Stäben und Federn basierenden Modells anzunähern. Zu den Voruntersuchungen siehe [37].

Tabelle 7-4: Untersuchte Varianten für c_{KBD}

	V1-1	V1-2	V1-3	V2-1	V2-2	V2-3
Variante	c_{KBD}	c_{KBD}	c_{KBD}	c_{KBD}	c_{KBD}	c_{KBD}
[-]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]
1	250	250	250	250	250	250
2	500	500	500	500	500	500
3	900	1000	1000	1000	1000	1000
4	1000	2000	2000	2000	2000	2000
5	2000	2500	2500	3000	2500	2200
6	2500	5000	3600	6000	3000	3000
7	5000	-	5000	8000	6000	6000

Anhand des Versuchs V1-1 wird der Auswahlprozess zur Festlegung der am besten passenden Steifigkeit beschrieben. In den im Folgenden abgebildeten Diagrammen ist die x-Achse mit der allgemeinen Bezeichnung „Parameter [Einheit]“ beschriftet. Im aktuellen Schritt des Abgleichs ist der Parameter die Anfangssteifigkeit der Kopfbolzendübel c_{KBD} und die Einheit [kN/cm].

Mit dem Wegaufnehmer 1 wird die Durchbiegung des Trägers unter dem Zylinder 1 gemessen. Für Laststufe 1 (LS 1) beträgt die Durchbiegung 5,66 mm. Aus dem Diagramm in Abbildung 7-20 erkennt man, dass der vorab mithilfe eines einfacheren Modells (vgl.[37]) ermittelte Wert $c_{KBD} = 900$ kN/cm hinsichtlich der Verformung sehr zutreffende Werte liefert. Man erkennt aber, dass die Verformung auch für andere Werte von c_{KBD} der Größenordnung nach mit den Versuchswerten übereinstimmt. So liefert der Norm-Vorschlag $c_{KBD} = 2000$ kN/cm aus [11] eine Verformung von 4,99 mm, die gegenüber dem Versuchswert zwar um 12 % zu klein ist, mit Bezug auf die Stützweite von 6,00 m einer Durchbiegung von $l/1202$ im Vergleich zu $l/1060$ im Versuch entspricht, so dass die Übereinstimmung auch für $c_{KBD} = 2000$ kN/cm noch sehr brauchbar ist.

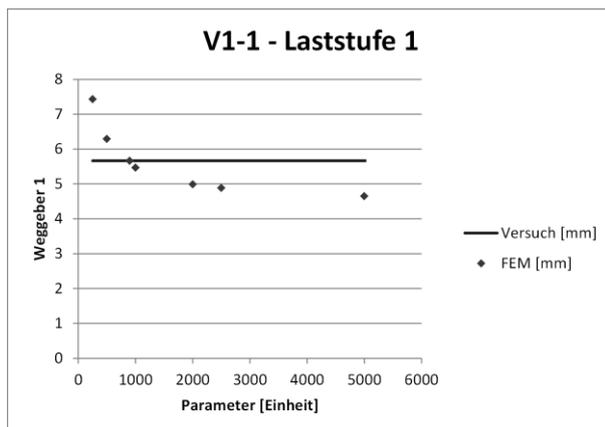


Abbildung 7-20: Durchbiegung für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD}

Die Längsschubkraft des ersten Kopfbolzendübels neben dem Hauptträger ergibt sich aus der numerischen Simulation als Kraft in der betreffenden Feder. In Relation zur Dübeltragfähigkeit P_{Rd} angetragen (vgl. Abbildung 7-21) sieht man, dass die Längsschubkraft im ersten Kopfbolzendübel für alle Varianten kleiner als dessen Tragfähigkeit ist, und dass dieser demnach auf Laststufe 1 noch nicht fließt.

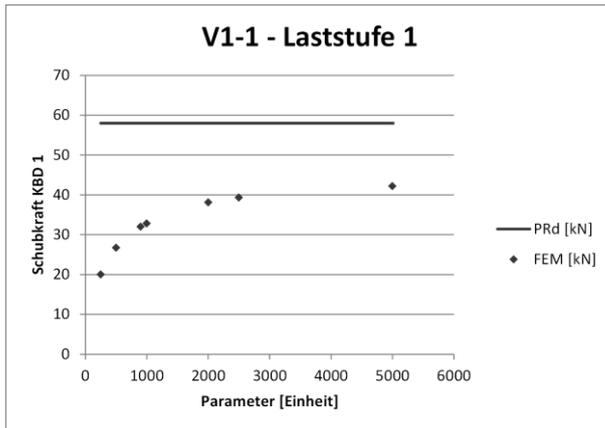


Abbildung 7-21: Schubkraft im ersten Kopfbolzendübel für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD}

Aus diesem Grund hat die Größe von P_{Rd} auf LS 1 keinen Einfluss auf den Schlupf in der Verbundfuge, und die mit den Wegaufnehmern 2 und 3 gemessene Relativverschiebung zwischen Betongurt und Stahlträger kann als weiterer Kontrollwert herangezogen werden (vgl. Abbildung 7-22 und Abbildung 7-23).

Hinsichtlich der Nachgiebigkeit der Verbundfuge hat die Wahl des Parameters c_{KBD} großen Einfluss. Die beste Passung erhält man bei V1-1 etwa für $c_{KBD} = 1700$ bis 2000 kN/cm.

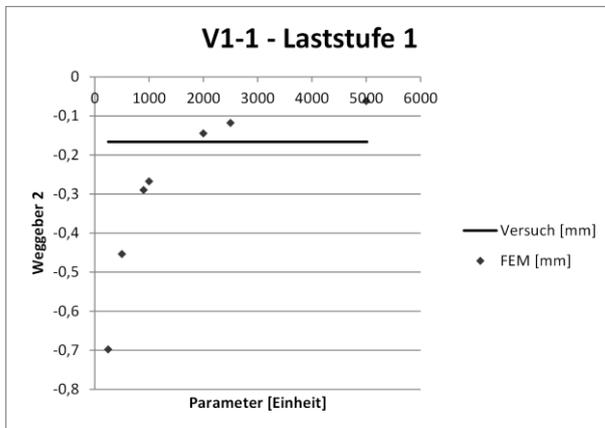


Abbildung 7-22: Schlupf in der Verbundfuge für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD}

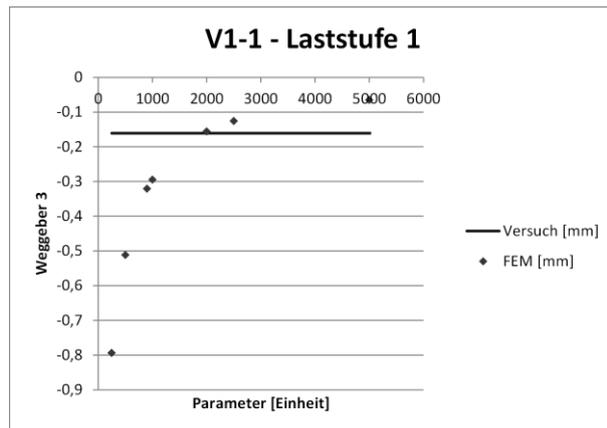
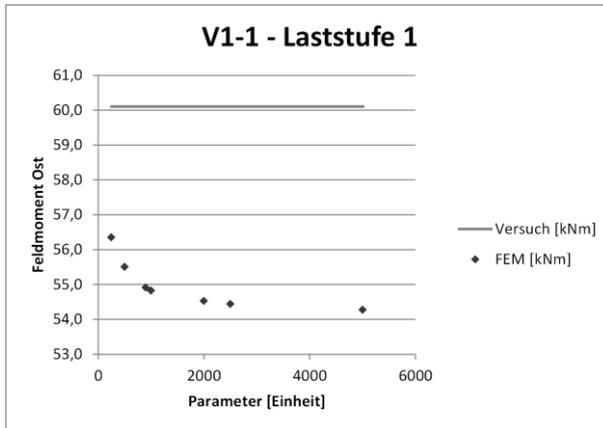
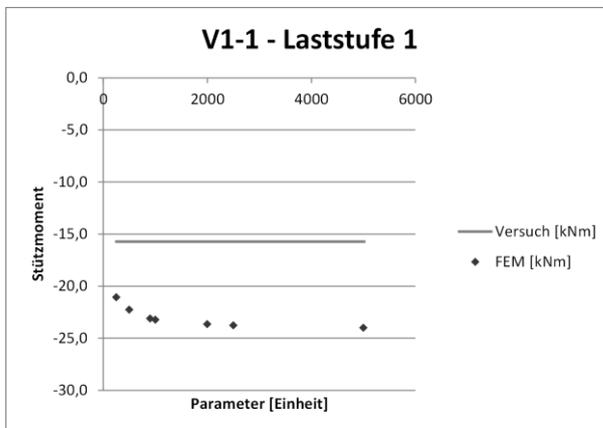


Abbildung 7-23: Schlupf in der Verbundfuge für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD}

In Abbildung 7-24 und Abbildung 7-25 ist die Übereinstimmung der Modellvarianten mit den Versuchswerten hinsichtlich Stütz- und Feldmoment dargestellt.

Bei allen Varianten wird das Feldmoment unter- und das Stützmoment deutlich überschätzt, d.h. im Modell ist eine zu starke Durchlaufwirkung vorhanden. Die Abweichung für das Stützmoment beträgt bis zu 53 % für $c_{KBD} = 5000 \text{ kN/cm}$.

Bemerkenswert ist, dass mit ansteigender Steifigkeit der Kopfbolzendübel c_{KBD} das Feldmoment abnimmt und das Stützmoment dem Betrag nach zunimmt. Da mit größer werdender Steifigkeit der Verbundmittel c_{KBD} die Nachgiebigkeit der Verbundfuge sinkt und der Übergang vom nachgiebigen zum starren Verbund vollzogen wird, entspräche ein gegenteiliges Verhalten eher den Erwartungen. Tatsächlich verhält es sich aber so, dass bei größeren Steifigkeiten c_{KBD} nicht nur die Biegesteifigkeit des Feldquerschnitts ansteigt, sondern auch die Steifigkeit des Anschlusses. Dass die Nachgiebigkeit der Verbundfuge einen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit hat, impliziert auch [15], Anhang A, Absatz A.1 (4). Die Abhängigkeit von Feld- und Stützmoment von c_{KBD} zeigt, dass offensichtlich die Anschlusssteifigkeit wesentlich stärker von der Nachgiebigkeit der Verbundfuge beeinflusst wird als die Biegesteifigkeit des Feldquerschnitts, und dies obwohl sich im Anschlussbereich nur wenige und im Feldbereich sehr viele Kopfbolzendübel befinden. Damit wird erneut deutlich, wie komplex das Trag- und Verformungsverhalten von langen Fahnenblechanschlüssen im Verbundbau ist.

Abbildung 7-24: Feldmoment für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD} Abbildung 7-25: Stützmoment für verschiedene Steifigkeiten c_{KBD}

Da die Abweichung zwischen Versuch und FEM-Berechnung selbst für den sehr kleinen Wert $c_{KBD} = 250 \text{ kN/cm}$ noch 34 % beträgt wird deutlich, dass eine bessere Übereinstimmung durch Variation von c_{KBD} nicht zu erzielen sein wird. Einerseits ist ein noch kleinerer Wert für c_{KBD} nicht realistisch, andererseits erkennt man, dass die Abweichungen für realistische Größen ab $c_{KBD} = 1000 \text{ kN/cm}$ etwa in derselben Größenordnung liegen.

Die Momentenverteilung kann offensichtlich nur durch Variation eines anderen Parameters als der Dübelsteifigkeit c_{KBD} zutreffend erfasst werden. Von den hinsichtlich Durchbiegung und Schlupf in der Verbundfuge untersuchten Varianten von c_{KBD} wird für den Versuch V1-1 $c_{KBD} = 2000 \text{ kN/cm}$ gewählt und während der Variation eines weiteren Parameters nicht verändert.

Im zweiten Schritt des Kalibrierprozesses muss die Durchlaufwirkung deutlich reduziert werden, d.h. die Fahnenblechanschlüsse müssen „etwas gelenkiger“ abgebildet werden.

Unter Einbeziehung der gängigen Bemessungsannahme, dass bei als gelenkig betrachteten Fahnenblechanschlüssen das Lochspiel für die Gelenkwirkung sorgt, wird in diesem Abgleichschritt in den Schraubenarbeitslinien ein Schlupf zur Berücksichtigung eines Lochspiels ergänzt.

Für die Schrauben der Größe M20 der Versuche V1-1 und V1-2 beträgt das Nennlochspiel 2,0 mm, für Fahnenblech und Trägersteg zusammen also 4,0 mm. Abhängig von der individuellen Einbausituation gibt es theoretisch unendlich viele Möglichkeiten, wie der Gesamtschlupf von 4 mm auf positive und negative Verschiebungsrichtung verteilt sein kann. Im Zuge dieses Kalibrierschrittes werden die in Abbildung 7-26 skizzierten Varianten untersucht.

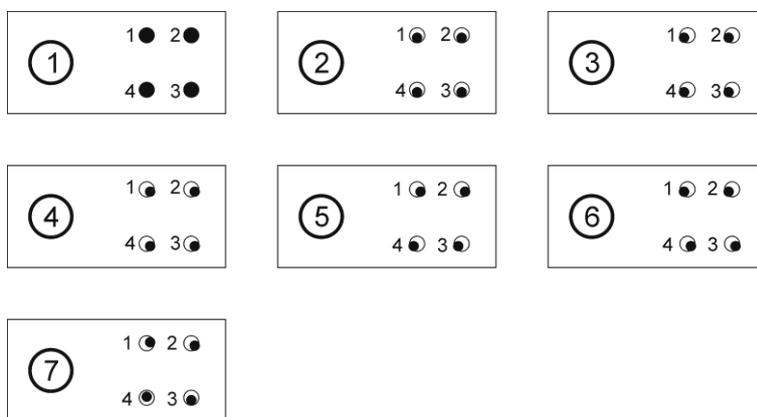


Abbildung 7-26: Verschiedene Möglichkeiten zur Verteilung des Lochspiels

Mit Ausnahme der Variante 7 wird davon ausgegangen, dass die Schraubenschäfte aufgrund des Konstruktionseigengewichtes „satt“ in den Löchern liegen und vertikal kein Lochspiel auftritt. Der theoretische Fall eines vertikalen Lochspiels hätte ohnehin nur bei den Versuchen V1-1 und V1-2 mit zweireihiger Schraubenanordnung einen Einfluss auf das Stützmoment und wird deshalb als Sonderfall in Variante 7 der Vollständigkeit halber abgebildet. Bei allen anderen Varianten wird das Lochspiel nur in den Arbeitslinien der Federn für die horizontale Schraubenkraftkomponente berücksichtigt.

Weiterhin ist theoretisch denkbar, dass aufgrund von Fertigungstoleranzen jede Schraube ein anderes Lochspiel besitzt, aufgrund der großen Anzahl von Möglichkeiten werden diese Möglichkeiten aber nicht weiter untersucht.

Variante 1 stellt die Ausgangssituation ohne jegliches Lochspiel dar und ist identisch mit Kalibrierschritt 1.

Bei Variante 2 ruhen die Schraubenschäfte mittig in den Löchern, so dass sich in Richtung $+x$ und $-x$ (nach rechts und nach links in der Zeichnung) ein Lochspiel von 2 mm einstellen kann.

Bei Variante 3 haben die Schrauben auf der einen Seite Kontakt, auf der anderen Seite ein Lochspiel von 4 mm. Bei Verschiebung des Nebenträgers in Richtung $-x$ (zum Hauptträger hin) gibt es keinen Schlupf, bei Verschiebung in Richtung $+x$ (vom Hauptträger weg) kann sich der größtmögliche Schlupf von 4 mm einstellen.

Variante 4 stellt den anderen Grenzfall mit gegenüber Variante 3 vertauschten Lochspielen für positive und negative x - Richtung dar.

Variante 5 berücksichtigt, dass sich der Nebenträger durch sein Eigengewicht und die Betonierlast im Bauzustand durchbiegt und eine Endverdrehung erfährt, in deren Folge die oberen Schrauben an den dem Hauptträger abgewandten und die unteren Schrauben an den dem Hauptträger zugewandten Lochwandungen des Fahnenblechs anliegen.

Variante 6 stellt das Gegenstück zu Variante 5 dar, ist aber aufgrund des Anschauungsmodells mit der Trägerendverdrehung als eher theoretischer Fall zu bewerten.

Variante 7 ist ähnlich zu Variante 5, jedoch wird noch berücksichtigt, dass die Trägerendverdrehung mit Schraube 3 als Drehpol zu einer Vertikalverschiebung der Schrauben 1 und 4 führt, so dass diese einen vertikalen Schlupf aufweisen.

In Abbildung 7-27 ist beispielhaft die für Variante 2 modifizierte Arbeitslinie der Schraube 1 von Versuch V1-1 dargestellt. Aus Gründen der besseren Konvergenz sind horizontale Bereiche in Arbeitslinien zu vermeiden, weshalb die Arbeitslinien so definiert sind, dass nach Überwindung des Lochspiels die geringe Kraft von 2,0 kN übertragen wird.

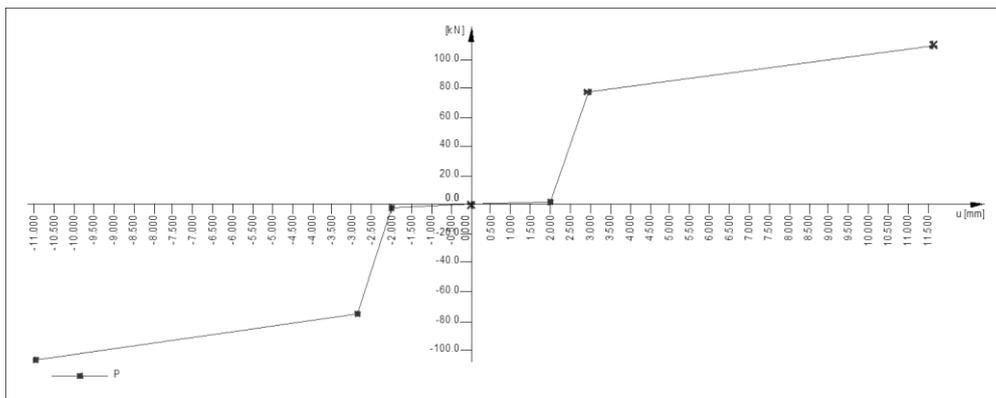


Abbildung 7-27: Arbeitslinie für SL-Verbindung mit Berücksichtigung des Lochspiels

Die Auswirkungen der einzelnen Varianten auf Feld- und Stützmente sind in Abbildung 7-28 und Abbildung 7-29 dargestellt.

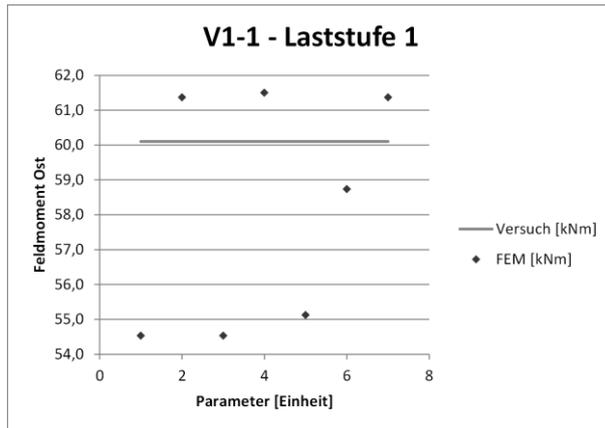


Abbildung 7-28: Feldmoment für verschiedene Varianten des Lochspiels

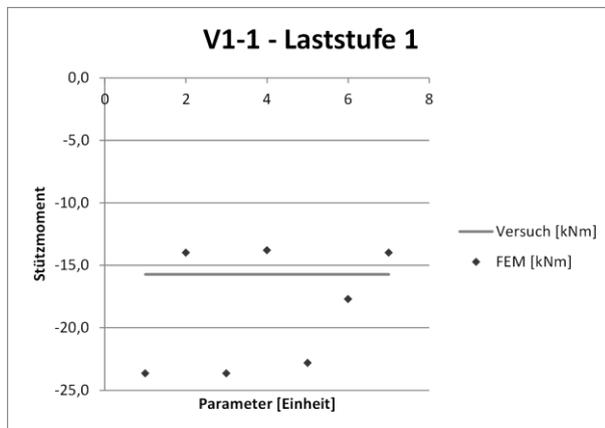


Abbildung 7-29: Stützmoment für verschiedene Varianten des Lochspiels

Die Varianten 3 und 5 bringen gegenüber der Variante 1 ohne Lochspiel keine bzw. wenig Verbesserung, weil die unteren Schrauben von Anfang an kraftschlüssig in den Löchern sitzen. Variante 6 weist ein deutlich passenderes Stützmoment als ohne Lochspiel auf, die Position der Schrauben in den Löchern ist aber mit der Vorstellung des Trägerenddrehwinkels nicht vereinbar und wird als theoretischer Fall verworfen.

Bei Variante 2, 4 und 7 reduziert sich das Stützmoment so stark, dass es im Vergleich zur Berechnung ohne Lochspiel sogar zu klein ist. Da sich 7 von 2 und 4 nicht wesentlich unterscheidet, wird Variante 7 zugunsten der einfacheren Varianten 2 und 4 nicht weiter verfolgt.

Das Stützmoment des Versuchs (15,7 kNm) wird bei Variante 2 mit 14 kNm und bei Variante 4 mit 13,8 kNm praktisch identisch angenähert. Das beweist, dass es nicht von Bedeutung ist, ob das Lochspiel 2 oder 4 mm beträgt, weil nämlich auf Laststufe 1 die Endverdrehung nicht ausreicht, um das Lochspiel von 2 mm zu überwinden und Kraftschluss zu erzeugen. Der minimale Unterschied erklärt sich dadurch, dass in den Arbeitslinien bei Kraftschluss einheitlich eine Kraft von 2,0 kN wirkt (siehe oben), je-

doch der Kraftanstieg pro mm Verschiebung bei unterschiedlichen Lochspielen ein anderer ist. Vor Kraftschluss steigt die Kraft in der Arbeitslinie bei kleinerem Lochspiel stärker an und sorgt bei Variante 2 für ein im Vergleich zu Variante 4 minimal größeres Stützmoment.

Schlussfolgerung ist, dass das zur exakten Berechnung des Stützmomentes optimale Lochspiel zwischen 0 und 2 mm liegen muss.

Im nächsten Schritt wird das Lochspiel zwischen 0 und 2 mm sehr fein variiert, es werden 7 neue Varianten betrachtet (vgl. Abbildung 7-30), Abbildung 7-31 zeigt die Auswirkung auf das Stützmoment.

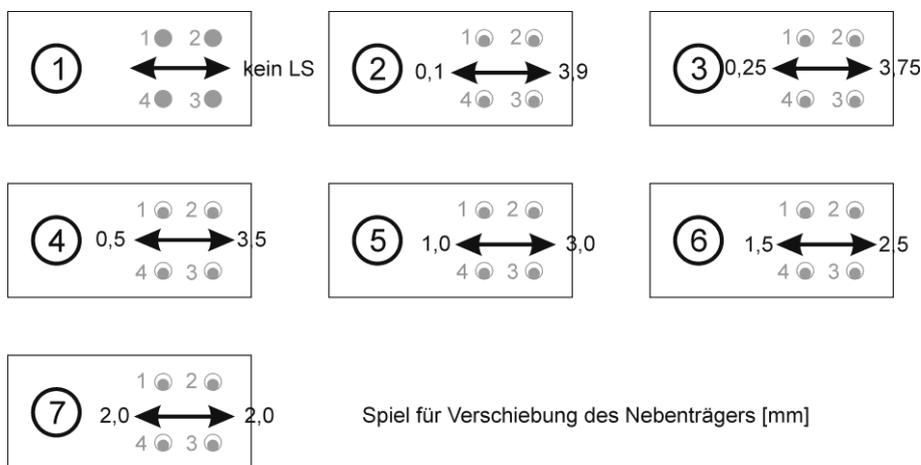


Abbildung 7-30: Gewählte Varianten für das Lochspiel

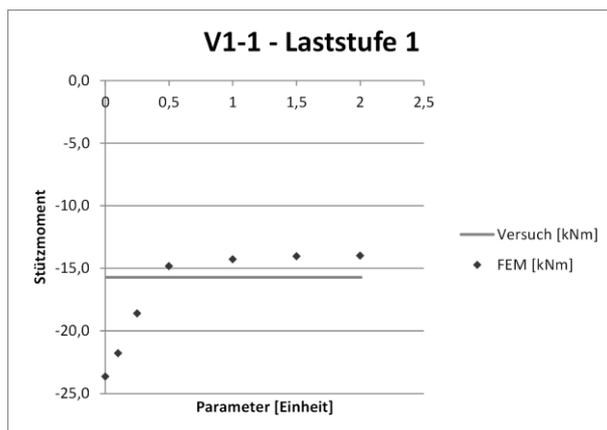


Abbildung 7-31: Stützmoment für verschiedene Lochspiele (in mm)

Man erkennt, dass eine geringe Änderung des Lochspiels sehr große Auswirkungen auf das Stützmoment besitzt. Am zutreffendsten wird das Stützmoment von 15,7 kNm des Versuchs mit einem Lochspiel von 0,25 mm (Stützmoment 18,6 kNm) bzw.

0,5 mm (Stützmoment 14,8 kNm) erfasst. Ohne erneute Berechnung wird als optimaler Wert ein Lochspiel von etwa 0,4 mm geschätzt und fortan für andere Kalibrierungsschritte beibehalten.

Fazit ist, dass das Lochspiel die Momentenverteilung wesentlich beeinflusst und bereits Änderungen im Zehntel-Millimeter-Bereich deutliche Momentenänderungen nach sich ziehen. Ganz ohne Lochspiel würde das Stützmoment mit 23,6 kNm deutlich überschätzt werden, mit zu großem Lochspiel, infolgedessen sich kein Kraftschluss einstellen kann, mit 13,8 kNm etwas unterschätzt werden. Daraus folgen zwei wesentliche Erkenntnisse:

- Es ist nicht möglich, das Trag- und Verformungsverhalten für allgemeine Fälle durch eine numerische Simulation exakt abzubilden, da das Lochspiel im Grunde unbekannt ist, aber bereits minimale Änderungen desselben deutliche Auswirkungen auf die Schnittgrößenverteilung haben.
- Die nicht zu beherrschende Unsicherheit aufgrund des Lochspiels ist für baupraktische Erfordernisse nicht von Bedeutung.

Die zweite Erkenntnis wird wie folgt begründet: Der bei der Berechnung des Stützmomentes auf niedrigem Lastniveau durch falsch angesetztes Lochspiel entstandene absolute Fehler wird nach Kraftschluss und Überwinden des Lochspiels nicht mehr größer werden. Auf Traglastniveau (etwa Laststufe 9) wurde im Versuch bei V1-1 ein Stützmoment von ca. 50 kNm und ein Feldmoment von ca. 180 kNm gemessen. Falls das Stützmoment ohne Lochspiel berechnet wird, wird es um ca. $23,6 - 15,7 = 7,9$ kNm zu groß ermittelt, was für die Bemessung des Anschlusses auf der sicheren Seite liegt. Dadurch wird bei geometrischen Verhältnissen wie im Versuch das Feldmoment um ca. 5,6 kNm unterschätzt, was im Vergleich zu 180 kNm auf Traglastniveau etwa 3 % entspricht und nicht von Bedeutung ist. Wird das Lochspiel zu groß angesetzt, dann wird das Stützmoment auf allen Laststufen um $15,7 - 13,8 = 1,9$ kNm unterschätzt. In Relation zum Stützmoment von ca. 50 kNm auf Traglastniveau entspricht das einem Fehler von knapp 4 %, was im Hinblick auf die Rechengenauigkeit und durch die bei einer realen Bemessung vorhandenen Teilsicherheitsbeiwerte auf Material- und Lastseite üblicherweise toleriert werden kann.

Für die verbleibenden Versuche wird analog zu der anhand des Versuchs V1-1 gezeigten Vorgehensweise die Kalibrierung auf Laststufe 1 durchgeführt. Die Kalibrierungsschritte werden aus Platzgründen nicht im Einzelnen kommentiert. Die auf diese Weise ermittelten Parameter, die für Laststufe 1 eine gute Übereinstimmung liefern, sind in Tabelle 7-5 zusammengestellt.

Tabelle 7-5: : Gewählte Parameter nach Kalibrierung auf Laststufe 1

Versuch	Parameter	
	c_{KBD}	Lochspiel
[-]	[kN/cm]	[mm]
V1-1	2000	0,40
V1-2	2000	2,00
V1-3	3500	2,00
V2-1	5000	0,95
V2-2	4000	0,95
V2-3	3000	1,00

7.5 Erweiterung der Kalibrierung auf die Laststufen 1 bis 8

7.5.1 Vorgehensweise

Mit den auf Laststufe 1 ermittelten und in Tabelle 7-5 zusammengestellten Parametern werden für jeden Versuch die Laststufen 1 bis 8 nachgerechnet. Die Ergebnisse werden in Diagrammform den im Versuch gemessenen Werten gegenübergestellt und es erfolgt die Bewertung und Interpretation der Berechnungsergebnisse hinsichtlich Erfolg oder Misserfolg der vorgenommenen Änderungen. Zu beachten ist, dass die Messwerte über den Laststufen angetragen sind und nicht über konkreten Kräften. Insofern hat die Steigung der Linien keine Aussagekraft bezüglich einer Steifigkeit und Knicke in den Linien sagen nichts über Steifigkeitsänderungen aus. Die Diagramme dienen nur dem Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Werten.

Für die Versuchsreihe 1 enthalten die Diagramme in den Abbildungen Abbildung 7-32 bis Abbildung 7-97 jeweils 6 Linien:

„Versuch“ sind die im Versuch gemessenen Werte.

„FEM 1“ sind die mit der numerischen Simulation berechneten Werte mit den Parametern gemäß Tabelle 7-5.

Bei „FEM 2“ wurde für alle Kopfbolzendübel eine auf 75% des berechneten Wertes reduzierte Längsschubtragfähigkeit P_{Rd} angesetzt, um ein Fließen der Verbundfuge auf niedrigerem Lastniveau zu erzielen.

Für „FEM 3“ wurden die Arbeitslinien für die Kopfbolzendübel nicht bilinear angenommen, sondern mit Hilfe der Formel von *Lebet* (vgl. [33] mit Bezug auf [35]) berechnet, die in Gleichung (7-14) wiedergegeben ist:

$$P = P_t \cdot \frac{4,3 \cdot s}{1 + 4,3 \cdot s} \quad (7-14)$$

Dabei ist P_t die Dübeltragfähigkeit und s der Schlupf. Da die Formel für Vollbetonplatten ohne Profilblech gilt und es an dieser Stelle primär darum geht, einen kontinuierlichen Verlauf der Arbeitslinie zu erzeugen, wurde durch Variation des Wertes 4,3 eine Arbeitslinie erzeugt, deren Anfangssteifigkeit annähernd der im Zuge der Kalibrierung auf Laststufe 1 ermittelten Steifigkeit c_{KBD} nach Tabelle 7-5 entspricht. Für die Versuche V1-1 bis V2-3 muss in dieser Reihenfolge statt 4,3 in die Formel $3,65 / 4,0 / 4,3 / 1,9 / 2,3 / 2,2$ eingesetzt werden.

„FEM 4“ unterscheidet sich gegenüber „FEM 3“ dadurch, dass für den innersten Kopfbolzendübel (= erster Dübel neben dem Hauptträger) ein auf 70 % reduzierter Wert für P_{Rd} bzw. P_t in Anlehnung an [16] für Kopfbolzendübel in gerissenem Beton angenommen wurde. Die Arbeitslinie wurde wie für „FEM 3“ nach *Lebet* und mit denselben dafür ermittelten Alternativwerten für den Faktor 4,3 in Zähler und Nenner berechnet.

„FEM 5“ ist mit „FEM 1“ bis auf die Arbeitslinie des ersten Kopfbolzendübels neben dem Hauptträger identisch. Diese wurde wie für die anderen Dübel bilinear angenommen, P_{Rd} wurde aber auf 50 % reduziert, wobei c_{KBD} beibehalten wurde.

Die Diagramme für Versuchsreihe 2 enthalten die Linien „Versuch“, „FEM 1“ und „FEM 2“. „FEM 1“ beruht auf den Parametern der Tabelle 7-5, für „FEM 2“ wurde wie bei Reihe 1 die Tragfähigkeit P_{Rd} der Kopfbolzendübel auf 75 % verringert. Aufgrund der Erkenntnisse bei Reihe 1 und grundsätzlich besserer Übereinstimmung reicht die Betrachtung von nur 2 Berechnungsvarianten aus.

7.5.2 Nachrechnung von Versuch V1-1

Für den Versuch V1-1 sind die Ergebnisse in Diagrammform in Abbildung 7-32 bis Abbildung 7-53 zusammengestellt. Wenn ab einer Laststufe bei der Berechnung keine Konvergenz erzielt worden ist, dann sind die betreffenden Linien in den Diagrammen entsprechend kürzer. Zur Lage der Wegaufnehmer siehe Abbildung 5-12 bis Abbildung 5-15.

Hinsichtlich der Abbildung der Schnittgrößenverteilung unterscheiden sich die untersuchten Varianten praktisch nicht. Auf Laststufe 1 und dann wieder auf Laststufe 7 wird das Stützmoment sehr zutreffend erfasst, dazwischen wird es um bis zu 23 % zu klein berechnet.

Der auf das Fahnenblech entfallende Querkraftanteil kann im Versuch aus den Messwerten der Rosetten (vgl. Tabelle 6-21) und in der Modellierung aus der Summe der vertikalen Schraubenkräfte bestimmt werden. Man erkennt, dass der Querkraftanteil im Versuch weniger als 60 % der Gesamtquerkraft beträgt und in der Berechnung bis zu 75 % auf Laststufe 3.

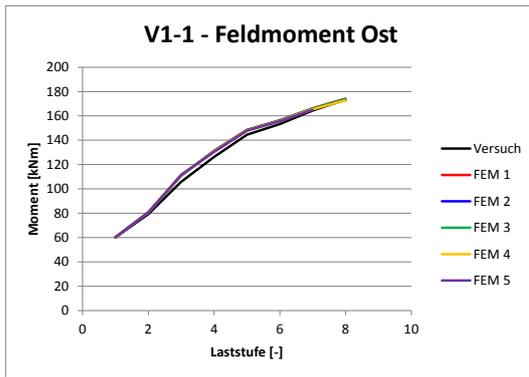


Abbildung 7-32

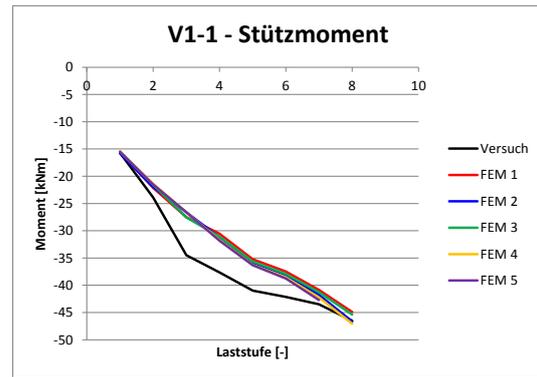


Abbildung 7-33

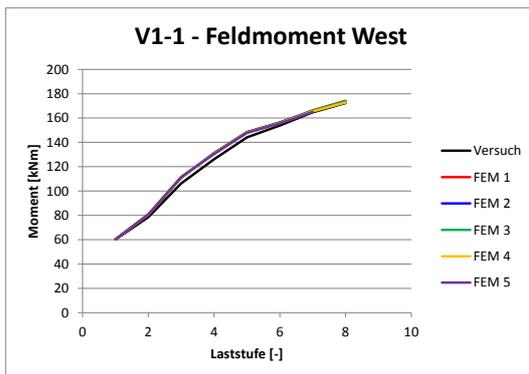


Abbildung 7-34

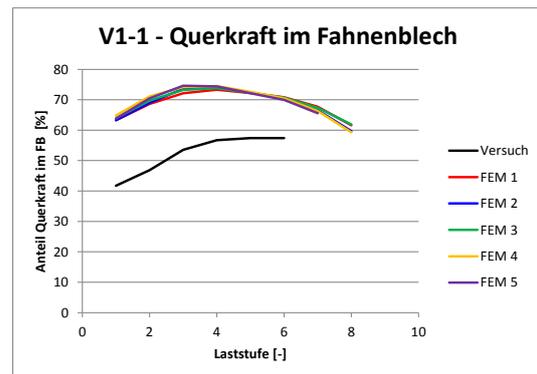


Abbildung 7-35

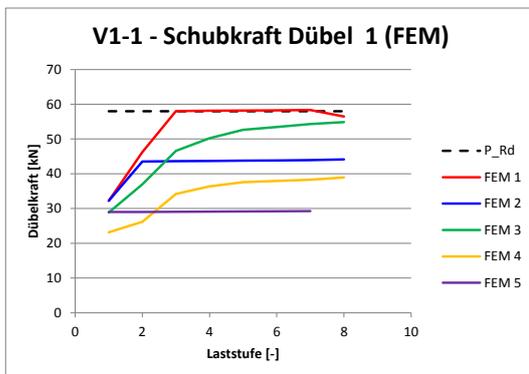


Abbildung 7-36

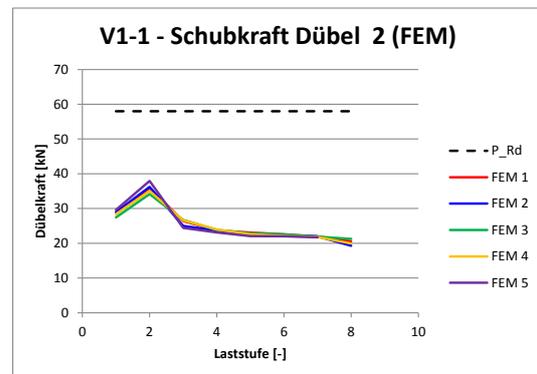


Abbildung 7-37

Die Verformung an der Stelle der Lastaufbringung (Weggeber 1) passt bis Laststufe 2 sehr gut und wird dann mit steigender Last zunehmend zu groß berechnet. Die Überschätzung der Verformung beträgt auf Laststufe 8 für FEM 1 10 % und für FEM 4 29 %. Bei FEM 4 wurde die Tragfähigkeit des innersten Kopfbolzendübeln auf 70 % verringert, was sich in einer starken Verformungszunahme äußert, da die Verbundfuge an dieser Stelle schneller fließt als bei nicht reduzierter Dübeltragfähigkeit. Bei FEM 5 ist die Dübeltragfähigkeit des ersten Dübeln auf 50 % herabgesetzt, was zur Folge hat, dass kein Gleichgewicht gefunden wird und das System rechnerisch versagt.

Der Schlupf in der Verbundfuge (Weggeber 2, 3, 12 und 13) wird bei allen Varianten stark unterschätzt. Auffallend ist, dass ab Laststufe 2 bis 3 der rechnerische Schlupf in der Verbundfuge nicht mehr zunimmt, der im Versuch gemessene Schlupf nimmt dagegen stetig zu. FEM 3 und FEM 4 liefern grundsätzlich größere Verschiebungen als die anderen Varianten, was mit der kontinuierlichen Arbeitslinie für die Dübelsteifigkeit zusammenhängt. Im Vergleich dazu weisen die anderen Varianten weniger Schlupf auf, weil die Anfangssteifigkeit der Kopfbolzendübel in den dort zugrunde gelegten Arbeitslinien bis zum Erreichen von P_{Rd} gleich bleibt. Die Reduzierung von P_{Rd} bei FEM 2 und FEM 5 gegenüber FEM 1 kommt nicht zum Tragen, hingegen ist die Reduzierung von P_{Rd} des ersten Dübels bei FEM 4 gegenüber FEM 3 deutlich zu erkennen. Allerdings wird auch bei diesen Varianten kein ähnlich großer Schlupf wie im Versuch erreicht. Die Reduzierung von P_{Rd} für den ersten Kopfbolzendübel (FEM 4 und FEM 5), der durch diese Maßnahme früher fließen soll und so größeren Schlupf aufweisen soll, ist nicht zielführend. Offensichtlich wirkt dadurch im Modell nur eine geringere Dübelkraft, die Relativverformung zwischen Beton und Stahlträger erhöht sich dennoch nicht.

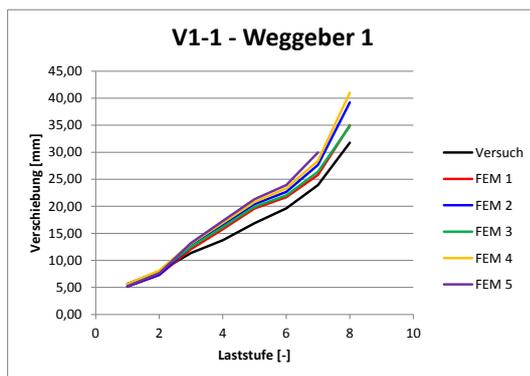


Abbildung 7-38

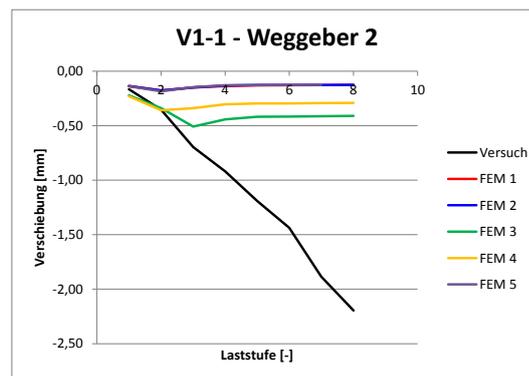


Abbildung 7-39

Die Weggeber 4 bis 8 verhalten sich bei allen Varianten ähnlich und die Messwerte passen mehr oder weniger gut, sie sind aber von untergeordneter Bedeutung, da ihre Interpretation aufgrund des im Grunde unbekanntes Lochspiels nur schwer möglich ist. Geber 4 stimmt z.B. optimal mit den Rechenwerten überein, die anderen weniger. Wegaufnehmer 6 misst die Verformung des oberen Nebenträgerflansches in x-Richtung (positive Werte vom Hauptträger weg), Wegaufnehmer 8 die Verformung des unteren Nebenträgerflansches in x-Richtung (positive Werte zum Hauptträger hin). Offensichtlich bewegt sich der obere Flansch in der Simulation viel stärker als im Versuch in Richtung des Hauptträgers, wohingegen sich der untere Flansch in der Simulation viel weniger als im Versuch zum Hauptträger hin bewegt. Die Summe der Messwerte von Geber 6 und 8 ist aber für Modell und Versuch etwa gleich. Dies ist ein Zeichen dafür, dass die Endverdrehung des Nebenträgers, die gemäß Abbildung 6-41 bestimmt werden kann, relativ zutreffend erfasst wird. Dabei liegt der Drehpol im Versuch weiter oben, im Modell weiter unten.

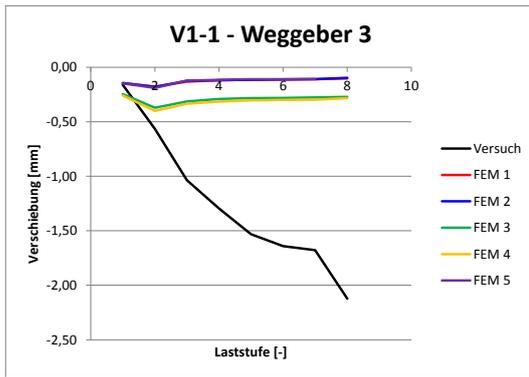


Abbildung 7-40

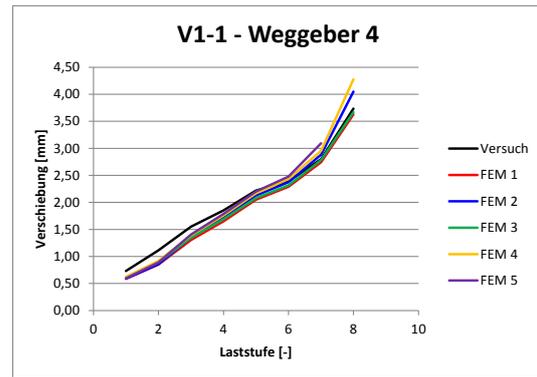


Abbildung 7-41

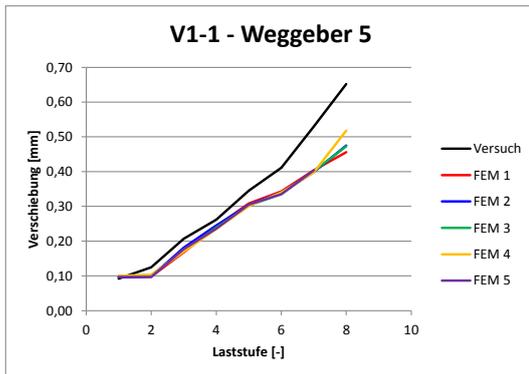


Abbildung 7-42

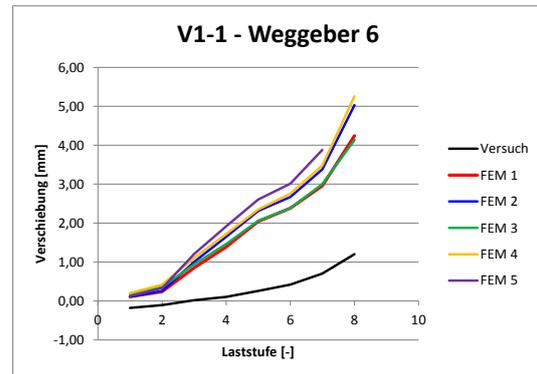


Abbildung 7-43

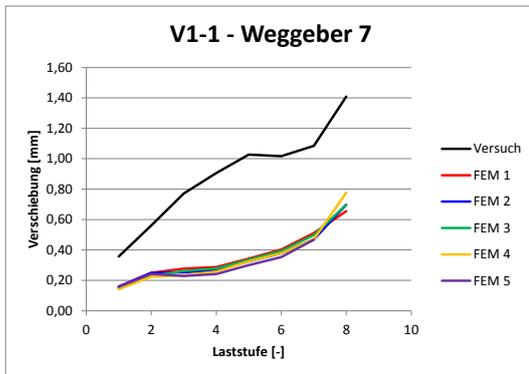


Abbildung 7-44

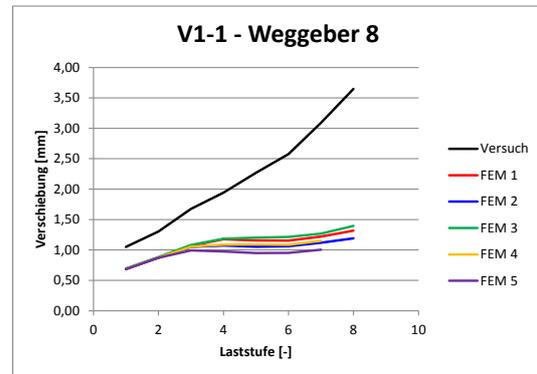


Abbildung 7-45

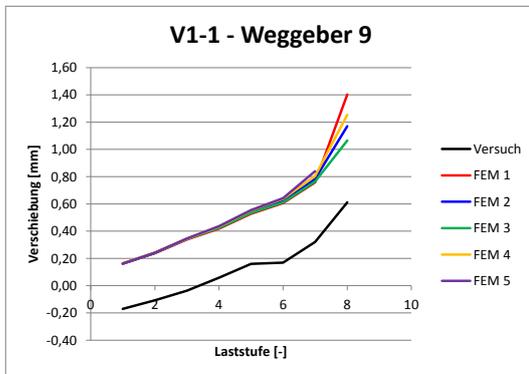


Abbildung 7-46

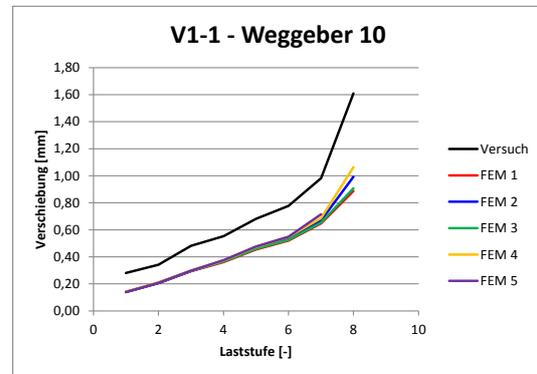


Abbildung 7-47

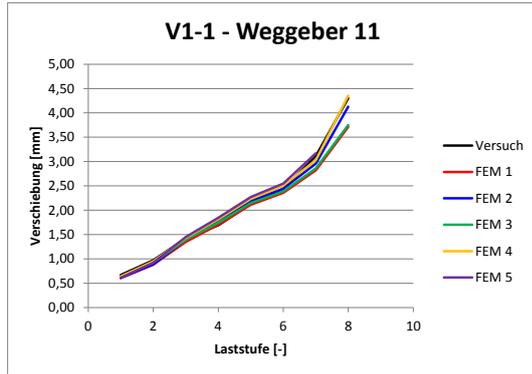


Abbildung 7-48

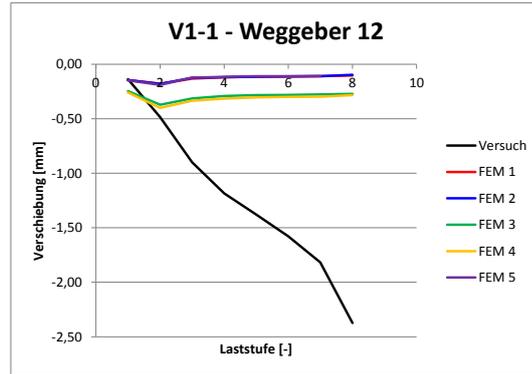


Abbildung 7-49

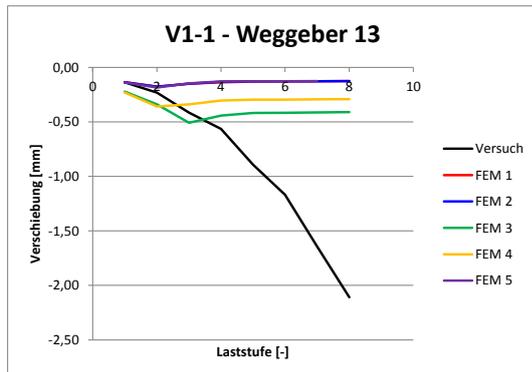


Abbildung 7-50

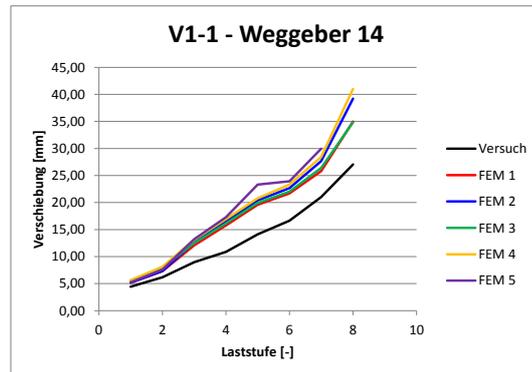


Abbildung 7-51

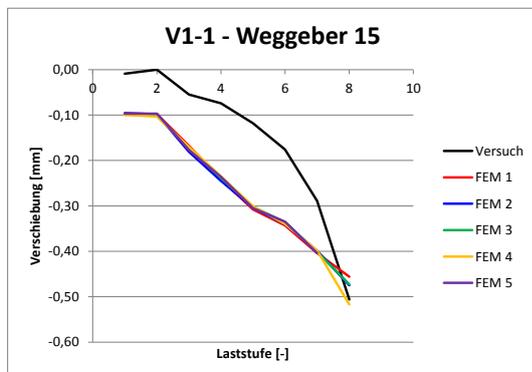


Abbildung 7-52

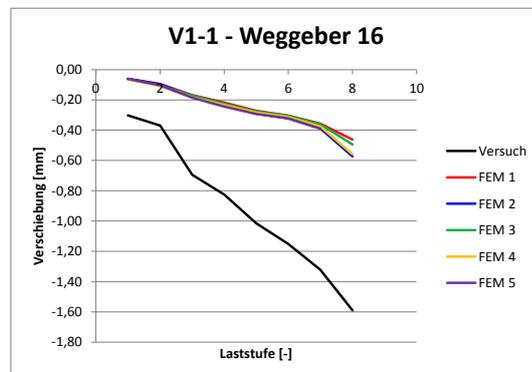


Abbildung 7-53

7.5.3 Nachrechnung von Versuch V1-2

Für den Versuch V1-2 sind die Ergebnisse in Diagrammform in Abbildung 7-54 bis Abbildung 7-65 zusammengestellt.

Hinsichtlich der Abbildung der Schnittgrößenverteilung unterscheiden sich die untersuchten Varianten praktisch nicht. Im Unterschied zu V1-1 verlaufen die Kurven für alle Berechnungsvarianten parallel zur Versuchskurve, wobei das Stützmoment (Betrag) stets zu groß berechnet wird, je nach Laststufe bis zu 35 %.

Ansonsten bestehen wenig Unterschiede zu V1-1, auch bei V1-2 wird der Schlupf in der Verbundfuge für alle Varianten zu klein berechnet.

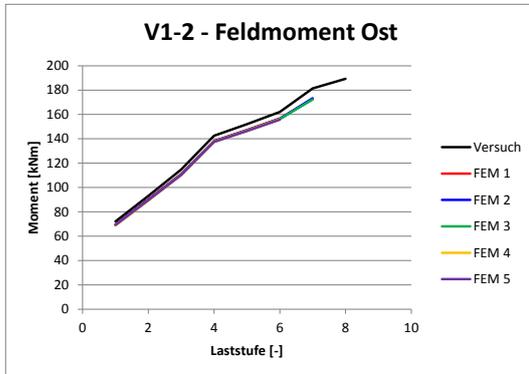


Abbildung 7-54

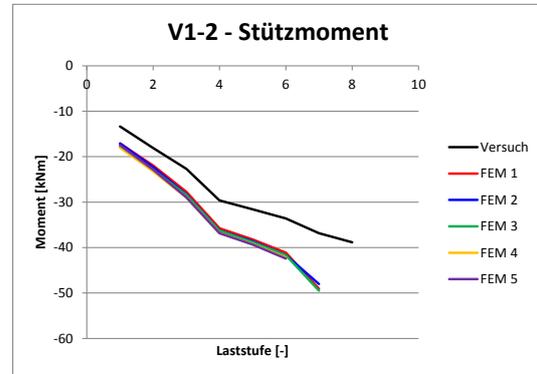


Abbildung 7-55

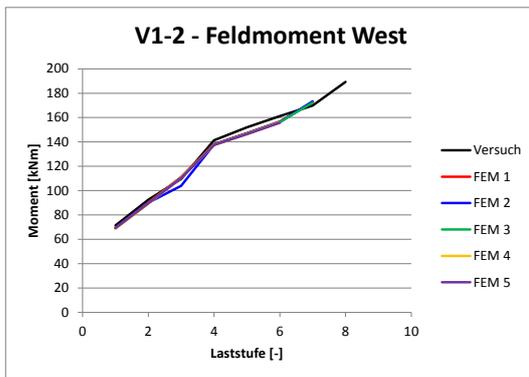


Abbildung 7-56

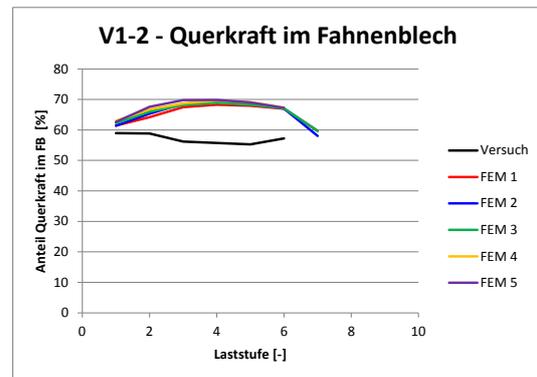


Abbildung 7-57

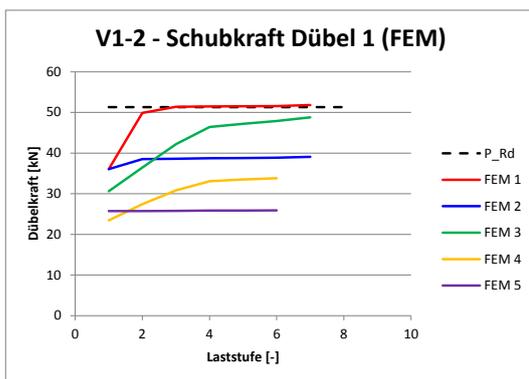


Abbildung 7-58

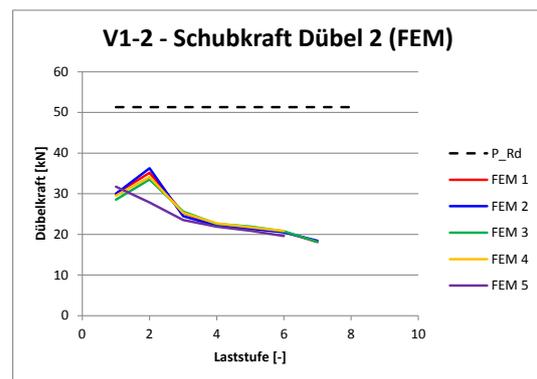


Abbildung 7-59

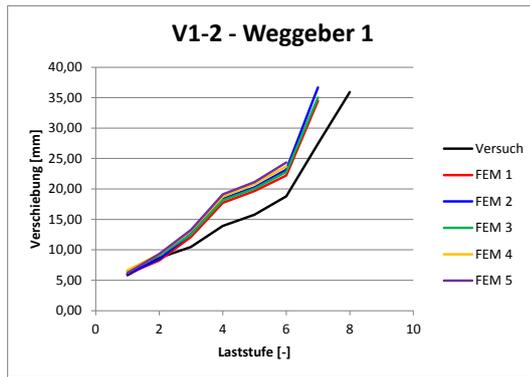


Abbildung 7-60

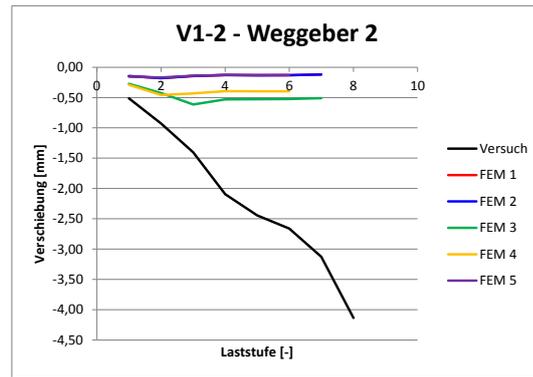


Abbildung 7-61

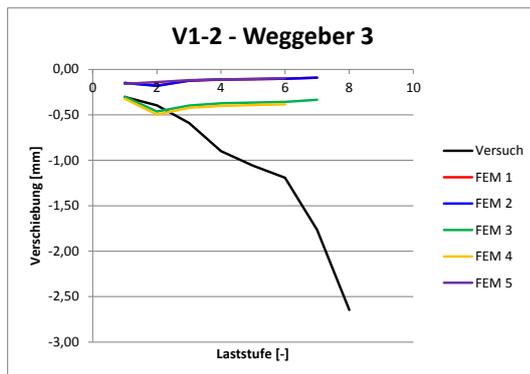


Abbildung 7-62

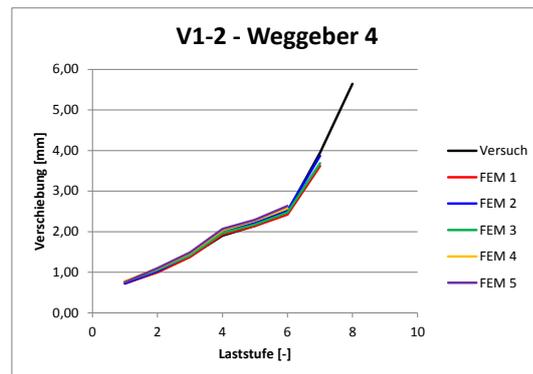


Abbildung 7-63

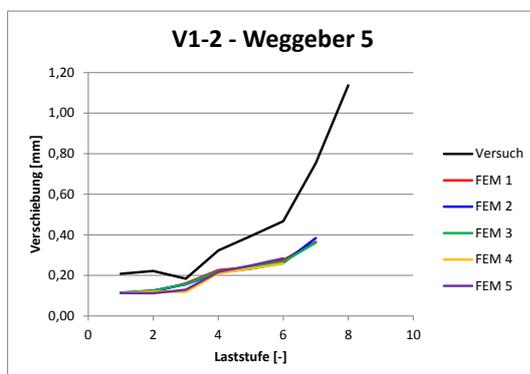


Abbildung 7-64

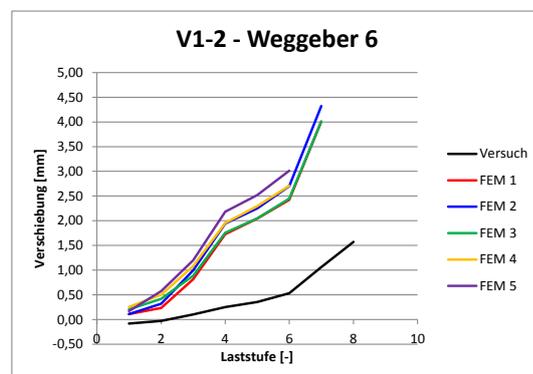


Abbildung 7-65

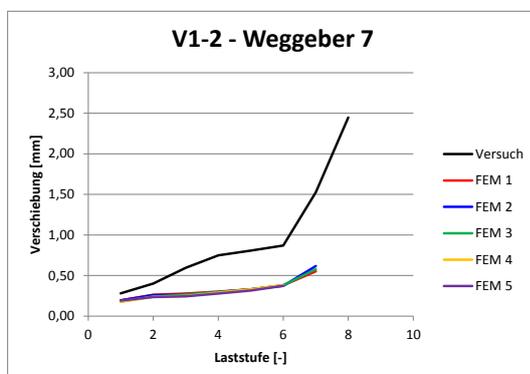


Abbildung 7-66

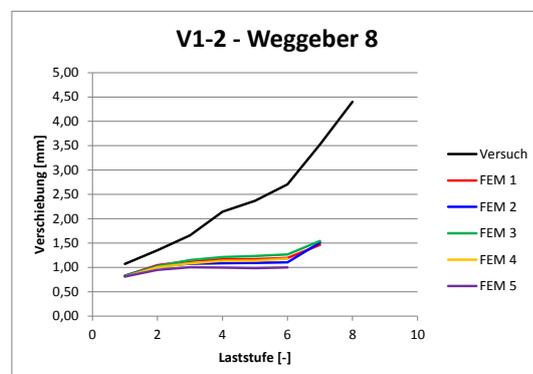


Abbildung 7-67

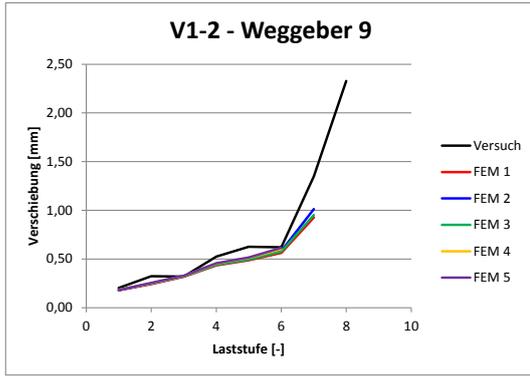


Abbildung 7-68

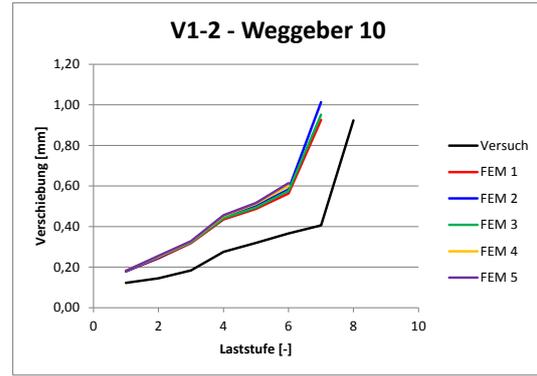


Abbildung 7-69

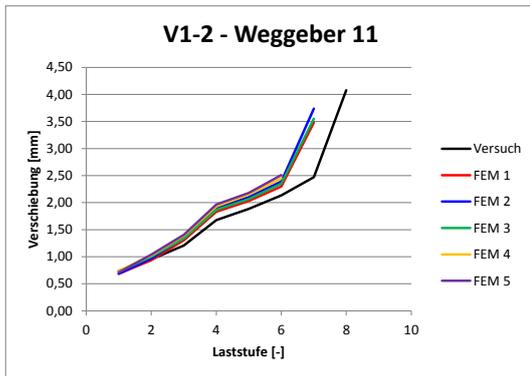


Abbildung 7-70

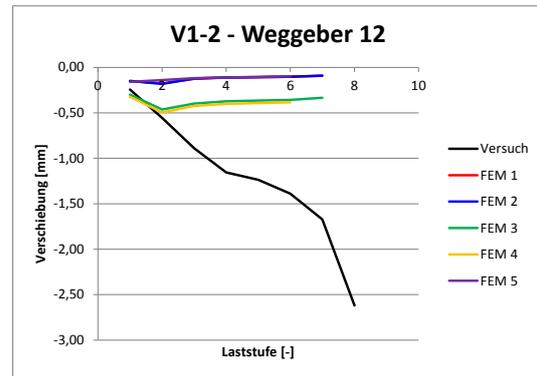


Abbildung 7-71

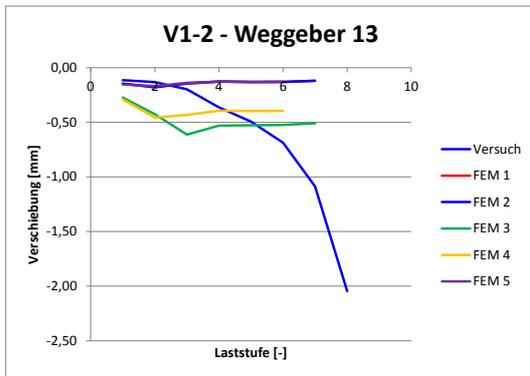


Abbildung 7-72

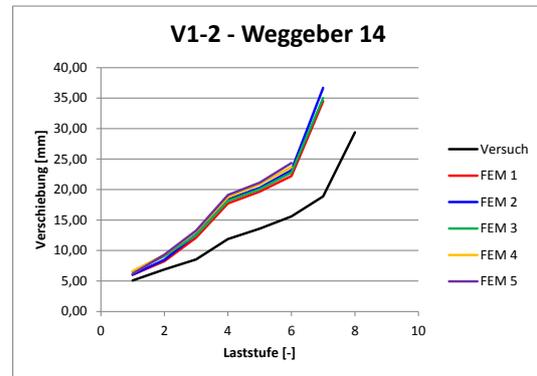


Abbildung 7-73

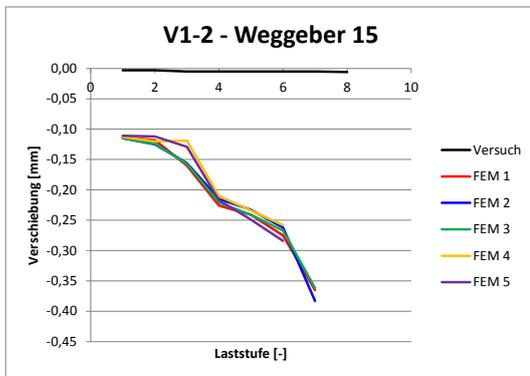


Abbildung 7-74

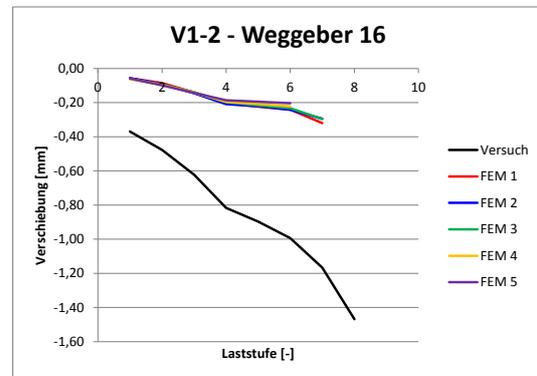


Abbildung 7-75

7.5.4 Nachrechnung von Versuch V1-3

Die Schnittgrößenverteilung stimmt für alle Varianten und auf allen Laststufen nahezu perfekt mit den Versuchsergebnissen überein. Für FEM 1 und FEM 3 wird bis Laststufe 7 Konvergenz erzielt und die Kurven der Berechnung folgen der Kurve mit den Messwerten sehr genau.

Bis Laststufe 2 wird die Durchbiegung (Wegaufnehmer 1) sehr zutreffend erfasst, danach sind die berechneten Werte für alle Varianten etwa 30 bis 40 % zu groß, wobei FEM 1 mit ca. 30 % Abweichung am besten passt und alle anderen Varianten infolge der nachgiebigeren Verbundfuge zu größeren Durchbiegungen führen. Die Nachgiebigkeit der Verbundfuge im Anschlussbereich wird auch bei V1-3 stark unterschätzt, sie ist real viel größer und steigt mit dem Lastniveau an.

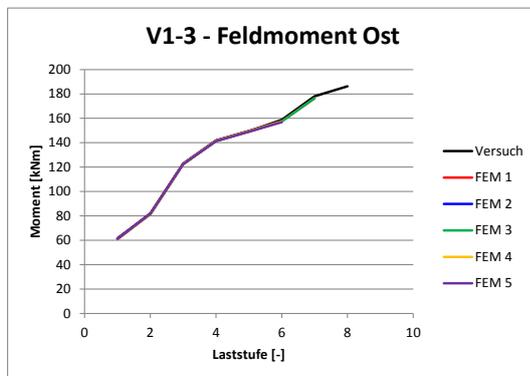


Abbildung 7-76

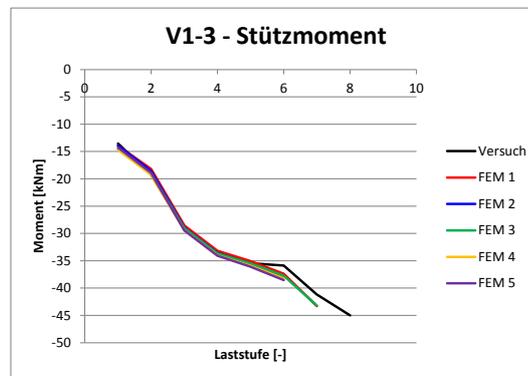


Abbildung 7-77

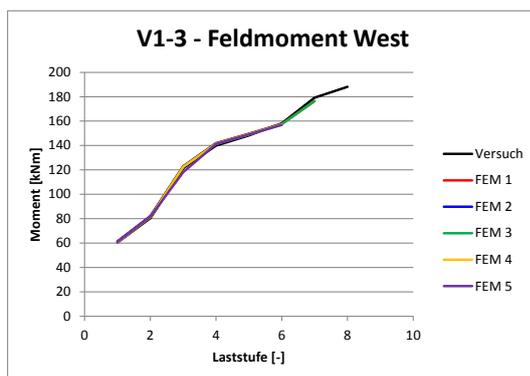


Abbildung 7-78

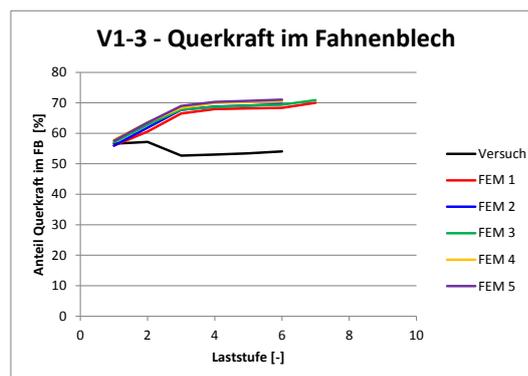


Abbildung 7-79

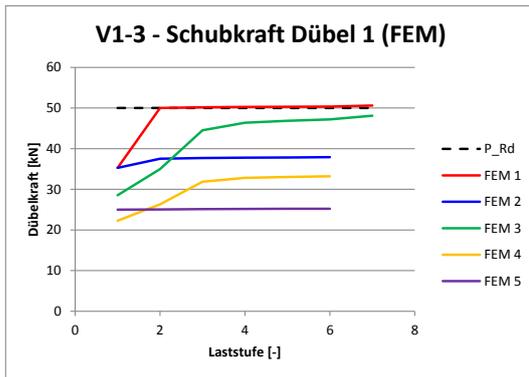


Abbildung 7-80

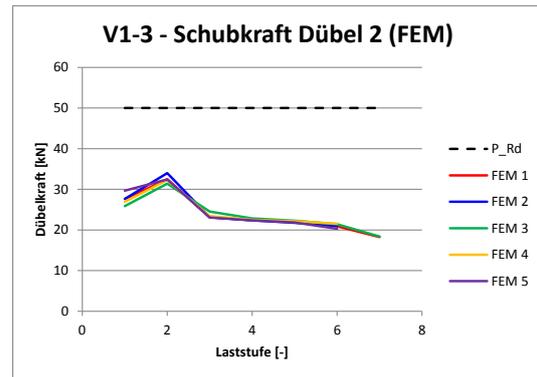


Abbildung 7-81

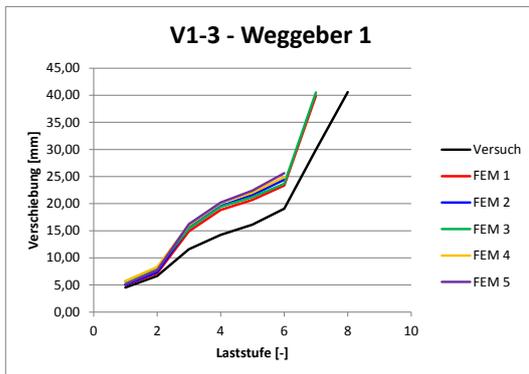


Abbildung 7-82

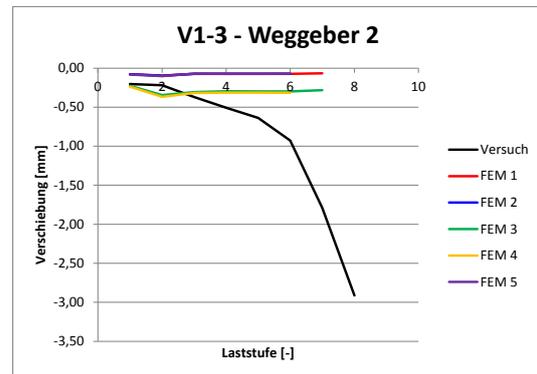


Abbildung 7-83

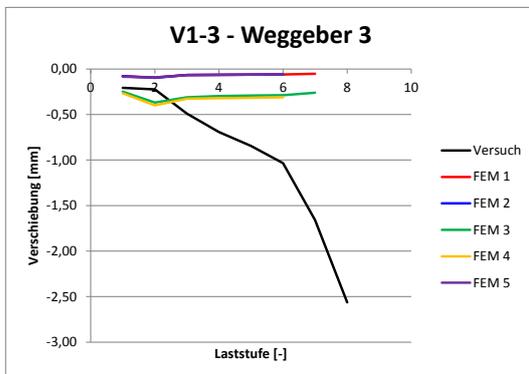


Abbildung 7-84

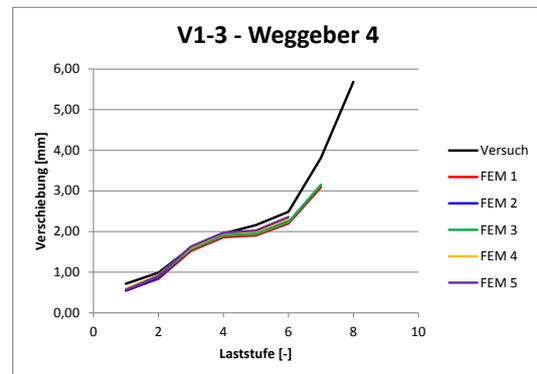


Abbildung 7-85

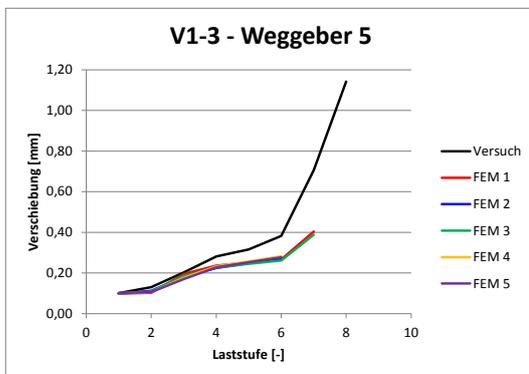


Abbildung 7-86

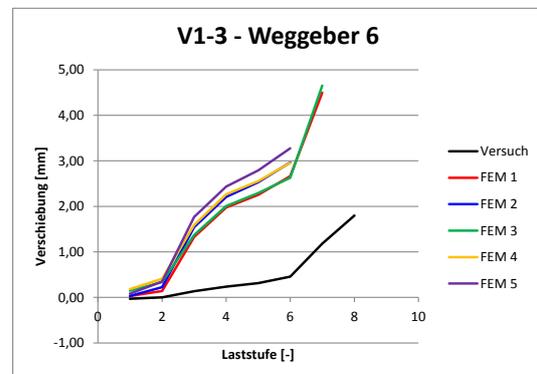


Abbildung 7-87

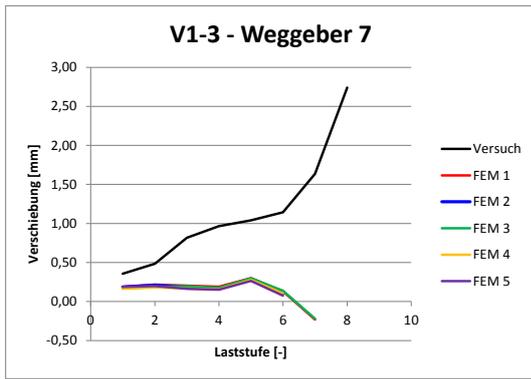


Abbildung 7-88

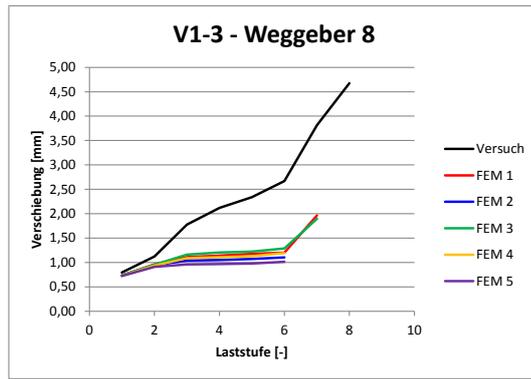


Abbildung 7-89

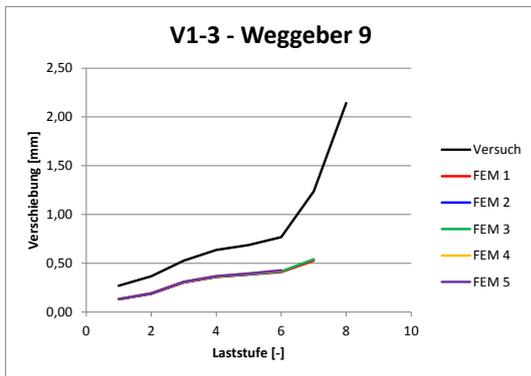


Abbildung 7-90

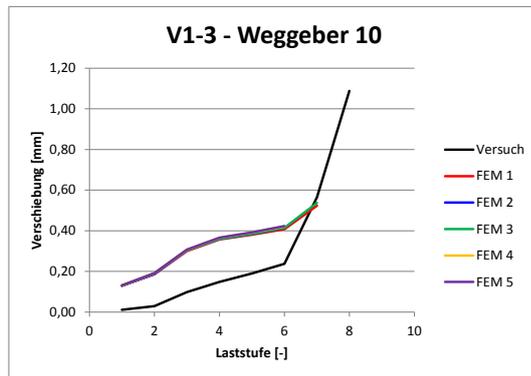


Abbildung 7-91

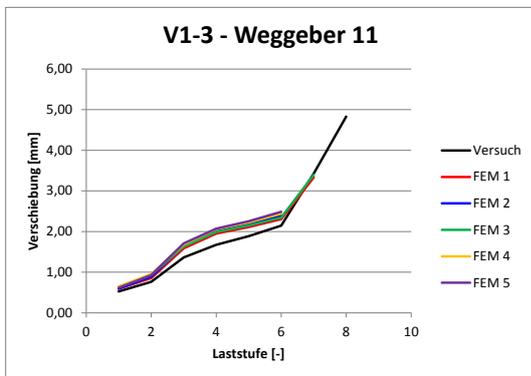


Abbildung 7-92

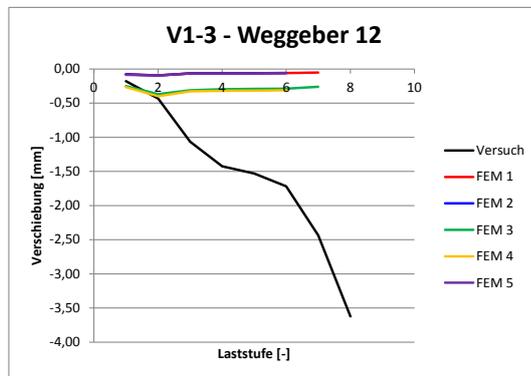


Abbildung 7-93

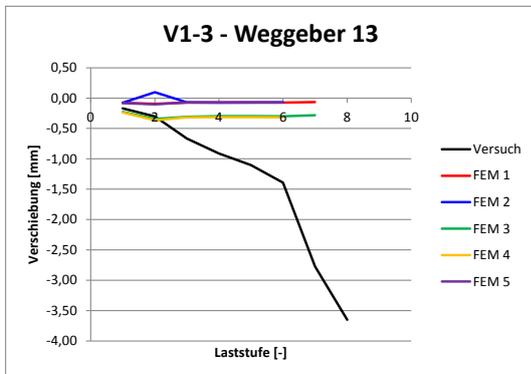


Abbildung 7-94

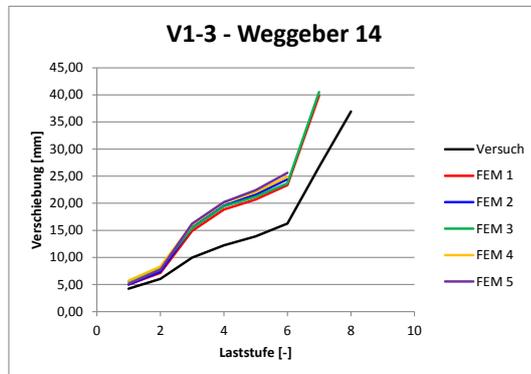


Abbildung 7-95

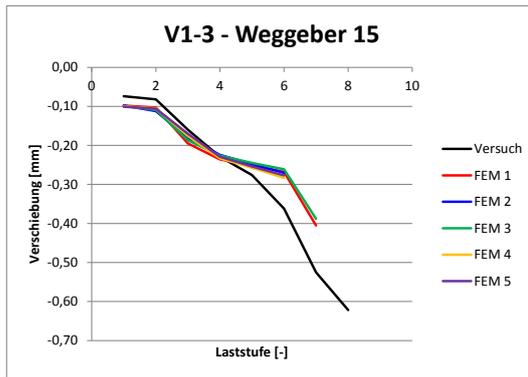


Abbildung 7-96

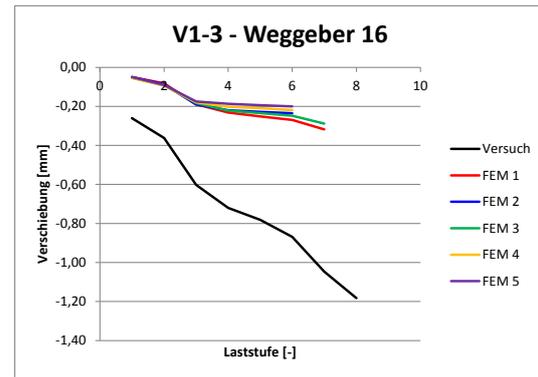


Abbildung 7-97

7.5.5 Nachrechnung von Versuch V2-1

Ähnlich wie bei Versuch V1-1 passen die Stützmomente auf den Laststufen 1 und 7 (FEM 2) bzw. 8 (FEM 1) gut zusammen, für dazwischenliegende Laststufen wird das Stützmoment um bis zu 41 % zu groß berechnet.

Die Durchbiegung (Weggeber 1) wird auf niedrigem Lastniveau um bis zu 19 % überschätzt, ab Laststufe 6 bis 7 ändert sich die Richtung der Abweichung und die Durchbiegung wird um bis zu 25 % unterschätzt.

Anders als bei Versuchsreihe 1 zeigt die Nachgiebigkeit der Verbundfuge eine deutliche Korrelation zur einwirkenden Kraft. Der mit den Wegaufnehmern 3 und 4 gemessene Schlupf verbleibt nicht auf einem etwa konstantem Niveau, sondern steigt wie die gemessenen Werte kontinuierlich an. Zwar sind die berechneten Werte je nach Laststufe bis um das Fünffache zu groß, die Tendenz stimmt aber. Insbesondere FEM 1 folgt der Messkurve von Wegaufnehmer 4 recht gut. Weggeber 2 befindet sich mit einer Entfernung von ca. 120 cm vom Hauptträger schon jenseits des Momentennullpunktes, im FE-Modell wird dort ein zu kleiner Schlupf berechnet, der über die Laststufen fast konstant bleibt.

Tendenz und Richtung der anderen Vergleichswerte stimmen, auch wenn die Abweichungen teilweise groß sind. Es gelten die bereits beschriebenen Einschränkungen, insbesondere im Hinblick auf das unbekannte Lochspiel.

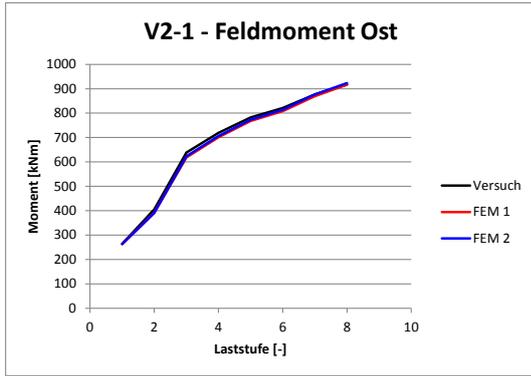


Abbildung 7-98

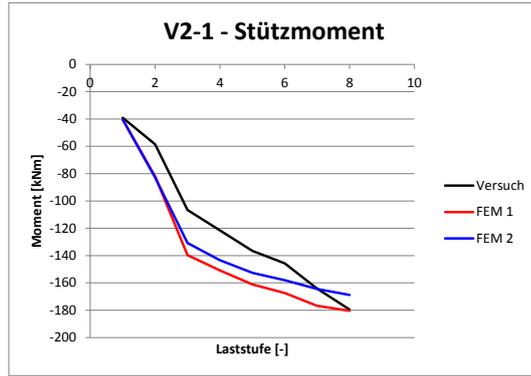


Abbildung 7-99

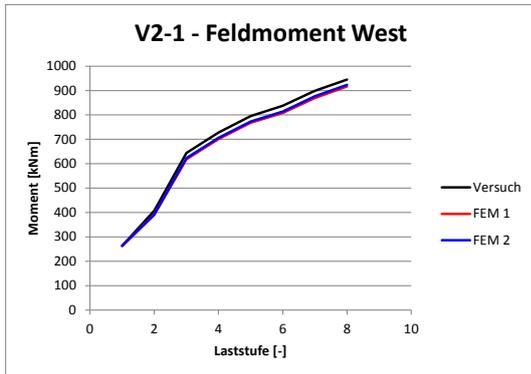


Abbildung 7-100

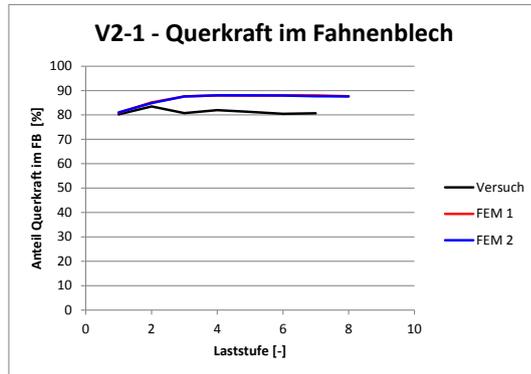


Abbildung 7-101

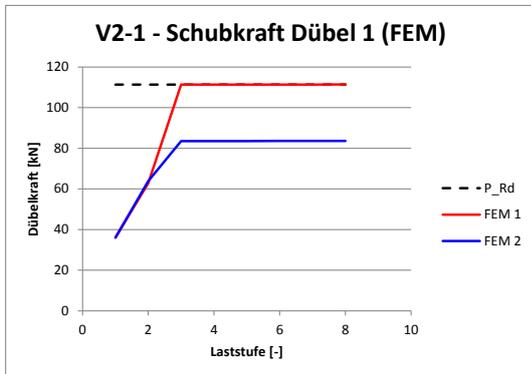


Abbildung 7-102

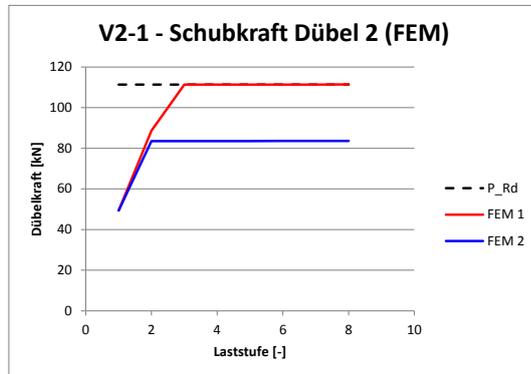


Abbildung 7-103

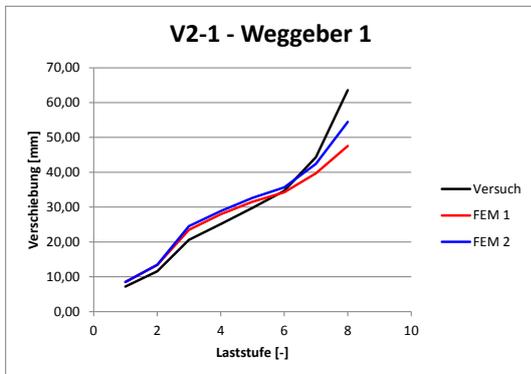


Abbildung 7-104

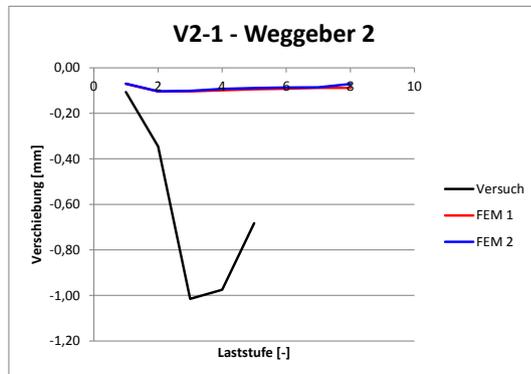


Abbildung 7-105

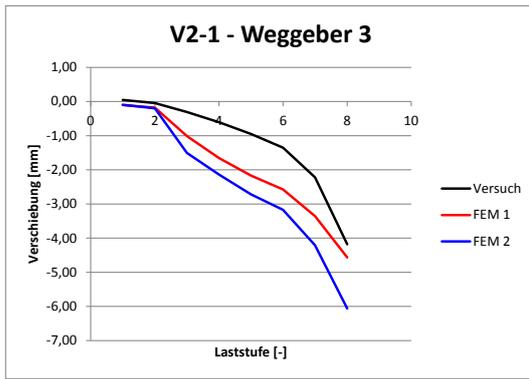


Abbildung 7-106

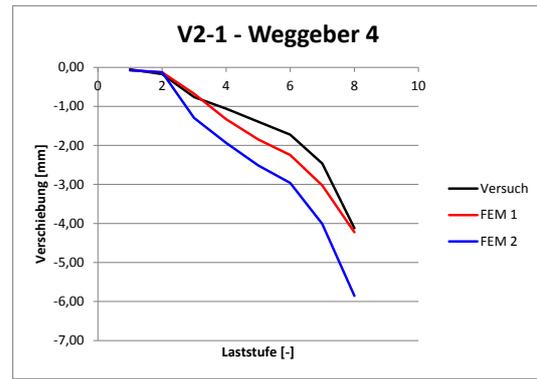


Abbildung 7-107

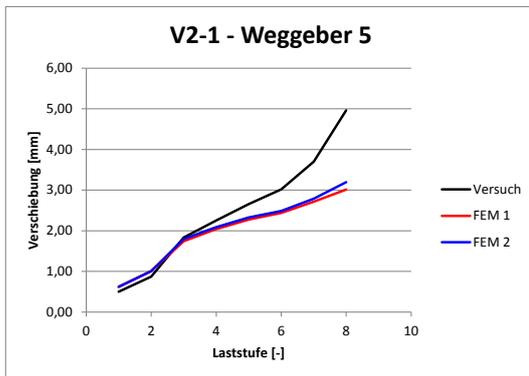


Abbildung 7-108

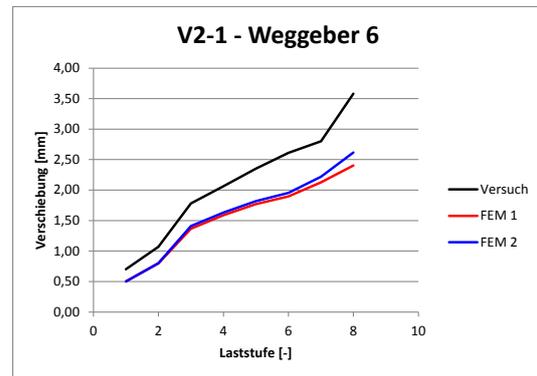


Abbildung 7-109

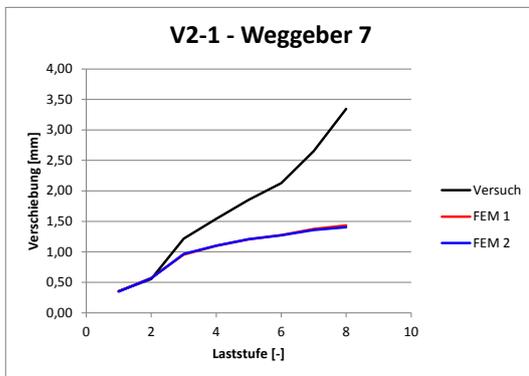


Abbildung 7-110

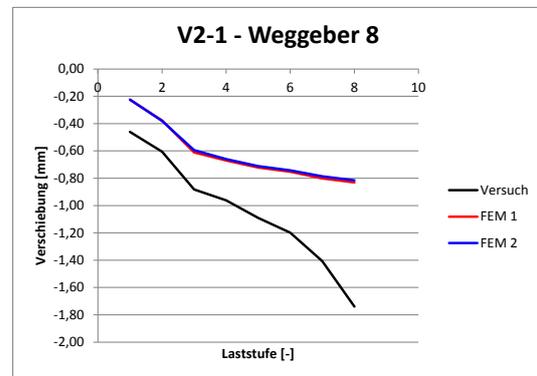


Abbildung 7-111

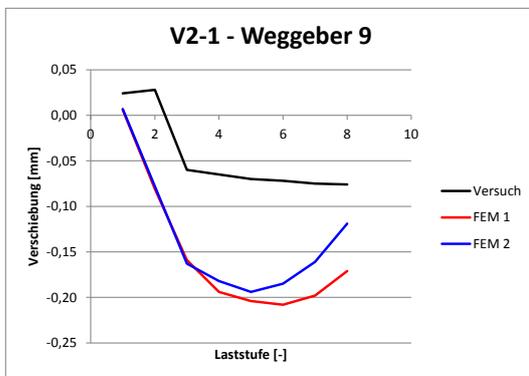


Abbildung 7-112

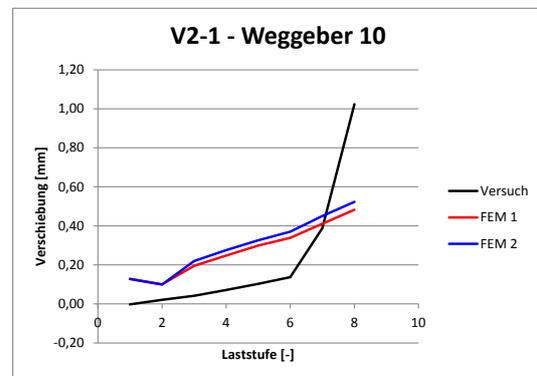


Abbildung 7-113

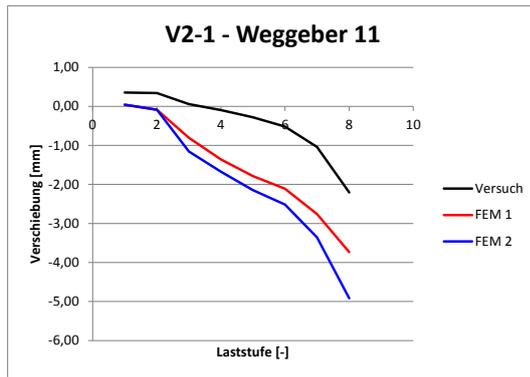


Abbildung 7-114

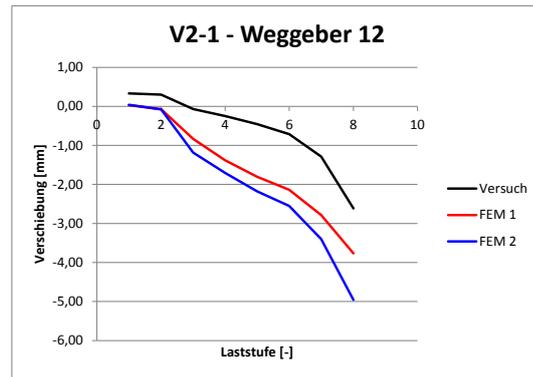


Abbildung 7-115

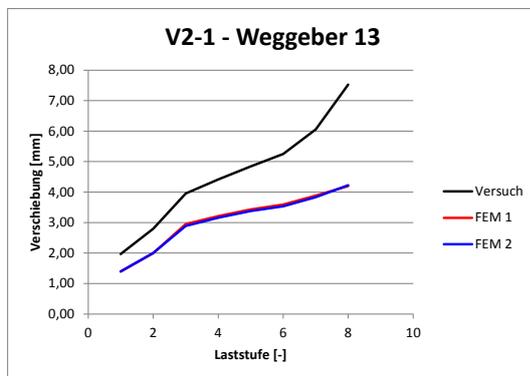


Abbildung 7-116

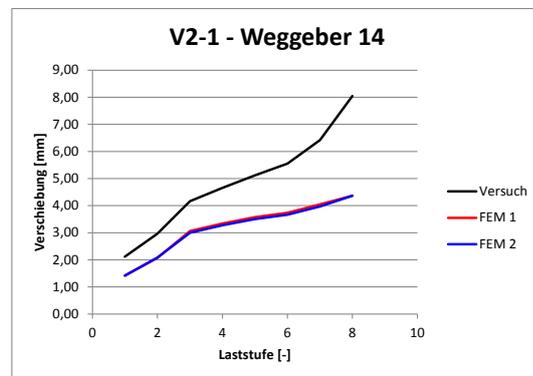


Abbildung 7-117

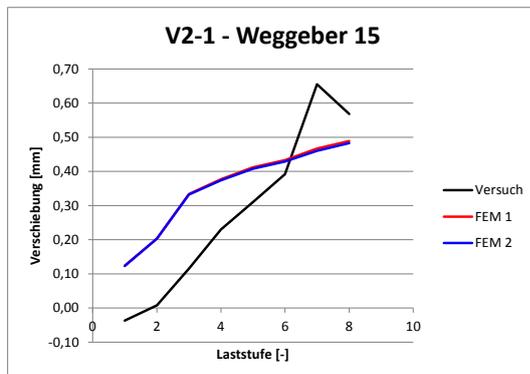


Abbildung 7-118

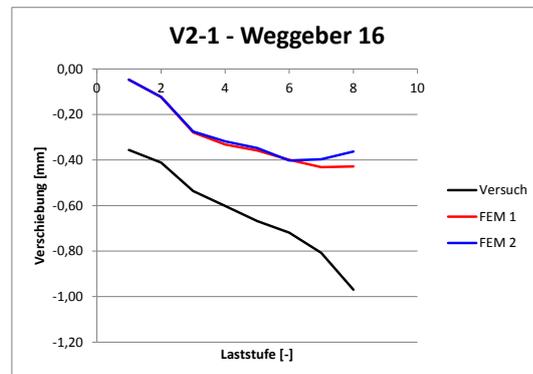


Abbildung 7-119

7.5.6 Nachrechnung von Versuch V2-2

Qualitativ ergeben sich dieselben Beobachtungen und Erkenntnisse wie für Versuch V2-1.

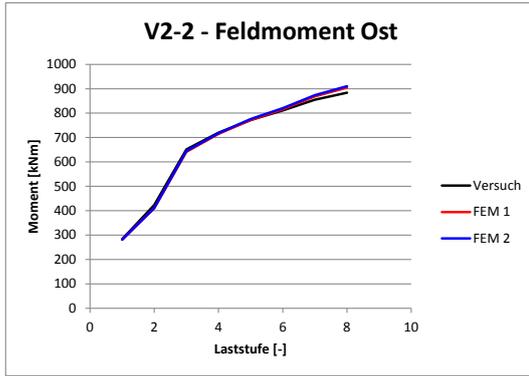


Abbildung 7-120

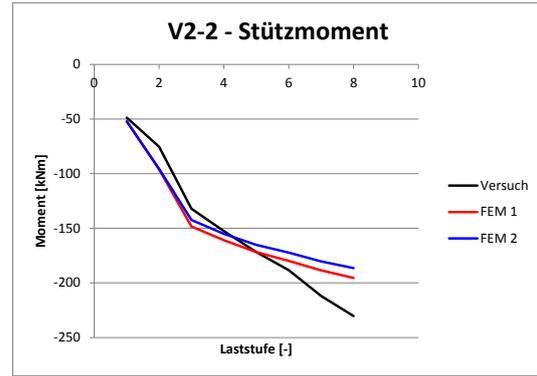


Abbildung 7-121

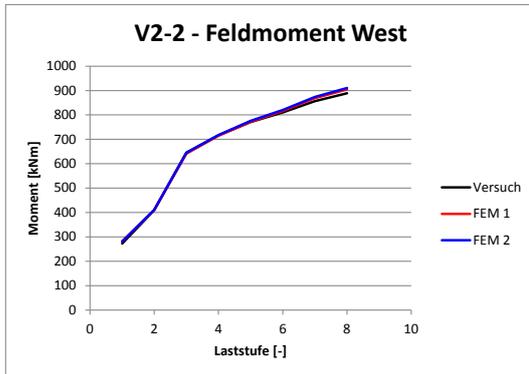


Abbildung 7-122

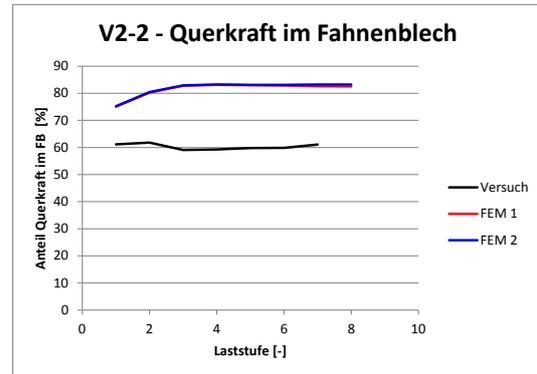


Abbildung 7-123

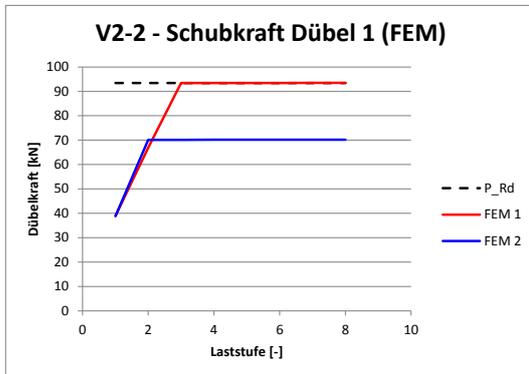


Abbildung 7-124

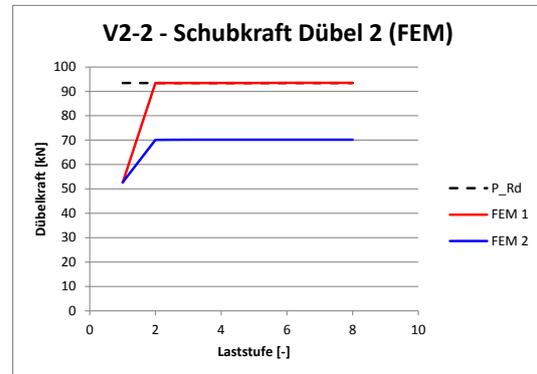


Abbildung 7-125

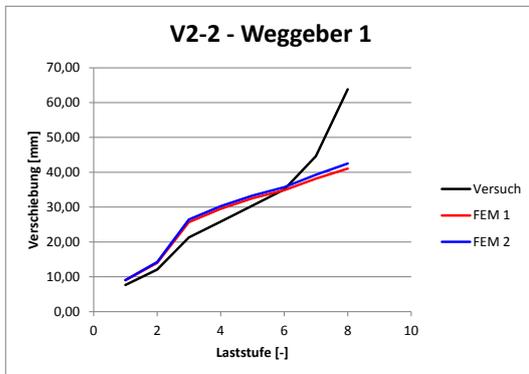


Abbildung 7-126

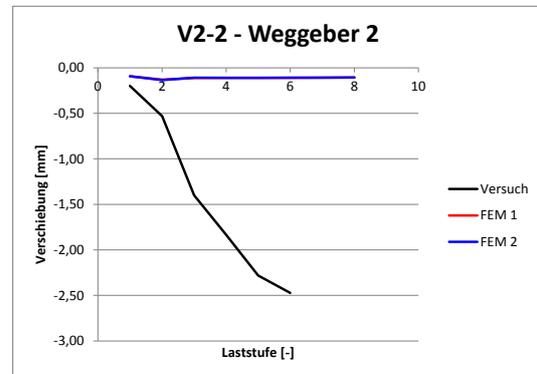


Abbildung 7-127

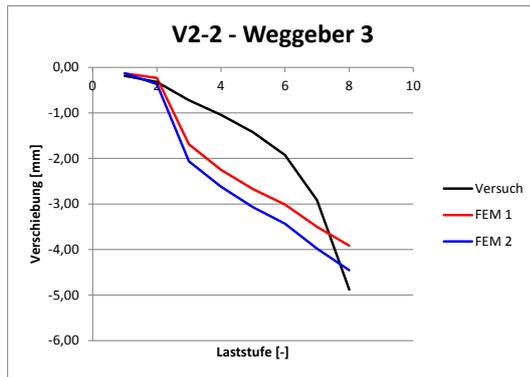


Abbildung 7-128

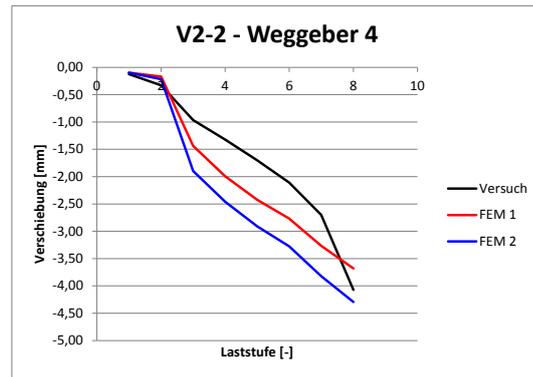


Abbildung 7-129

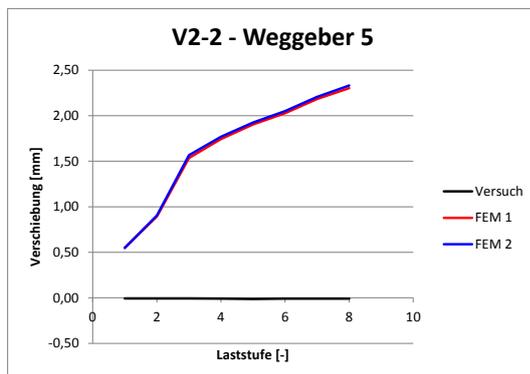


Abbildung 7-130

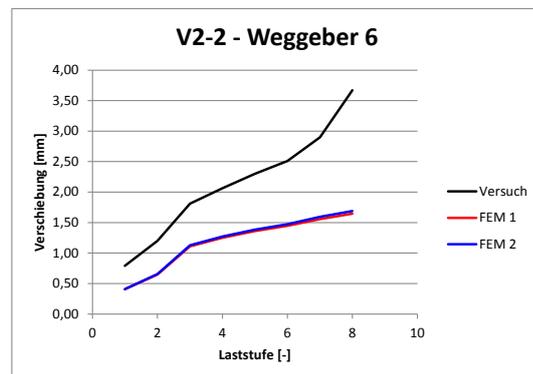


Abbildung 7-131

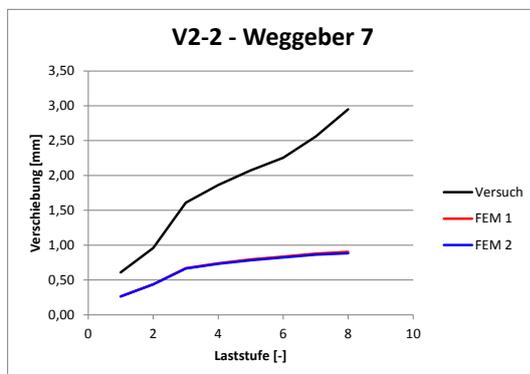


Abbildung 7-132

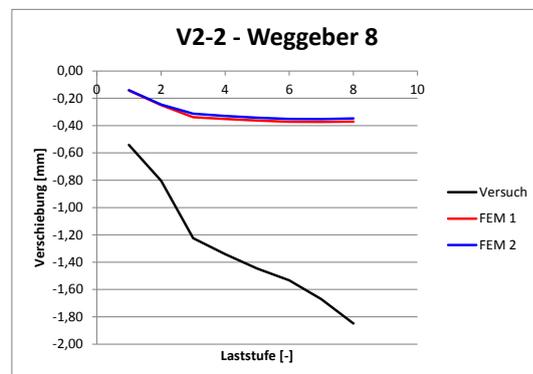


Abbildung 7-133

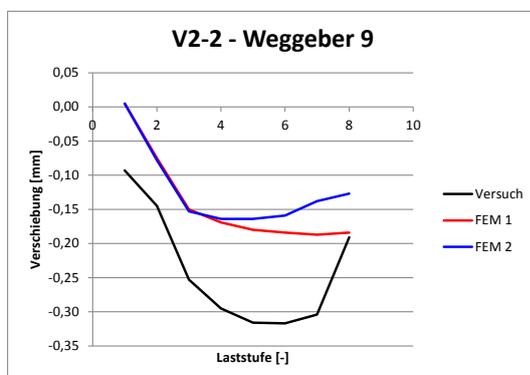


Abbildung 7-134

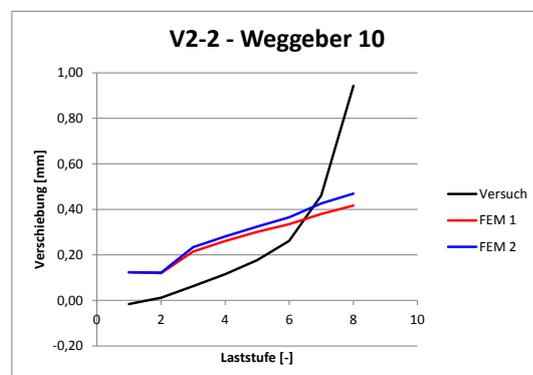


Abbildung 7-135

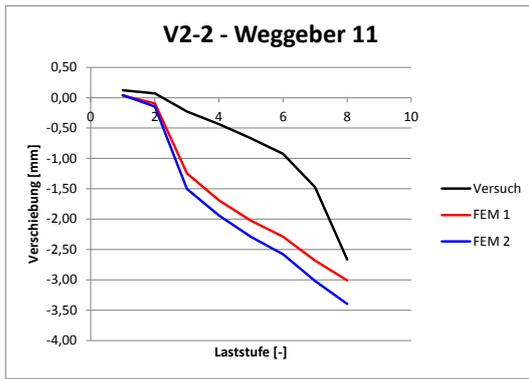


Abbildung 7-136

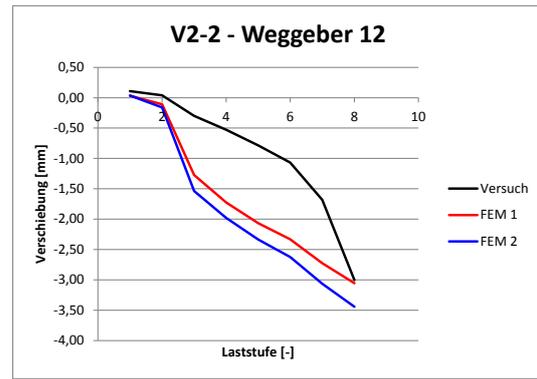


Abbildung 7-137

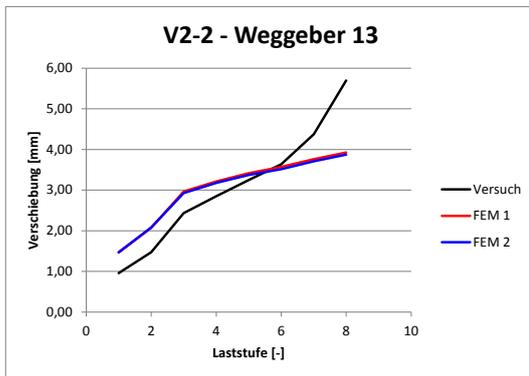


Abbildung 7-138

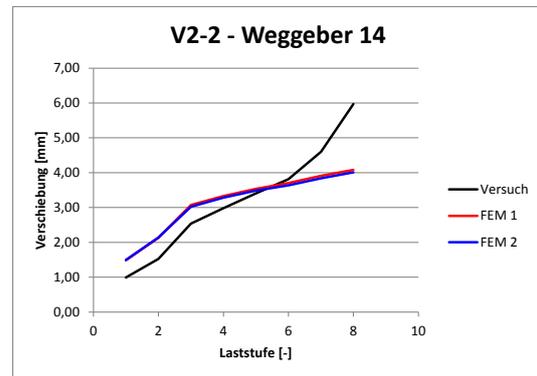


Abbildung 7-139

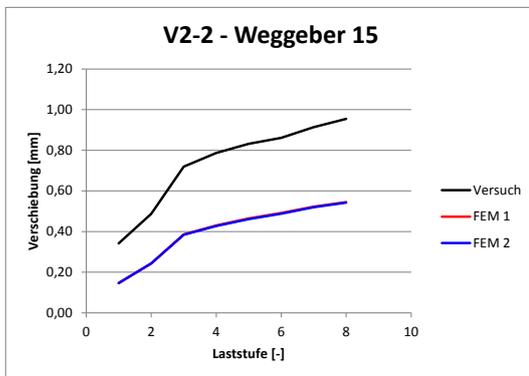


Abbildung 7-140

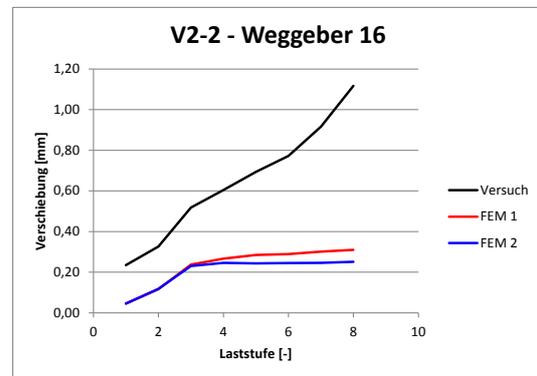


Abbildung 7-141

7.5.7 Nachrechnung von Versuch V2-3

Qualitativ ergeben sich dieselben Beobachtungen und Erkenntnisse wie für Versuch V2-1.

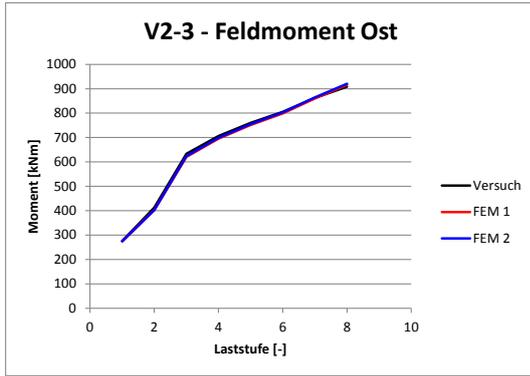


Abbildung 7-142

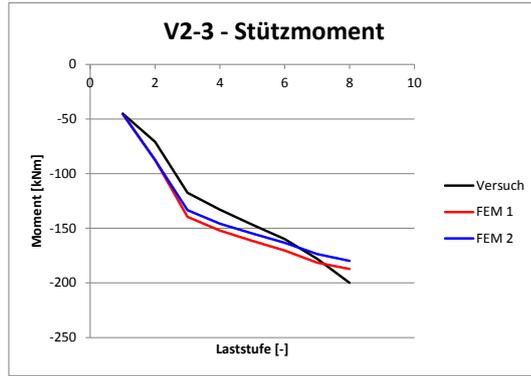


Abbildung 7-143

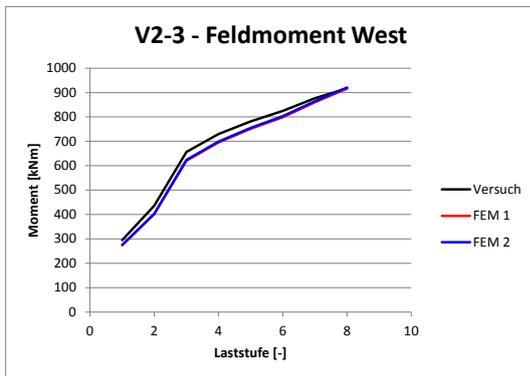


Abbildung 7-144

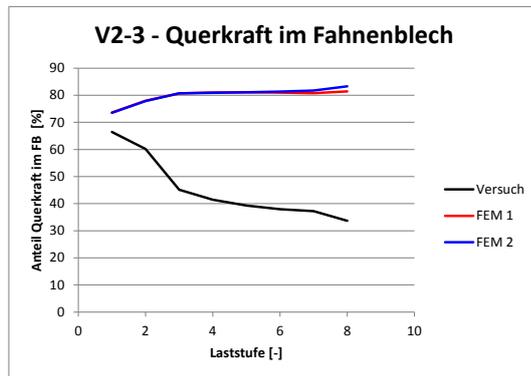


Abbildung 7-145

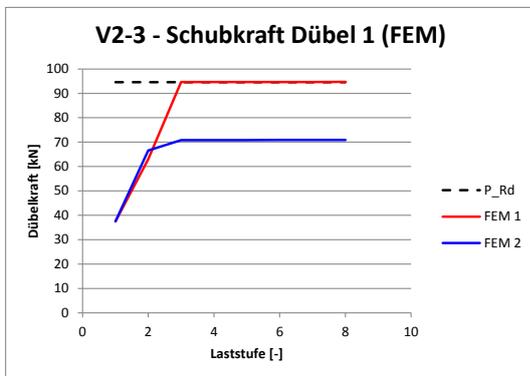


Abbildung 7-146

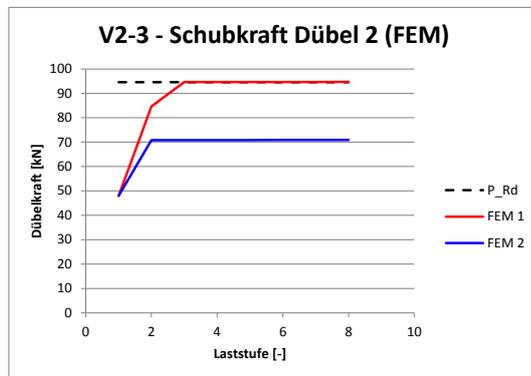


Abbildung 7-147

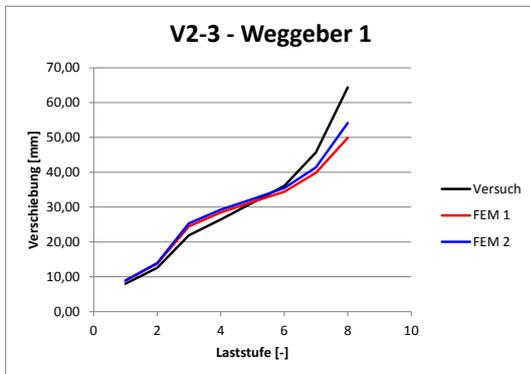


Abbildung 7-148

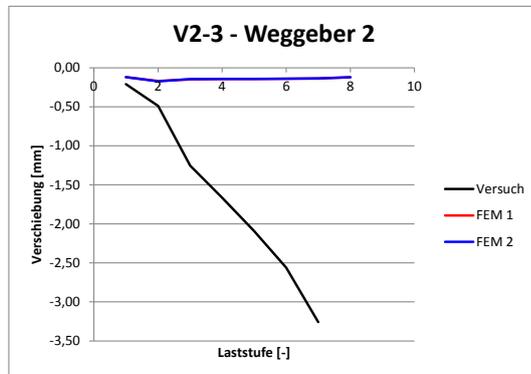


Abbildung 7-149

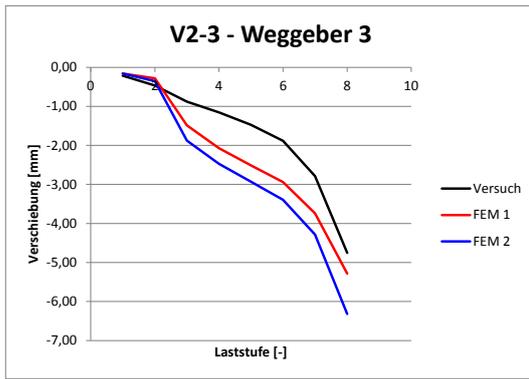


Abbildung 7-150

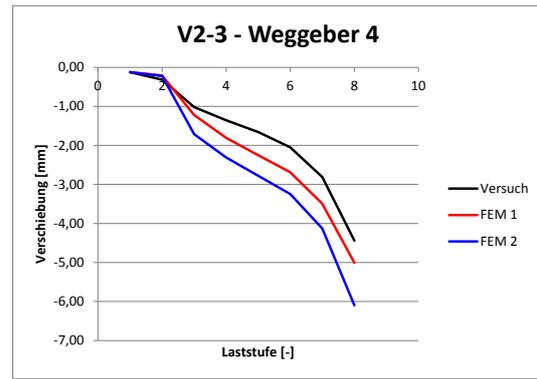


Abbildung 7-151

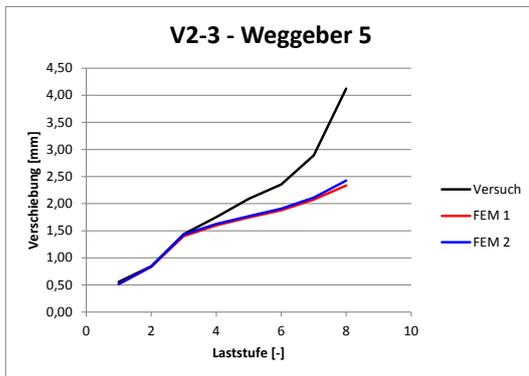


Abbildung 7-152

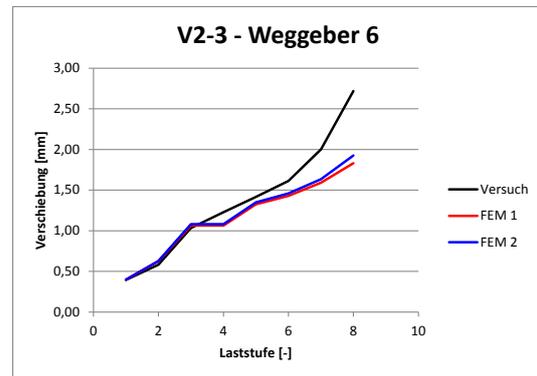


Abbildung 7-153

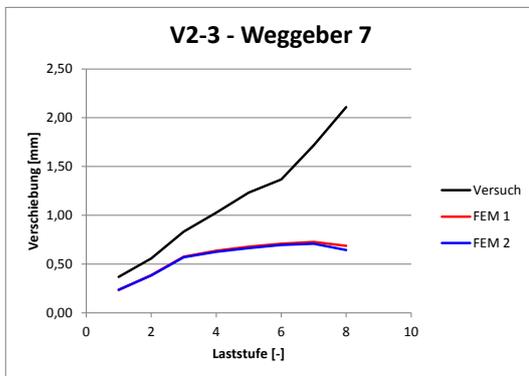


Abbildung 7-154

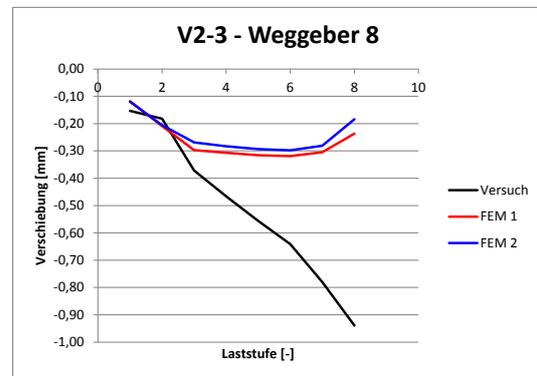


Abbildung 7-155

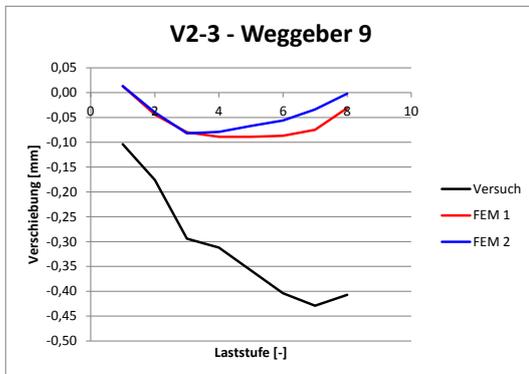


Abbildung 7-156

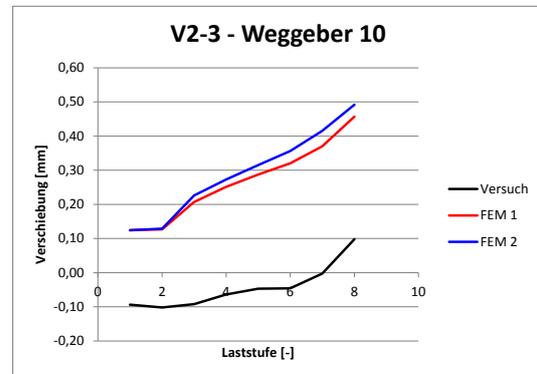


Abbildung 7-157

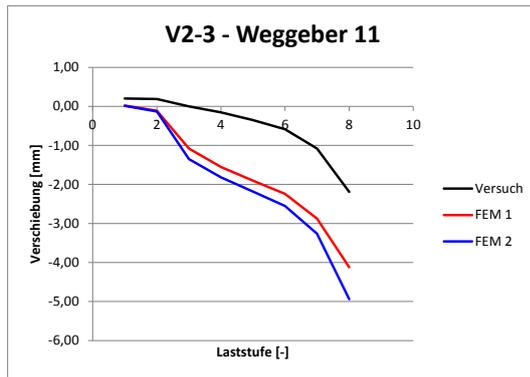


Abbildung 7-158

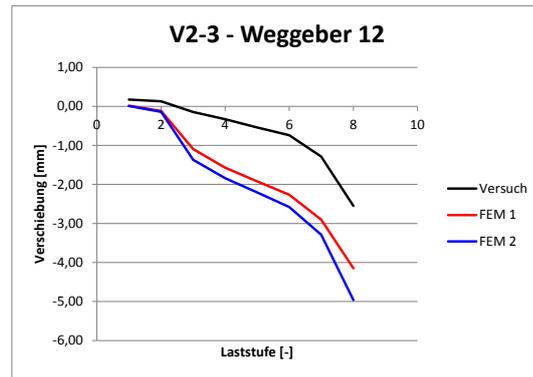


Abbildung 7-159

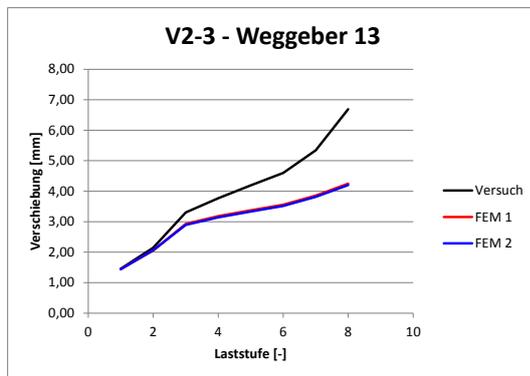


Abbildung 7-160

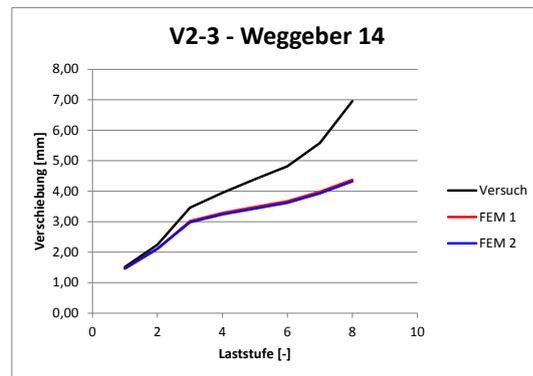


Abbildung 7-161

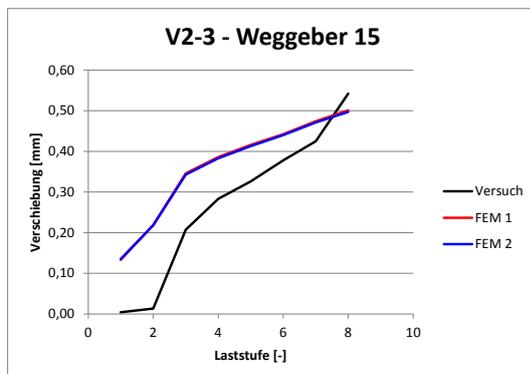


Abbildung 7-162

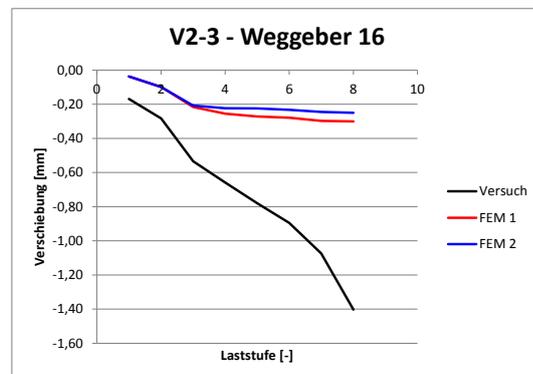


Abbildung 7-163

7.6 Erkenntnisse und Bewertung des numerischen Modells

Im vorgestellten numerischen Berechnungsmodell wird die Geometrie der Versuchskörper exakt erfasst und die beteiligten Baustoffe werden mit ihren tatsächlichen Materialeigenschaften berücksichtigt. Form und Material sind damit vorgegeben und stehen nicht als Parameter zur Verfügung.

Einzelne Bauteile wie Verbindungsmittel (Schrauben) oder Verbundmittel (Kopfbolzendübel) sind durch Federn idealisiert. Durch Variation der Arbeitslinien dieser Federn kann die Übereinstimmung zwischen Modell und Versuch optimiert werden. Dabei ist zu beachten, dass die Variation in gewissen Grenzen erfolgen muss, da in Normenwerk und Literatur Anhaltswerte zu finden sind, von denen anzunehmen ist, dass sie zumindest der Größenordnung nach zutreffend sind.

Im Zuge der Kalibrierung des Modells wurden die Arbeitslinien der Ersatzfedern für Kopfbolzendübel und Schrauben innerhalb sinnvoller Grenzen variiert, wobei folgende Erkenntnisse gewonnen wurden:

- Auf niedrigem Lastniveau hat das Lochspiel der Schrauben einen erheblichen Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung im Träger. Da das tatsächliche Lochspiel unbekannt ist und dem Zufall unterliegt, unterliegt auch die korrekte Ermittlung der Schnittgrößenverteilung dem Zufall.
- Mit steigendem Lastniveau erfolgt Kraftschluss in den Schraubenverbindungen und die Relevanz des Lochspiels bezüglich der Momentenverteilung nimmt ab. Dieser Aussage liegt die Vorstellung eines Gelenkes zugrunde, das nach Kraftschluss in den Schrauben seine Gelenkwirkung verliert. Damit bleibt die absolute Größe des Fehlers, der durch unzutreffende Erfassung des Lochspiels begangen wird, erhalten, die relative Größe verringert sich mit Zunahme der Last bis hin zur Bedeutungslosigkeit auf Traglastniveau. Bezüglich der theoretisch bestehenden Möglichkeit, dass das Lochspiel bei nicht ausreichender Belastung evtl. gar nicht überwunden wird, siehe Abschnitt 10.5.3.3.
- Der Größenordnung nach wird das Stützmoment im Rahmen der numerischen Simulation zutreffend erfasst und dem Betrag nach überwiegend eher zu groß berechnet, was für den Anschluss auf der sicheren Seite liegt. Im Einzelfall (Versuch V1-1 und Versuchsreihe 2 ab Laststufe 6 bis 8) wird das Stützmoment aber trotz Vorabschätzung des tatsächlichen Lochspiels zu klein berechnet. Demnach beeinflusst nicht allein das Lochspiel die Schnittgrößenverteilung.

Hinweis: Die Tatsache, dass sich rechnerisch teilweise auch zu kleine Stützmomente ergeben, dient als Rechtfertigung dafür, dass die FEM-Berechnungen nicht erneut mit kleineren Federsteifigkeiten für die Schrauben, wie sie sich bei einer Berechnung nach [42] im Unterschied zu [14] ergeben, durchgeführt werden. Zwar hat sich im Zuge der späteren Berechnung der Rotationssteifigkeit (vgl. Kapitel 10) der Ansatz nach [42] als zutreffender erwiesen, eine kleinere Stei-

figkeit der Schrauben würde hier im Rahmen der numerischen Simulation aber zu noch kleineren Stützmomenten führen. Abhängig von Versuch und Laststufe würde sich teilweise eine Verbesserung und teilweise eine Verschlechterung der Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell ergeben, was letztendlich keine neuen Erkenntnisse liefert.

- Im Versuch haben sich die Anschlüsse als duktil erwiesen, so dass bei evtl. Unterschätzung des Stützmomentes eine Umlagerungsmöglichkeit ins Feld gegeben ist.
- Die Durchbiegung des Verbundträgers wird vom Modell zutreffend erfasst. Zwar können durchaus Abweichungen im zweistelligen Prozentbereich auftreten, absolut betrachtet beträgt der Fehler wenige Millimeter und ist mit Bezug auf die Spannweite des Trägers von untergeordneter Bedeutung.
- Verformungen an Detailpunkten des Auflagerbereichs lassen sich nicht zutreffend berechnen, da diese Verformungen teilweise im Zehntel-Millimeter-Bereich liegen und die Auswirkungen des nicht bekannten Lochspiels größer sind.
- Trotz Variation von Dübelsteifigkeit c_{KBD} und Dübeltragfähigkeit P_{Rd} sowie der Form der Dübelarbeitslinien und individuell unterschiedlicher Werte für Dübel in gerissenem Beton gelingt die Simulation der tatsächlichen Nachgiebigkeit der Verbundfuge nur eingeschränkt. Bei Versuchsreihe 1 sind die berechneten Werte stets zu klein und unabhängig vom Lastniveau etwa gleich groß, bei Versuchsreihe 2 stimmt der qualitative Verlauf, die berechneten Werte sind aber zu groß.

Man erkennt, dass die exakte Abbildung der Wirklichkeit nur eingeschränkt gelingt. Bereits in der vorgestellten Version des Modells mit Idealisierung wesentlicher Bauteile als Federn ergeben sich bei Einsatz aktueller Hardware erhebliche (d.h. im zweistelligen Bereich mehrstündige) Berechnungszeiten. Ein noch höherer Detaillierungsgrad, z.B. mit Modellierung einzelner Kopfbolzendübel, Schrauben oder Bewehrungsstäbe auf Basis von Volumenelementen, ist aufgrund der erforderlichen Rechenleistung nicht praktikabel. Eine ausschnittsweise, aber sehr detaillierte Modellierung nur des Anschlussbereichs ist wegen der dann fehlenden Durchlaufwirkung ebenfalls nicht zielführend.

Zweifelsohne können bei entsprechendem Aufwand die Parameter des vorgestellten numerischen Modells weiter angepasst werden, um eine auch in Detailbereichen zutreffende Abbildung des tatsächlichen Bauteilverhaltens zu ermöglichen. Durch Variation der Federsteifigkeit der Federn zur Modellierung der Schrauben etwa kann der Querkraftanteil im Fahnenblech gesteuert werden. Anstelle einer einheitlichen Arbeitslinie der Ersatzfedern für die Dübel kann für jeden Dübel eine eigene Arbeitslinie definiert werden, um etwa unterschiedlichem Verhalten im gerissenen und ungerissenen Bereich oder unterschiedlicher Betongüten Rechnung zu tragen, auch wenn in [11], Element (924), diesbezüglich kein Unterschied gemacht wird. Zu bedenken ist, dass die Modellkalibrierung durch Variation einzelner Parameter zwar für jeweils einen ein-

zigen Versuch eine gute Übereinstimmung liefern kann, dass eine erfolgreiche Kalibrierung wegen der starken Streuungen der Modellgrößen in der Realität aber keine allgemeine Gültigkeit besitzen muss. Mit Bezug auf die experimentell ermittelten Rotationcharakteristiken der Versuche V1-1, V1-2, V2-1 und V2-2 (vgl. Abbildung 6-42, Abbildung 6-43, Abbildung 6-45, Abbildung 6-46), bei denen mit zunehmender Rotation die Momententragfähigkeit zugunsten einer größeren aufnehmbaren Querkraft mit zunehmender Rotation abnimmt, muss kritisch hinterfragt werden, ob ein solcher Effekt numerisch überhaupt zutreffend simuliert werden kann.

Es liegt in der Natur der Fahnenblechanschlüsse und auch des Verbundbaus, dass einige für das Modell wichtige Parameter nicht bekannt sind und auch nicht im Voraus berechnet oder vorhergesagt werden können. Insbesondere betrifft das die Größe und die Ausrichtung des Lochspiels in den einzelnen Schraubverbindungen. Darüber hinaus hat die Reibung zwischen Fahnenblech und Trägersteg zumindest auf den unteren Lastniveaus einen Einfluss auf das Verformungsverhalten, der wegen „handfester“, d.h. in der Regel nicht bekannter Größe der Vorspannkraft in den Schrauben sowie der Beschaffenheit der Reibflächen nicht allgemein quantifizierbar ist. Anders als im Versuch ist es unter Baustellenbedingungen denkbar, dass die Anschlüsse auch vertikale Lochspiele aufweisen, wenn die Sekundärträger noch am Kran hängend verschraubt werden und durch Reibung infolge der Schraubenvorspannung in Position gehalten werden. Ferner ist es von Bedeutung, ob die Fahnenbleche ideal gerade und rechtwinklig an die Hauptträger geschweißt sind, oder ob sie, z.B. durch Schweißverzug, leicht schief sind. Hinzu kommen die allgemein vorhandenen Maßabweichungen und Toleranzen, etwa bei Deckenstärke und Bewehrungslage. Schließlich hängt wie in [33] erörtert die Tragfähigkeit der Kopfbolzendübel davon ab, ob ihre Position mittig in der Sicke des Profilblechs ist, oder ob sie sich ausmittig am Rand der Sicke befinden („Normal Position“ oder „Strong Position“ bzw. „Weak Position“, [33]).

Die exemplarische Aufzählung der Einflussfaktoren und Unwägbarkeiten verdeutlicht, dass eine in allen Details realistische und dabei allgemeingültige Modellierung von Verbundträgern mit Fahnenblechanschlüssen nicht zu erreichen sein wird.

Dennoch eignet sich das vorgestellte Modell sehr gut, um das Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit langen Fahnenblechanschlüssen qualitativ zu erfassen und um damit die Schnittgrößenverteilung und die Durchbiegung der Größenordnung nach abschätzen zu können.

8 Konsequenzen für das weitere Vorgehen

Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen der numerischen Simulation hat gezeigt, dass selbst ein detailliertes Modell wie das in Kapitel 7 vorgestellte die Realität nicht in allen Einzelheiten zutreffend abzubilden vermag. Für die Bemessung von realen Verbundkonstruktionen wäre dieses Modell außerdem viel zu komplex. Der Praktiker benötigt ein Berechnungsverfahren, das durch pragmatische, auf der sicheren Seite liegende Annahmen die bestehenden Unsicherheiten umgeht und deutlich einfacher anzuwenden ist als ein Finite-Elemente-Modell.

Die Auswertung der Versuchsergebnisse in Kapitel 6 hat gezeigt, dass sich auch Sekundärträgeranschlüsse des Verbundbaus mit langen Fahnenblechen nach [14], Abschnitt 5.2, klassifizieren lassen, so dass nichts dagegen spricht, ihre Eigenschaften nach der Komponentenmethode gemäß [14], Abschnitt 6, zu berechnen.

In den folgenden Kapiteln werden die für eine vollständige Bemessung relevanten Teilaspekte behandelt:

- Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit (Kapitel 9),
 - Berechnung der Rotationssteifigkeit (Kapitel 10),
 - Wahl eines geeigneten statischen Systems für die Schnittgrößenberechnung (Abschnitt 10.5.3),
 - Abschätzung der Rotationskapazität (Kapitel 11),
 - Nachweisführung anhand eines Beispiels (Kapitel 12).
-

9 Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit

9.1 Herleitung des Berechnungsverfahrens

9.1.1 Verwendete Bezeichnungen

Die verwendeten Bezeichnungen und Formelzeichen sind in Tabelle 9-1 bis Tabelle 9-5 zusammengestellt bzw. Abbildung 9-1 und Abbildung 9-2 zu entnehmen.

Tabelle 9-1: Bezeichnungen für geometrische Größen und Querschnittswerte

L_e	m	Rechnerische Ersatzlänge für Sekundärträger (Abstand der Momentennullpunkte)
L_1, L_2	m	Stützweiten der Sekundärträger (Feld 1 und Feld 2)
$b_{eff,1}$	cm	Mittragende Breite des Betongurtes im Feldbereich
$b_{eff,2}$	cm	Mitwirkende Breite des Betongurtes im Stützbereich
$b_{eff,Vz}$	cm	Mitwirkende Breite des Betongurtes für Querkraftbemessung im Stützbereich
h_f	mm	Dicke des Betongurtes (brutto, incl. evtl. Profilblech)
h_p	mm	Sickenhöhe eines querverlaufenden Profilblechs
h_c	mm	Dicke des Betongurtes (netto, ohne evtl. Profilblech)
d_1	mm	Lage der Bewehrung des Betongurtes, von der Oberkante des Betongurtes gemessen
t_w	mm	Stegdicke des Stahlträgers
t_f	mm	Flanschdicke des Stahlträgers
b_a	mm	Breite des Stahlträgers
h_a	mm	Höhe des Stahlträgers
t_{FB}	mm	Dicke des Fahnenblechs
h_{FB}	mm	Höhe des Fahnenblechs
ΔZ_{FB}	mm	Lage der Oberkante des Fahnenblechs, von der Oberkante des Betongurtes gemessen
$h_{FB,comp}$	mm	Höhe des überdrückten Bereiches des Fahnenbleches
e_x	mm	Exzentrizität des Schraubenbildes (auf dessen Schwerpunkt bezogen)
L^*	mm	Rechnerische Fahnenblechlänge, innerhalb der Biegung M_z um die schwache Achse entsteht
$Z_{s,n}$	mm	Schwerpunkt des ideellen Gesamtquerschnitts von Oberkante des Betongurtes aus gemessen
Z_i	mm	Innerer Hebelarm eines Kräftepaars zwischen der Bewehrung und dem überdrückten Bereich des Fahnenblechs
L_{cr}	mm	Knicklänge des Fahnenblechs
L_{id}	m	Ideelle Länge des Verbundträgers (Abstand der Momentennullpunkte)
L_{NT}	m	Länge des Stahlträgers (Bauteillänge)
w_0	mm	Rechnerische Ersatzimperfection des Fahnenblechs
e_{BD}	mm	Blehdickenversatz (Abstand der Blechmittellinien von Sekundärträgersteg und Fahnenblech)

Tabelle 9-2: Weitere Bezeichnungen für geometrische Größen und Querschnittswerte

t_v	mm	Anteil von t_{FB} , der zum Abtrag der Querkraft im Fahnenblech zur Verfügung steht
t_N	mm	Anteile von t_{FB} , die zum Abtrag plastischer Normalkräfte im Fahnenblech zur Verfügung stehen (2x)
t_{Mz}	mm	Anteile von t_{FB} , die zum Abtrag eines plastischen Momentes $M_{z,FB}$ im Fahnenblech zur Verfügung stehen (2x)
v_y	mm	Verformung des Fahnenblechendes (horizontal in Querrichtung)
b_{Steg}	mm	Rechnerische Breite der Überlappung von Nebenträgersteg und Fahnenblech
$Z_{i,FB}$	mm	Rechnerischer innerer Hebelarm der Kräfte $F_{y,FB}$, die Biegung $M_{z,FB}$ im Fahnenblech erzeugen)
h_{ef}	mm	Effektive Verankerungstiefe der Kopfbolzendübel
l_{KBD}	mm	Länge der Kopfbolzendübel (incl. Kopf)
A_a	cm ²	Querschnittsfläche des Stahlträgers
A_c	cm ²	Querschnittsfläche des Betongurtes
$A_{s,2}$	cm ²	Querschnittsfläche der Bewehrung im Bereich der mitwirkenden Breite $b_{eff,2}$ des Betongurtes
$A_{c,n}$	cm ²	Ideelle Querschnittsfläche des Betongurtes
A_n	cm ²	Ideelle Querschnittsfläche des Gesamtquerschnitts
$I_{y,a}$	cm ⁴	Flächenträgheitsmoment 2. Ordnung des Stahlträgers
$I_{y,c}$	cm ⁴	Flächenträgheitsmoment 2. Ordnung des Betongurtes
$I_{y,c,n}$	cm ⁴	Ideelles Flächenträgheitsmoment 2. O. des Betongurtes
$I_{y,n}$	cm ⁴	Ideelles Flächenträgheitsmoment 2. O. des Gesamtquerschnitts
$S_{y,n}(\text{Steg})$	cm ³	Statisches Moment des Stahlträgers im Steg (mit Bezug auf ideellen Gesamtquerschnitt)
I_{Streifen}	cm ⁴	Flächenträgheitsmoment 2. O. eines Stegstreifens der Breite b_{Steg}
$I_{z,FB}$	cm ⁴	Flächenträgheitsmoment 2. O. des Fahnenblechs für Biegung um dessen schwache Achse
$I_{z,FB,comp}$	cm ⁴	Flächenträgheitsmoment 2. O. des überdrückten Fahnenblechbereichs $h_{FB,comp}$ für Biegung um dessen schwache Achse

Tabelle 9-3: Bezeichnungen für Schnittgrößen und Materialeigenschaften

M_{Ed}	kNm	Betrag des Stützmomentes aus Durchlaufwirkung (Einwirkung)
$M_{ges,Rd}$	kNm	Insgesamt aufnehmbares Biegemoment des Anschlusses unter Annahme einer vorgegebenen Querkraft. Diese Größe ist M_{Ed} gegenüber zu stellen
V_{Ed} bzw. V_{ges}	kN	Gesamtquerkraft am Anschluss
$V_{a,Ed}$ bzw. V_a	kN	Anteilige Querkraft im Stahlträger
$V_{FB,Ed}$ bzw. V_{FB}	kN	Auf das Fahnenblech einwirkende anteilige Querkraft (Einwirkung)
$V_{FB,Rd}$	kN	Plastische Querkrafttragfähigkeit des Fahnenblechs (ohne Interaktion)
$V_{BZ,Ed}$	kN	Bereits im Bauzustand auf das Fahnenblech wirkende Querkraft
$V_{c,Ed}$	kN	Im Betongurt wirksamer Anteil der Querkraft
$N_{l,Ed}$ bzw. $N_{l,Rd}$ bzw. N_{lokal}	kN	Lokale Zug- bzw. Druckkraft im Fahnenblech infolge von $M_{l,Ed}$

Tabelle 9-4: Weitere Bezeichnungen für Schnittgrößen und Materialeigenschaften

$N_{g,Ed}$ bzw. $N_{g,Rd}$ bzw. N_{global}	kN	Globale Druckkraft im überdrückten Bereich des Fahnenblechs, die mit einer gleich großen Zugkraft in der Bewehrung ein Kräftepaar bildet
$N_{s,Rd}$ bzw. $N_{global,BEW}$	kN	Größtmögliche Zugkraft in der Bewehrung $A_{s,2}$
$N_{global,LL}$	kN	Obergrenze (Betrag) für N_{global} , falls Schrauben maßgebend (in der Regel Lochleibung)
$N_{Rk,c}$	kN	Charakteristische Zugtragfähigkeit eines Kopfbolzendübels bei Betonausbruch
N_{cr}	kN	Knicklast des Fahnenblechs
$M_{l,Ed}$ bzw. $M_{l,Rd}$ bzw. M_{lokal}	kNm	Lokales Biegemoment im Fahnenblech aufgrund des dort wirksamen Querkraftanteils
$M_{z,FB,Ed}$ bzw. M_z	kNm	Biegemoment um die schwache Achse des Fahnenblechs
$M_{c,N,pl,Rd}$	kNm	Reduzierter Biege widerstand des Betongurtes unter Berücksichtigung von $N_{g,Ed}$
$F_{b,h,Rd}$	kN	Widerstand der maßgebenden Schraube gegen Lochleibungsversagen (horizontale Krafrichtung)
$F_{b,v,Rd}$	kN	Widerstand der maßgebenden Schraube gegen Lochleibungsversagen (vertikale Krafrichtung)
$F_{v,Rd}$	kN	Widerstand der maßgebenden Schraube gegen Abscheren
$F_{v,v,Ed}$	kN	Kraft je Schraube (vertikale Krafrichtung)
$F_{v,h,Ed}$	kN	Kraft je Schraube (horizontale Krafrichtung)
$F_{y,FB}$	kN	(Fiktive) Kraft, die infolge der mit e_{BD} exzentrisch angreifenden Querkraft Biegung M_z im Fahnenblech erzeugt
T_{Steg}	kN/cm	Schubfluss im Stahlträgersteg
$f_{y,FB,d}$	N/mm ²	Bemessungswert der Streckgrenze (Fahnenblech)
f_{sd}	N/mm ²	Bemessungswert der 0,2%-Dehngrenze (Bewehrung)
f_{cd}	N/mm ²	Bemessungswert der Druckfestigkeit des Betons, incl. α_{cc}
α_{cc}	-	Beiwert zur Berücksichtigung der Langzeitauswirkungen
f_{ck}	N/mm ²	Charakteristischer Wert der Betondruckfestigkeit
$f_{ck,cube}$	N/mm ²	Charakteristische Würfeldruckfestigkeit des Betons
E_c	N/mm ²	E-Modul des Betons
E_a	N/mm ²	E-Modul des Stahlträgers
n	-	Reduktionszahl

Tabelle 9-5: Sonstige Bezeichnungen

k_{global}	-	Anteil des Stahlträgers an der Gesamtquerkraft (gemäß statischem Moment $S_{y,n}$)
n_{KBD}	-	Anrechenbare auflagernahe Kopfbolzendübel
$\gamma_{\text{M,c}}$	-	Teilsicherheitsbeiwert für Beton
n_{b}	-	Anzahl der Schrauben
$n_{\text{b,comp}}$	-	Rechnerische Anzahl von Schrauben im Druckbereich $h_{\text{FB,comp}}$ des Fahnenblechs
η'	-	Anteil der Kraft $F_{y,\text{FB}}$, die im Fahnenblech Biegung M_z erzeugt
η	-	$0,5 \cdot \eta'$; Hilfwert zur Berechnung von $M_{z,\text{FB}}$ infolge von N_{global}
μ	-	Hilfwert zur Berechnung von $M_{z,\text{FB}}$ infolge von N_{lokal}
$c_{\text{w,NT}}$	kN/cm	Ersatzfedersteifigkeit für die stützende Wirkung des Nebenträgers auf das Fahnenblech
$c_{\text{w,UF,NT}}$	kN/cm	Ersatzfedersteifigkeit für den unteren Nebenträgerflansch hinsichtlich einer an dessen Ende angreifenden quer gerichteten horizontalen Kraft
$k_{\text{UF,NT}}$	kN/cm ²	Bettungsziffer für die stützende Wirkung des Nebenträgersteges auf den unteren Flansch
$c_{\text{w,FB}}$	kN/cm	Ersatzfedersteifigkeit für das Fahnenblech hinsichtlich einer quer gerichteten horizontalen Kraft $F_{y,\text{FB}}$
λ	-	Elastische Länge des gebetteten unteren Nebenträgerflansches
k	-	Vergrößerungsfaktor zur Erfassung von Einflüssen aus Theorie II. O. auf das Fahnenblech
β	-	Momentenbeiwert zur Berücksichtigung des Verlaufs von $M_{z,\text{FB,Ed}}$
$n_{\text{Dübel}}$	-	Tatsächlich erforderliche Anzahl an Kopfbolzendübeln
$n_{\text{Dübel,id}}$	-	Erforderliche Anzahl an Kopfbolzendübeln bei Berechnung mit ideeller Trägerlänge L_{id}
γ_{Modell}	-	Beiwert zur Berücksichtigung der Modellunsicherheit

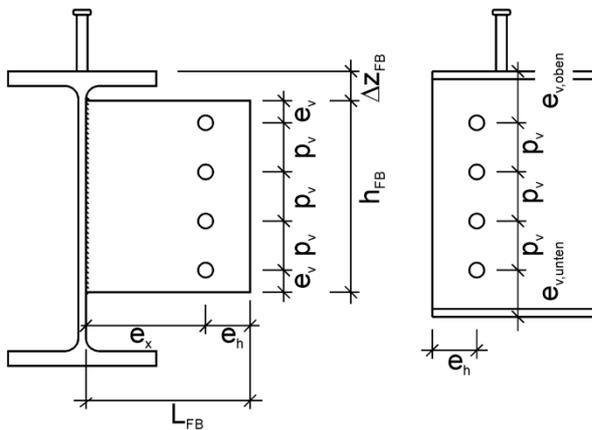


Abbildung 9-1: Geometrische Größen des Fahnenblechanschlusses (eine Schraubenreihe)

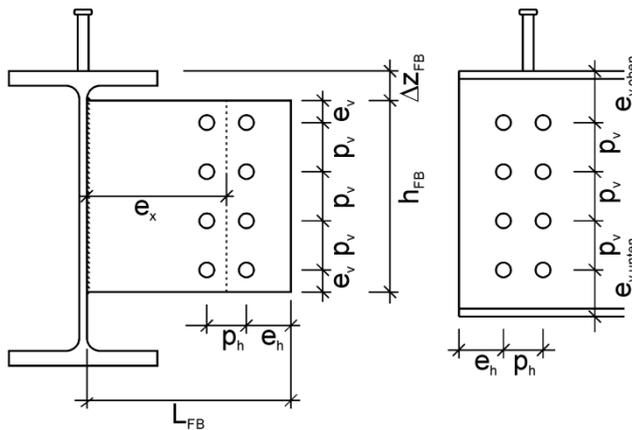


Abbildung 9-2: Geometrische Größen des Fahnenblechanschlusses (zwei Schraubenreihen)

9.1.2 Verteilung der Querkraft auf Fahnenblech und Betongurt

Hinweis: Die Querkraft und deren Anteile in den einzelnen Bauteilen haben stets die Wirkungsrichtung z nach unten. Um die Indizierung in den Formeln abzukürzen wird bei Querkraften der Index z meistens weggelassen. Aus demselben Grund wird meistens der Index y bei Biegemomenten um die starke Achse von Fahnenblech oder Gesamtquerschnitt weggelassen.

Zuerst ist von Interesse, in welchem Verhältnis sich die Anschlussquerkraft auf den Betongurt und das Fahnenblech verteilt.

Die in Tabelle 6-21, Tabelle 6-22, Abbildung 7-35, Abbildung 7-57, Abbildung 7-79, Abbildung 7-101, Abbildung 7-123 und Abbildung 7-145 ausgewiesenen Querkraftanteile ergeben sich versuchstechnisch bzw. mit Hilfe der numerischen Simulation allein aus den einwirkenden Pressenkräften. Hinzu kommt die Querkraft infolge des Eigengewichts, die bei Verkehrsverbund zu 100 % auf das Fahnenblech wirkt.

Bei den Versuchen der Reihe 1 (IPE 240) beteiligt sich das Fahnenblech abhängig von der Laststufe zu ca. 55 - 70 % am Abtrag der Gesamtquerkraft. Mit zunehmender Last und mit Eintreten von Plastizierungen lagern sich tendenziell Querkräfte aus dem plastisch ausgelasteten Fahnenblech in den Betongurt um, so dass sich bei vollständig ausgeprägtem Fließen das Fahnenblech nur noch zu etwas mehr als der Hälfte am Querkraftabtrag beteiligt. Die Umlagerung der Querkraft aus dem Stahlprofil heraus in den Betongurt erfolgt dabei durch Zugkräfte in den anschlussnahen Kopfbolzendübeln. Bei den Versuchen der Reihe 2 (IPE 500) beteiligt sich das Fahnenblech zu 70 - 90 % am Querkraftabtrag. Mit Eintritt des Fließens kommt es auch hier den Messwerten zufolge zu einer leichten Kräfteumlagerung in den Betongurt.

Der Lastanteil bei den niedrigeren Laststufen entspricht der Verteilung der Querkraft in Verbundträgern, wie sie sich bei Annahme von vollem Verbund und rein elastischem Verhalten einstellt. Um diesen zu berechnen, wird der Verbundträger mit Hilfe des Re-

duktionswerts n zur Berücksichtigung von ständigen Einwirkungen g und veränderlichen Einwirkungen p als Ersatzquerschnitt berechnet.

Gemäß [3] kann für Dauerlast vereinfacht die dreifache Reduktionszahl wie für Kurzzeitlast angesetzt werden. Der für die Anschlussbemessung relevante Reduktionswert n lässt sich damit wie folgt berechnen:

$$n = \frac{E_a}{E_c} \cdot \frac{3 \cdot g + p}{g + p} \quad (9-1)$$

Bei Verkehrsverbund sind bei den ständigen Einwirkungen g in diesem Fall nur diejenigen zu berücksichtigen, die nach dem Fertigstellen des Verbundes wirksam sind (also z.B. nicht das Eigengewicht des Betons).

Mit Hilfe des Beiwertes n lassen sich die Querschnittsgrößen des Gesamtquerschnitts berechnen (Maße siehe Abbildung 9-4). Dabei ist die mitwirkende Breite des Feldbereiches $b_{\text{eff},1}$ zu berücksichtigen, die sich nach [15], Abschnitt 5.4.2.1 bestimmen lässt, wobei der Berechnung die mit dem tatsächlichen Momentenverlauf korrespondierende äquivalente Stützweite L_e zugrunde zu legen ist. Auf die Berechnung des Momentenverlaufs wird in Abschnitt 10.5.3 eingegangen. An dieser Stelle wird vorgeschlagen, abweichend von Bild 5.1 aus [15] aufgrund der kleinen auftretenden Stützmomente L_e bei Endfeldern mit $0,9 \cdot L_1$ und bei Zwischenfelder mit $0,8 \cdot L_2$ anzunehmen.

Diese Empfehlung ist in den meisten Fällen zutreffend und genügend genau und wird wie folgt begründet:

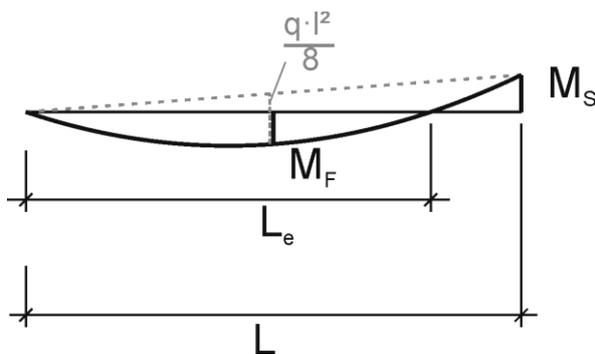


Abbildung 9-3: Bestimmung der Ersatzlänge L_e

Bei einem mit einer Linienlast q belasteten Zweifeldträger kann das jeweilige maximale Feldmoment in guter Näherung in Feldmitte angenommen werden und aus Stützmoment und „Einhängeparabel“ bestimmt werden (vgl. Abbildung 9-3).

$$M_F \approx \frac{q \cdot L^2}{8} - \frac{M_S}{2} \quad (9-2)$$

Aus der Versuchsdurchführung ist bekannt, dass das Stützmoment M_S dem Betrag nach ca. 25 bis 35 % des Feldmomentes M_F beträgt. Setzt man $M_S = 0,25 \cdot M_F$ in Gleichung (9-2) ein und setzt das vorhandene Feldmoment mit dem Feldmoment eines Einfeldträgers mit der Länge L_e gleich, so erhält man Gleichung (9-3) und nach deren Umformung die Ersatzlänge L_e gemäß Gleichung (9-4).

$$M_F \approx \frac{q \cdot L^2}{8} - \frac{0,25 \cdot M_F}{2} = \frac{q \cdot L_e^2}{8} \quad (9-3)$$

$$L_e = \sqrt{\frac{8}{9}} \cdot L = 0,94 \cdot L \quad (9-4)$$

Für den Fall $M_S = 0,35 \cdot M_F$ erhält man $L_e = 0,92 \cdot L$, und bei Belastung durch Einzellasten wie im Versuch ergibt sich L_e in analoger Weise zu $0,94 \dots 0,96 \cdot L$ (für $M_S = 0,25 \dots 0,35 \cdot M_F$). Im Hinblick auf die Bestimmung der mittragenden Breiten wird deshalb einheitlich und genügend genau $L_e = 0,9 \cdot L$ gewählt.

Die mit der Reduktionszahl n verringerten Querschnittsgrößen werden mit dem Index n gekennzeichnet (vgl. Gleichungen (9-5) bis (9-10)).

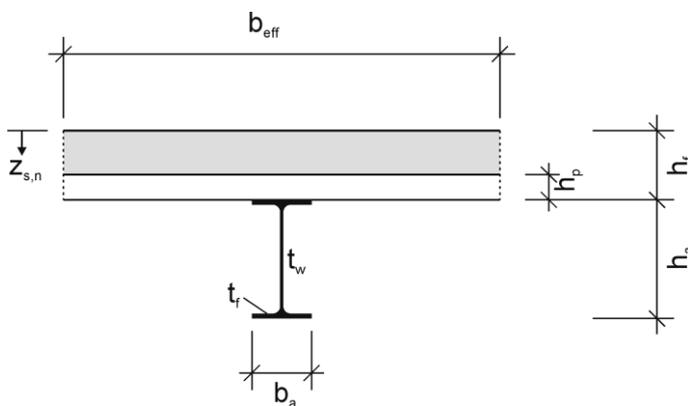


Abbildung 9-4: Querschnittsabmessungen (allgemein)

$$A_{c,n} = b_{eff,1} \cdot \frac{(h_f - h_p)}{n} \quad (9-5)$$

$$I_{y,c,n} = b_{eff,1} \cdot \frac{(h_f - h_p)^3}{12 \cdot n} \quad (9-6)$$

$$A_n = A_{c,n} + A_a \quad (9-7)$$

$$z_{s,n} = \frac{(h_f - h_p)}{2} + \frac{A_a}{A_n} \cdot \left(\frac{h_f + h_p + h_a}{2} \right) \quad (9-8)$$

(Schwerpunkt ab OK Betongurt)

$$I_{y,n} = I_{y,c,n} + I_{y,a} + A_{c,n} \cdot \left(z_{s,n} - \frac{h_f - h_p}{2} \right)^2 + A_a \cdot \left(h_f + \frac{h_a}{2} - z_{s,n} \right)^2 \quad (9-9)$$

In jedem Punkt des Stahlträgersteges lässt sich das statische Moment $S_{y,n}$ des Verbundquerschnitts nach Gleichung (9-10) berechnen, wobei der Stahlquerschnitt gemäß Abbildung 9-5 durch seine Blechmittellinien idealisiert wird und im Schnittpunkt von Steg und unterem Flansch die Koordinate $s = 0$ und im Schnittpunkt von Steg und oberem Flansch $s = h_a - t_f$ ist.

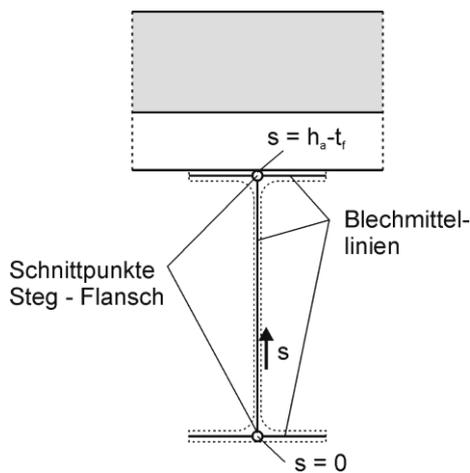


Abbildung 9-5: Mittellinienmodell des Stahlquerschnitts

$$S_{y,n}(Steg) = t_w \cdot \left(h_f + h_a - \frac{t_f}{2} - z_{s,n} \right) \cdot s - \frac{1}{2} \cdot t_w \cdot s^2 + \quad (9-10)$$

$$+ b_a \cdot t_f \cdot \left(h_f + h_a - \frac{t_f}{2} - z_{s,n} \right)$$

Die anteilige Querkraft im Stahlträger ergibt sich durch Integration des Schubflusses im Steg:

$$V_a = \int_0^{h_a - t_f} T_{Steg} ds = \int_0^{h_a - t_f} \frac{V_{ges} \cdot S_{y,n}}{I_{y,n}} ds = V_{ges} \cdot \frac{1}{I_{y,n}} \cdot \int_0^{h_a - t_f} S_{y,n} ds \quad (9-11)$$

$$V_a = V_{ges} \cdot k_{global} \quad (9-12)$$

Der Querkraftanteil k_{global} des Sekundärträgers, der vom Stahlträger abgetragen wird lässt sich mit Hilfe der Gleichung (9-13) berechnen.

$$k_{global} = \frac{1}{I_{y,n}} \cdot \left[t_w \cdot \left(h_f + h_a - \frac{t_f}{2} - z_{s,n} \right) \cdot \frac{(h_a - t_f)^2}{2} - \frac{1}{6} \cdot t_w \cdot (h_a - t_f)^3 + \right. \\ \left. + b_a \cdot t_f \cdot \left(h_f + h_a - \frac{t_f}{2} - z_{s,n} \right) \cdot (h_a - t_f) \right] \quad (9-13)$$

Für die im Verkehrsverbund hergestellten Versuchsträger ohne Eigengewichtslast nach Herstellung des Verbundes ergeben sich für k_{global} die Werte nach Tabelle 9-6.

Tabelle 9-6: Rechnerische Querkraftanteile im Stahlträger

Versuch	b_{eff}	E_c	E_a	n	A_n	$I_{y,n}$	k_{global}
[-]	[m]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[cm ²]	[cm ⁴]	[-]
V1-1	1,20	23.390	210.000	9,0	158	18.340	0,59
V1-2	1,20	23.299	210.000	9,0	158	18.327	0,59
V1-3	1,20	23.299	210.000	9,0	158	18.327	0,59
V2-1	1,20	32.380	210.000	6,5	317	143.187	0,76
V2-2	1,20	29.608	210.000	7,1	300	139.982	0,75
V2-3	1,20	29.605	210.000	7,1	300	139.982	0,75

Für die Träger der Reihe 1 (IPE 240) ergibt sich einheitlich etwa $k_{global} = 0,60$, für die Träger der Reihe 2 (IPE 500) $k_{global} = 0,75$. Die Ergebnisse decken sich der Größenordnung nach gut mit den Messungen und der numerischen Simulation. Unter Einbeziehung des rechnerischen Wertes für k_{global} , der Versuchsergebnisse und der FEM-Berechnung ergibt sich je nach Abmessung des Verbundträgers für den Betongurt ein Querkraftanteil zwischen 10 % und 45 %, der über die gesamte Trägerlänge in diesen eingepreist ist. Die Bestimmung des Querkraftanteils im Fahnenblech mit Hilfe des Faktors k_{global} gilt nur für Eigengewichtsverbund, bzw. für diejenigen Lastanteile, die auf den Verbundträger wirken. Lastanteile, die vor Herstellung des Verbundes aufgebracht werden (Bauzustände bei Verkehrsverbund), wirken zu 100 % auf das Fahnenblech und sind ohne Ansatz von k_{global} getrennt zu berücksichtigen. Hinsichtlich der Versuchsnachrechnung liegt ein Sonderfall vor: zwar wurden die Versuchskörper im Verkehrsverbund hergestellt, alle im Versuch gemessenen Kräfte wirken aber auf den Verbundträger. Aufgrund der beschränkten Gurtbreite von 1,20 m sind die im Bauzustand auf den Stahlträger aufgetragenen Eigenlasten gering und werden bei der weiteren Auswertung vernachlässigt.

Bei höheren Laststufen beginnt das Fahnenblech zu fließen, wird dadurch weicher und entzieht sich einer weiteren Lasteinleitung. Der Betongurt, der von den Flanschen des Hauptträgers gestützt wird, verfügt dagegen noch über Steifigkeit und zieht Last an. Die Übertragung des Umlagerungsanteils der Querkraft erfolgt durch die auflagernahen Kopfbolzendübel des Sekundärträgers, die dadurch durch Zugkräfte beansprucht werden. Die aufnehmbare Zugkraft eines Kopfbolzendübels kann in Anlehnung an [16] in Kombination mit Europäischen Technischen Zulassungen für Kopfbolzendübel, z.B. [17], bestimmt werden. Dort finden sich allerdings keine Regelungen für Kopfbolzendübel in Kombination mit Profilblechen. Für die üblicherweise im Verbundbau eingesetzten Kopfbolzendübel mit Durchmessern 16 mm, 19 mm und 22 mm wird bei der Bemessung auf reinen Zug ausschließlich das Kriterium „Betonausbruch ohne Rückhängebewehrung“ maßgebend. Die charakteristische Zugtragfähigkeit in [kN] eines Kopfbolzendübels eines Verbundträgers in einer Vollbetonplatte ergibt sich damit unter Einarbeitung der relevanten Einflussfaktoren Ψ_i aus [16] zu:

$$N_{Rk,c} = \frac{8,0 \cdot \sqrt{f_{ck,cube}} \cdot h_{ef}^{1,5}}{1000} \cdot \left(0,5 + \frac{h_{ef}}{200} \right) \quad (9-14)$$

Dabei ist die Würfeldruckfestigkeit in [N/mm²] und die effektive Länge des Kopfbolzendübels h_{ef} in [mm] einzusetzen.

Für die Bestimmung von h_{ef} in [mm] wird folgendes Vorgehen empfohlen:

a) Vollbetonplatten und Verbundbleche mit hinterschnittener Geometrie (Holorib u.ä.):

$$h_{ef} = l_{KBD} - 10 \text{ mm} \quad (9-15)$$

b) Verbundbleche mit Trapezquerschnitt (Cofrastra u.ä.)

$$h_{ef} = l_{KBD} - 10 \text{ mm} - \frac{h_p}{2} \quad (9-16)$$

Die Empfehlung beruht darauf, dass bei hinterschnittener Profilgeometrie eine günstige Klemmwirkung besteht, bei Trapezprofilen dagegen nicht, so dass sich bei diesen kein zweidimensionaler Lastabtrag einstellen kann. Tatsächlich besteht diesbezüglich aber Forschungsbedarf.

In den Versuchen konnte kein Betonausbruch der Dübel beobachtet werden, so dass davon auszugehen ist, dass die Zugkräfte aufnehmbar sind. Allerdings traten bei den Versuchen der Reihe 2 Schubbrüche im Beton auf. Bei Versuch V2-1 ereignete sich der Schubbruch etwa ab Laststufe 11 (Zylinderkraft ca. 520 kN, Zylinderweg ca. 140 mm), bei den Versuchen V2-2 und V2-3 etwa ab Laststufe 8 (Zylinderkraft ca. 490 kN, Zylinderweg ca. 80 mm). Wie in Abschnitt 6.2.2 erläutert wird das Auftreten der

Schubbrüche aber eher als ein Problem der geometrischen Verträglichkeit bei großen Verformungen und weniger als ein Problem des statischen Gleichgewichts erachtet.

Die auflagnahen Kopfbolzendübel werden nicht nur durch Zugkräfte, sondern auch durch Querkräfte beansprucht. Sie werden in der Regel bei Erreichen der Traglast längst fließen. Wie die Versuche zeigen, können die Dübel trotzdem erhebliche Zuglasten übertragen. Dies steht im Widerspruch zur Zulassung für Kopfbolzendübel (die allerdings für die vorliegende Anwendung nicht vorgesehen ist), die für kombinierte Scher- und Zugbeanspruchung folgende Interaktionsformel vorsieht:

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}}\right)^{1,5} + \left(\frac{V_{Ed}}{V_{Rd}}\right)^{1,5} \leq 1 \quad (9-17)$$

Wird demnach ein Kopfbolzendübel zu 100 % auf Schub ausgenutzt, besitzt er theoretisch keine Zugtragfähigkeit mehr und umgekehrt. Offensichtlich beschreibt diese Interaktionsbeziehung das Verhalten der Kopfbolzendübel im vorliegenden Fall nicht richtig. Momentan fehlen zudem Informationen zur gegenseitigen Beeinflussung von Kopfbolzen in Gruppenanordnung bei Blechen (mehrere Dübel nebeneinander bzw. in Sicken hintereinander usw.). Die Regelungen in [15] für Verbundträger gelten nur für Kopfbolzendübel mit Zugkräften $F_{ten} \leq 0,1 P_{Rd}$. Aus den genannten Gründen besteht hinsichtlich der kombinierten Schub- und Zugbeanspruchung von Kopfbolzendübeln des Verbundbaus Forschungsbedarf.

Als Übergangslösung bis zum Vorliegen weiterer Erkenntnisse wird daher für die durch die auflagnahen Kopfbolzendübel übertragbare Zugkraft folgendes Vorgehen vorgeschlagen:

- Pauschale Abminderung der übertragbaren Zugkraft pro Dübel auf 50 % des Wertes von Gleichung (9-14) (Berücksichtigung der Querbelastung der Dübel).
- Pro Reihe (quer zur Sekundärträgerrichtung) wird jeweils nur ein Kopfbolzendübel angesetzt.
- Zur Zugübertragung dürfen nur Kopfbolzendübel in einem Bereich von $h_a/2$ beidseits des Schraubenbildschwerpunktes des Sekundärträgers angesetzt werden. Dabei muss der gegenseitige Abstand der Kopfbolzendübel in Trägerlängsrichtung mindestens 150 mm betragen.

Die im Fahnenblech wirksame Querkraft ergibt sich damit zu:

$$V_{FB,Ed} = k_{global} \cdot (V_{Ed} - V_{BZ,Ed}) - 0,5 \cdot n_{KBD} \cdot \frac{N_{Rk,c}}{\gamma_{M,c}} + V_{BZ,Ed} \quad (9-18)$$

Dabei ist $V_{BZ,Ed}$ der bereits im Bauzustand auf das Fahnenblech wirkende Anteil der Querkraft V_{Ed} und n_{KBD} die Anzahl der anrechenbaren auflagennahen Kopfbolzendübel.

9.1.3 Im Fahnenblech wirkende Teilschnittgrößen

Wie später noch erläutert werden wird, treten im Fahnenblech neben der Querkraft $V_{FB,Ed}$ als weitere Teilschnittgrößen die als lokal und global bezeichneten Normalkräfte $N_{l,Rd}$ bzw. $N_{g,Rd}$ sowie ein Biegemoment um die schwache Achse $M_{z,FB,Ed}$ auf.

Diese Teilschnittgrößen werden gemäß Abbildung 9-6 vollplastisch auf den Fahnenblechquerschnitt verteilt (plastische M_z - N - V_z -Interaktion). Der maßgebende Schnitt befindet sich an der Stelle der Schweißnaht, also am Anschluss an den Hauptträgersteg (vgl. „Bemessungsschnitt“ in Abbildung 9-7).

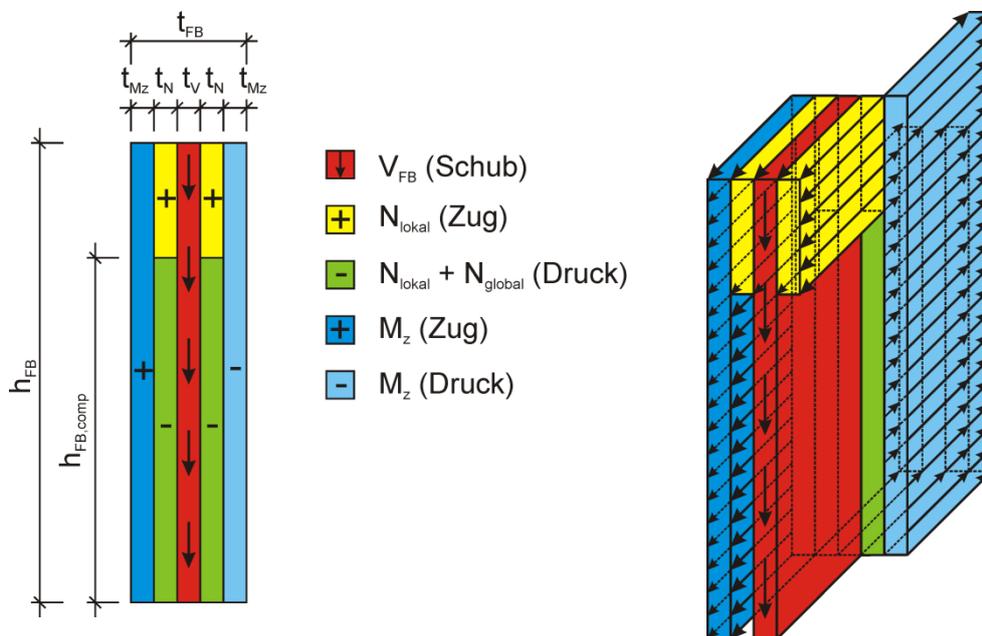


Abbildung 9-6: Plastische Schnittgrößenverteilung

Die Querkraft $V_{FB,Ed}$ wird im Bemessungsmodell einem innen liegenden Streifen des Fahnenblechs der rechnerischen Breite t_V zugewiesen.

$$t_V = t_{FB} \cdot \frac{V_{FB,Ed}}{V_{FB,Rd}} \quad (9-19)$$

$V_{FB,Rd}$ ist dabei die plastische Querkrafttragfähigkeit des Fahnenblechs ohne Interaktion.

Das noch zu bestimmende Moment $M_{z,FB,Ed}$ wird als horizontales Kräftepaar abgetragen, wobei die beiden Kräfte dieses Kräftepaars mit größtmöglichem inneren Hebelarm jeweils einem außen liegenden Streifen der Breite t_{Mz} zugewiesen werden.

Zwischen den Streifen t_{Mz} für $M_{z,FB,Ed}$ und t_V für $V_{FB,Ed}$ stehen noch zwei Bereiche jeweils mit der Breite t_N zur Verfügung, um die Teilschnittgrößen $N_{l,Rd}$ und $N_{g,Rd}$ abzutragen.

Alle Teilschnittgrößen beeinflussen sich gegenseitig und können nicht direkt, sondern nur in Abhängigkeit voneinander bestimmt werden.

9.1.4 Normalkräfte im Fahnenblech und Lage der plastischen Nulllinie

Aus der Exzentrizität des Schraubenbildes und des dort eingeleiteten Querkraftanteils $V_{FB,Ed}$ ergibt sich das lokale Biegemoment $M_{l,Ed}$ im Fahnenblech nach Abbildung 9-7.

$$M_{l,Ed} = V_{FB,Ed} \cdot e_x \quad (9-20)$$

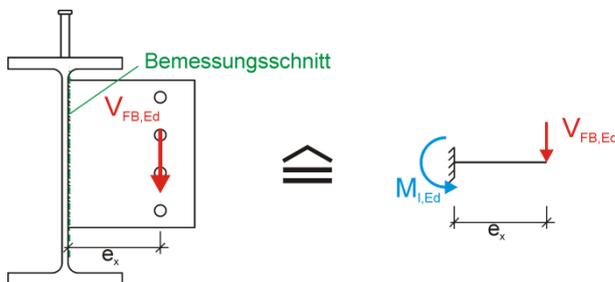


Abbildung 9-7: Lokales Moment $M_{l,Ed}$

Wie bei einem kurzen Kragarm oder einer Konsole entsteht dadurch im oberen Teil des Fahnenblechs Zug und im unteren Teil Druck, wobei die Beanspruchung an der Stelle der Querkrafteinleitung e_x null und an der Stelle der Schweißnaht maximal ist.

Geht man von einem vollplastischen Modell für das Fahnenblech aus, dann steht dem lokalen Moment $M_{l,Ed}$ auf der Widerstandsseite das lokale Moment $M_{l,Rd}$ in Form eines Kräftepaars entgegen, welches aus zwei rechteckigen Spannungsblöcken resultiert (vgl. Abbildung 9-8). Dieses Kräftepaar besitzt, unabhängig von der Lage der Nulllinie immer einen inneren Hebelarm von $h_{FB}/2$. Damit ergibt sich die Zugkraft im oberen Teil des Fahnenbleches zu:

$$N_{l,Rd} = \frac{2 \cdot M_{l,Ed}}{h_{FB}} \quad (9-21)$$

Die Nulllinienlage $h_{FB,comp}$ (Höhe der Druckzone) des Fahnenblechs lässt sich dann wie folgt bestimmen:

$$h_{FB,comp} = h_{FB} - \frac{N_{l,Rd}}{2 \cdot t_N \cdot f_{y,FB,d}} \quad (9-22)$$

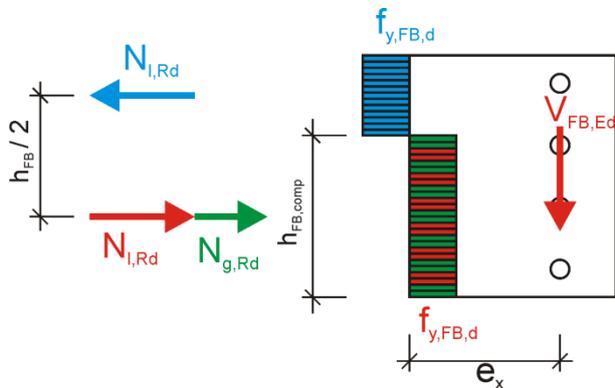


Abbildung 9-8: Plastische Spannungsverteilung im Fahnenblech infolge $V_{FB,Ed}$

Mit dem inneren Hebelarm $h_{FB}/2$ sind die beiden Spannungsblöcke auf der Druck- und Zugseite nicht notwendigerweise gleich groß. Abhängig von der Druckzonenhöhe $h_{FB,comp}$ besteht die Möglichkeit, dass sich eine globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ aufbaut, die mit einer gleich großen Kraft in der Bewehrung ein Kräftepaar bildet und damit einen zusätzlichen, globalen Momentenanteil $M_{g,Rd}$ liefert. Die Kräfteaufteilung nach Abbildung 9-8 basiert auf dem Prinzip, plastische Spannungsblöcke innerhalb des Querschnitts so zu verteilen, dass sich die größtmögliche Tragfähigkeit bezüglich der jeweiligen Schnittgröße ergibt. Diesem Prinzip gehorchend wirkt die globale Druckkraft $N_{g,Rd}$ in der unteren Hälfte des Fahnenblechs und horizontale Kräfte werden von den Schrauben nur im Sinne einer Druckkomponente für das globale Moment $M_{g,Rd}$ übertragen.

Die globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ kann durch die plastische Normalkraft der Bewehrung, durch die Tragfähigkeit des überdrückten Bereichs des Fahnenblechs oder durch die Tragfähigkeit der Verschraubung begrenzt sein. Theoretisch ist $N_{g,Rd}$ auch durch die in der Verbundfuge übertragbare Schubkraft begrenzt, praktisch sieht das Bemessungskonzept aber vor, dass die Verdübelung im Nachgang entsprechend tragfähig ausgelegt bzw. nachgewiesen wird, so dass eine Limitierung von $N_{g,Rd}$ durch die Verdübelung an dieser Stelle nicht weiter in Betracht gezogen werden muss.

$h_{FB,comp}$ kann Werte zwischen $h_{FB}/2$ und h_{FB} annehmen. Für den Fall $V_{FB,Ed} = 0$ ist das lokale Moment $M_{l,Rd} = 0$, so dass auf Zug- und Druckseite $N_{l,Rd} = 0$ und $h_{FB,comp} = h_{FB}$ ist. In diesem Fall steht die gesamte Höhe des Fahnenblechs für eine globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ und in deren Folge für ein globales Moment $M_{g,Rd}$ zur Verfügung. Da normalerweise eine Querkraft im Fahnenblech wirkt, ist dieser Fall eher theoretischer Natur.

Im Fall der größtmöglichen Querkraft $V_{FB,Ed,max}$ ist auch das lokale Moment $M_{l,Rd}$ maximal, und es ist $h_{FB,comp} = h_{FB}/2$. Die beiden Spannungsblöcke zur Aufnahme der lokalen Normalkräfte $N_{l,Rd}$ sind auf Druck- und Zugseite gleich groß, so dass keine Fläche

mehr für eine globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ zur Verfügung steht und damit im Fall der maximalen Querkraft $V_{FB,Ed}$, kein globales Moment $M_{g,Rd}$ auftritt.

Die zahlenmäßige Bestimmung der Lage der plastischen Nulllinie gelingt erst unter Berücksichtigung der Teilschnittgröße $M_{z,FB,Ed}$.

Hinweis: Je nach Betrachtungsweise sind die Teilschnittgrößen sowohl Widerstandsgrößen als auch Einwirkungen. $N_{g,Rd}$ etwa ist einerseits eine Widerstandsgröße, die angibt, welche globale Normalkraft vom Fahnenblech noch aufgenommen werden kann, nachdem die Schnittgrößen $V_{FB,Ed}$, $M_{l,Ed}$ und $M_{z,FB,Ed}$ den entsprechenden Flächenanteilen des Fahnenblechs zugewiesen worden sind. Andererseits trägt $N_{g,Rd}$, wie noch gezeigt werden wird, auch zur Erzeugung des Momentes $M_{z,FB,Ed}$ bei und ist somit gleichsam eine Einwirkung. Aus diesem Grund ist eine konsequente Trennung von Einwirkungs- und Widerstandsgrößen nicht immer möglich, was für Verständnis und Anwendung des Bemessungsmodells aber ohne Belang ist.

9.1.5 Biegung des Fahnenblechs um die schwache Achse

9.1.5.1 Ursache für Biegung um die schwache Fahnenblechachse

Aus der Verformungsfigur des Fahnenblechs, wie sie sowohl im Versuch als auch in der FEM-Berechnung aufgetreten ist, lässt sich auf eine Biegebeanspruchung $M_{z,FB,Ed}$ des Fahnenblechs um seine schwache Achse schließen (vgl. Abbildung 9-9). Ursache für die Biegebeanspruchung scheint auf den ersten Blick die exzentrisch eingeleitete globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ zu sein, die voraussetzungsgemäß zusammen mit einer Querkraft $V_{FB,Ed} < V_{FB,Ed,max}$ auftritt.



Abbildung 9-9: Plastisch verformtes Fahnenblech

Die Exzentrizität ergibt sich aus der Einschnittigkeit der Verbindung und wird fortan als Blechdickenversatz e_{BD} bezeichnet. Aus den einzelnen Teilbildern von Abbildung 9-10 erkennt man jedoch, dass $N_{g,Ed}$ zusammen mit dem Blechdickenversatz e_{BD} nicht Ursache einer Biegebeanspruchung $M_{z,FB,Ed}$ sein kann.

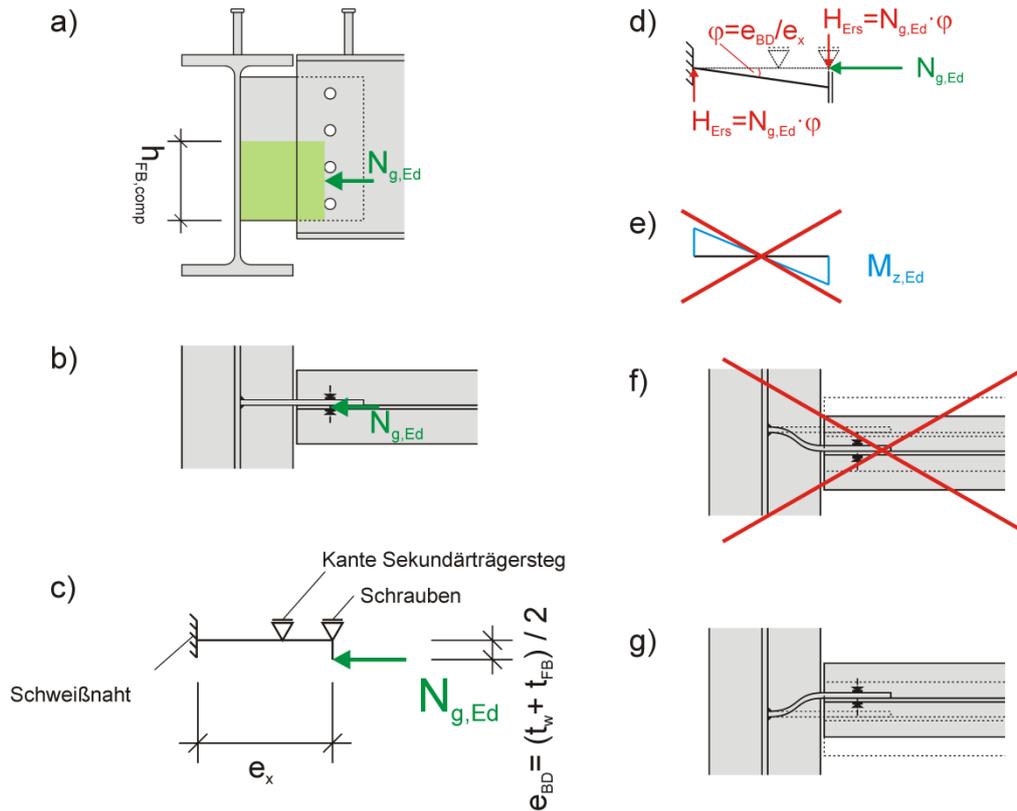


Abbildung 9-10: Erörterung der Ursache für das beobachtete Verformungsverhalten

Die Teilbilder a) und b) zeigen in Ansicht und Grundriss, wie $N_{g,Ed}$ über die Schrauben exzentrisch in das Fahnenblech eingeleitet wird, Teilbild c) zeigt das zugehörige statische System im Grundriss. Die beiden Lager sollen nur andeuten, dass sich durch den gegenseitigen Abstand von Stegkante und Schraubenreihe eine Einspannwirkung ergibt. Dass die gewählten Lagersymbole streng genommen nicht korrekt sind, weil sich das Fahnenblech an den Lagerstellen durchaus quer verschieben kann, wird zugunsten der einfachen Darstellung toleriert. Theoretisch ist auch denkbar, dass sich durch die Schrauben selbst eine Einspannwirkung ergibt bzw. wie dargestellt in Kombination mit der je nach Verformungsrichtung stützenden Wirkung der Vorderkante des Steges. In Teilbild d) sind die Einspanneffekte durch ein Querkraftgelenk ausgedrückt. Diese Darstellung ist im Vergleich zu Teilbild c) zutreffend, weil sich aufgrund der Biegesteifigkeit um die z-Achse des Nebenträgers, der zudem über die volle Länge mit den Kopfbolzendübeln in den Betongurt eingespannt ist, am Fahnenblech praktisch keine Endverdrehung φ_z um dessen schwache Achse einstellen wird. Wohl ist aber durch die Weichheit des Sekundärträgersteges eine Horizontalverschiebung des Fahnenblechendes quer zur Trägerachse möglich. Ferner ist skizziert, wie die exzentrische Einleitung der Kraft $N_{g,Ed}$ in eine Imperfektion, d.h. eine Schiefstellung mit dem Winkel φ , umgedeutet werden kann. Diese Imperfektion lässt sich wiederum in Ersatzkräfte H_{Ers} umrechnen, die dann zu dem in Teilbild e) qualitativ dargestellten Momentenverlauf und zu der in Teilbild f) qualitativ dargestellten Verformungsfigur führen.

Aus FEM-Berechnungen und Versuchsergebnissen ist aber bekannt, dass sich die Verformung gerade entgegengesetzt einstellt, nämlich wie in Teilbild g) dargestellt. Würde man den Blechdickenversatz e_{BD} nicht als Imperfektion φ deuten, sondern in Verbindung mit der eingeleiteten Kraft als Exzentrizitätsmoment, dann käme hinzu, dass dieses Moment unmittelbar am Ort seiner Entstehung, nämlich an der Schraubverbindung, direkt vom biegesteifen Querkraftgelenk, aufgenommen wird, so dass es im Fahnenblech infolge der exzentrisch eingeleiteten Normalkraft $N_{g,Ed}$ gar nicht zu einer Biegebeanspruchung M_z kommt. Hinsichtlich der Beanspruchung der Schrauben ist die Deutung als Einspannung in den Trägersteg nichts anderes als eine einschnittige Verbindung, für die der Nachweis der Tragfähigkeit nach Absatz 3.6.1 (10) aus [14] geführt werden kann.

Als Ursache für die M_z -Beanspruchung des Fahnenblechs und die daraus resultierende Verformungsfigur, die in Versuch und FEM-Berechnung beobachtet wurde, konnte der Blechdickenversatz e_{BD} in Kombination mit der über die Schrauben eingeleiteten Querkraft $V_{FB,Ed}$ identifiziert werden. Die Modellvorstellung wird im Folgenden erläutert.

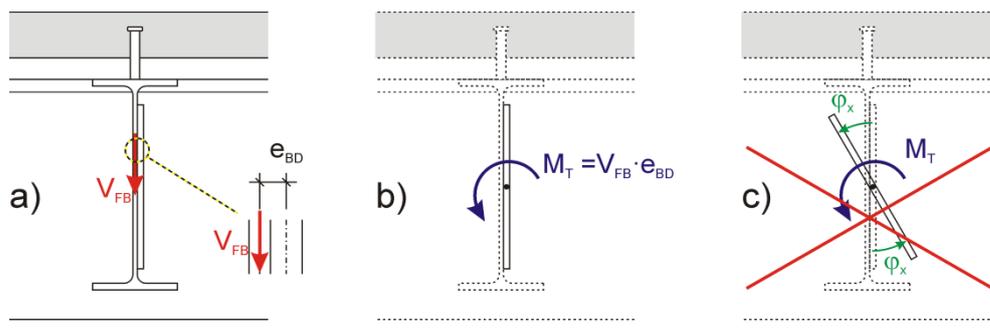


Abbildung 9-11: Aus Torsion theoretisch resultierende Verformung des Fahnenblechs

Aufgrund der Einschnittigkeit der Schraubenverbindung führt der Blechdickenversatz e_{BD} zwischen den Blechmittellinien von Fahnenblech und Nebenträgersteg zu einem Versatzmoment, das mit M_T bezeichnet wird (vgl. Abbildung 9-11 a) und b)). Der Querkraftanteil V_{FB} , der vom Trägersteg in das Fahnenblech eingeleitet wird, entsteht im Nebenträger und befindet sich zunächst mittig im Trägersteg. „Ziel“ dieser Querkraft ist jedoch das Fahnenblech, genauer dessen Blechmittellinie. Wie in Abbildung 9-11 b) dargestellt entspricht M_T bei separater Betrachtung des Fahnenblechs einem Torsionsmoment, wodurch das Fahnenblech nach der St. Venantschen Torsionstheorie beansprucht würde und sich um seine Längsachse verdrillen würde. Aus Abbildung 9-11 c) erkennt man, dass eine freie Verdrillung nicht möglich ist, da der Nebenträger, der durch die Schrauben mit dem Fahnenblech quasi starr verbunden ist und selbst durch den Betongurt an einer freien Verdrehung um die Längsachse gehindert wird, dies aus Gründen der geometrischen Verträglichkeit verhindert.

Möglich und konform zu dem im Versuch beobachteten Verhalten ist hingegen eine Verformung, bei der zwar der obere Flansch des Nebenträgers ebenso wie der Be-

tongurt als starr betrachtet werden kann, aber der Steg des Trägers aufgrund seiner geringen Steifigkeit bei horizontaler Querbeanspruchung nachgibt. Durch die Schrauben sind Steg und Fahnenblech verbunden, so dass sich bei entsprechender horizontaler Querbelastung auch das Fahnenblech seitlich verformt.

Abbildung 9-12 und Abbildung 9-13 zeigen am Beispiel des Versuchs V2-2 das Verformungsverhalten.



Abbildung 9-12: Tatsächliche Verformungsfigur des Fahnenblechs



Abbildung 9-13: Stirnfläche des verformten Fahnenblechs

In Abbildung 9-14 ist verdeutlicht, wie ausgehend von dem Versatzmoment M_T eine Querbelastung entsteht, die zum beobachteten Verformungsbild und einer entsprechenden Biegung des Fahnenblechs um seine schwache Achse führt.

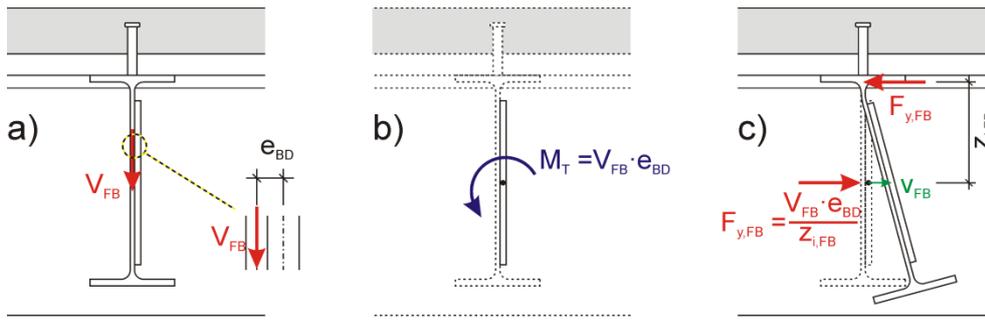


Abbildung 9-14: Abtriebskräfte infolge einschnittiger Schraubverbindung

In der Theorie der Wölbkrafttorsion ist es statthaft, bei Profilen mit Doppel-T-Querschnitt das Torsionsmoment durch ein Paar horizontaler, gegenläufiger Querlasten in beiden Flanschen zu ersetzen, so dass die Beanspruchung aus einer mechanisch gleichwertigen Doppelflanschbiegung besteht.

Ungeachtet der Art der Torsionsbeanspruchung wird in analoger Weise das hier auftretende Moment M_T wieder in ein Kräftepaar zerlegt, das aus zwei horizontalen Kräften besteht. Die obere der beiden Kräfte stützt sich im Betongurt bzw. im damit verbundenen oberen Flansch des Nebenträgers ab. An dieser Stelle ist eine sehr große Steifigkeit vorhanden, so dass diese Stelle als eine Art Druckpunkt angesehen werden kann. Basierend auf der beschriebenen Modellvorstellung wird mit $z_{i,FB}$ ein viel größerer innerer Hebelarm aktiviert als dies bei Betrachtung als ein Problem der Torsionstheorie der Fall wäre und was aus geometrischen Gründen auch nicht zutreffend wäre. Durch den großen Hebelarm sind die Kräfte des Kräftepaares im Grunde gering, so dass deren Ein- und Weiterleitung in der praktisch unendlich steifen Betongurtscheibe ohne weiteren Nachweis als gesichert angesehen wird.

Die untere gegenläufige Kraft wirkt auf das vergleichsweise weiche, nachgiebige Fahnenblech und erzeugt in diesem eine Biegebeanspruchung M_z sowie die korrespondierende Verformung. Im Zuge der weiteren Entwicklung und Präzisierung des Modells wird noch dargelegt werden, dass die Verformung infolge der Biegebeanspruchung M_z zusammen mit der globalen Normalkraft $N_{g,Rd}$ zu Theorie-II-Ordnung-Effekten führt, wodurch die Biegebeanspruchung vergrößert wird.

Die Ersatzkraft $F_{y,FB}$ wird gemäß Abbildung 9-14 c) auf halber Höhe des Fahnenblechs in dessen lokaler y -Achse angesetzt. Tatsächlich erfährt das Fahnenblech durch den Trägersteg oben eine stärkere Stützung als unten, so dass sich $F_{y,FB}$ bei elastischer Betrachtungsweise mehr auf den stärker gestützten oberen Teil konzentrieren wird. Da die eigentliche Bemessung schließlich plastische Reserven nutzt und sich ein Ausgleich zwischen stärker und weniger stark ausgenutzten Querschnittsbereichen einstellen wird, spricht nichts dagegen, die Ersatzkraft als in der Schwerachse des Fahnenblechs wirkend anzunehmen, zudem dadurch die Berechnung im Hinblick auf eine einfache Anwendbarkeit wesentlich erleichtert wird. Aufgrund der letzten Endes ohnehin plastischen Bemessung ist es auch nicht von Belang, ob Fahnenblech und Trägersteg wie in Abbildung 9-14 c) dargestellt eben bleiben und sich eine Art fiktiver Drehpunkt oberhalb des Fahnenblechs einstellt, oder ob Trägersteg und Fahnenblech ggf. eine Verkrümmung erfahren.

Alternativ kann die Ersatzkraft $F_{y,FB}$ auch als Abtriebskraft gedeutet werden. In der Stabstatik ist es üblich, Anfangsimperfektionen durch gleichwertige Abtriebskräfte zu ersetzen. In Abbildung 9-15 ist dies verdeutlicht.

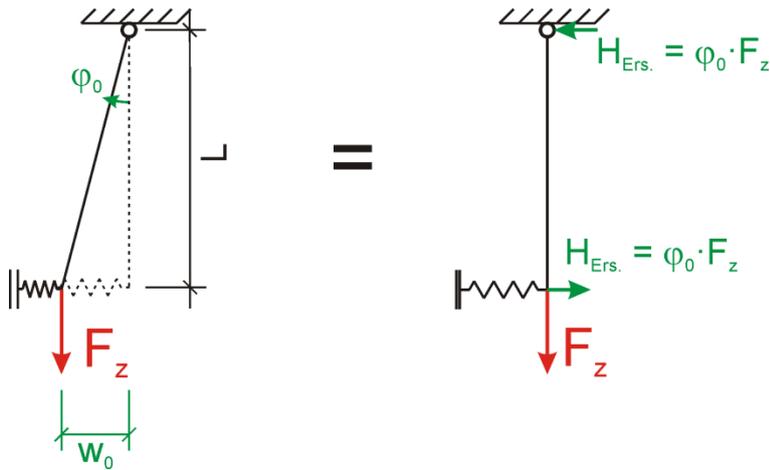


Abbildung 9-15: Ersatz einer Schiefstellung durch Abtriebskräfte

Im übertragenen Sinn entspricht der Blechdickenversatz e_{BD} zwischen Fahnenblech und Nebenträgersteg einer horizontalen Anfangsimperfektion w_0 . Zusammen mit dem Trägersteg kann sich das Fahnenblech seitlich verformen, am Übergang in die steife Gurtscheibe ist aber keine seitliche Verformung möglich, so dass diese Stelle dem festen Auflager des Stabmodells aus Abbildung 9-15 entspricht. In Relation zum Abstand $z_{i,FB}$ zwischen Auflager und Schwerpunkt des Schraubenbildes, wo die Querkraft eingeleitet wird, entspricht die horizontale Anfangsimperfektion w_0 der Anfangsschiefstellung φ_0 eines Stabes, so dass die Wirkung des Blechdickenversatzes analog zu Abbildung 9-15 durch die Abtriebskraft $H_{Ers.}$ bzw. $F_{y,FB}$ (vgl. Abbildung 9-14) ersetzt werden kann. Die im Vergleich zum Stabmodell vorhandene dritte Dimension des Fahnenblechs stört dabei nicht. In Abbildung 9-16 ist diese Modellvorstellung (unmaßstäblich) auf die realen Verhältnisse übertragen. An dieser Stelle ist bereits die Feder $c_{w,NT}$ eingeführt. Mit Hilfe dieser Ersatzfeder wird die stützende Wirkung des Nebenträgers auf das Fahnenblech erfasst.

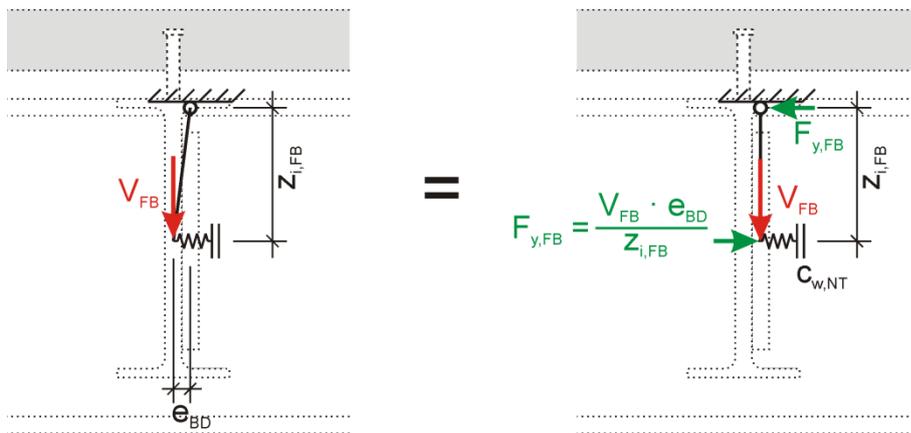


Abbildung 9-16: Prinzip der Abtriebskräfte auf Fahnenblechanschluss angewandt

9.1.5.2 Stützung des Fahnenblechs durch den Nebenträger

Über die Schraubenverbindung sind die Verformungen von Nebenträgersteg und Fahnenblech gekoppelt. Der Nebenträger verhindert die freie Verformung des Fahnenblechs, so dass dieses eine Stützung erfährt. Eine horizontale Verformung quer zur Nebenträgerachse ist nur möglich, wenn sich Fahnenblech und Nebenträger zusammen verformen. Da die weiteren Berechnungsschritte nur am Fahnenblech selbst durchgeführt werden sollen, ist es zweckmäßig, die stützende Wirkung des Nebenträgers durch eine Ersatzfeder zu substituieren.

Mit Bezug auf die sich einstellende Verformungsfigur stellt die vertikale Kante des Nebenträgerstegs zusammen mit den Schrauben eine Einspannung für das Fahnenblech dar. Die Einspannung wird näherungsweise als starr betrachtet, da der Nebenträger über seine gesamte Länge durch die Kopfbolzendübel in der starren Betonplatte fixiert ist, so dass praktisch keine Verkrümmung des Trägers um seine schwache Achse und deshalb auch keine Endverdrehung am Übergang zum Fahnenblech entsteht. Im Grundriss betrachtet ergibt sich das in Abbildung 9-17 dargestellte Ersatzsystem.

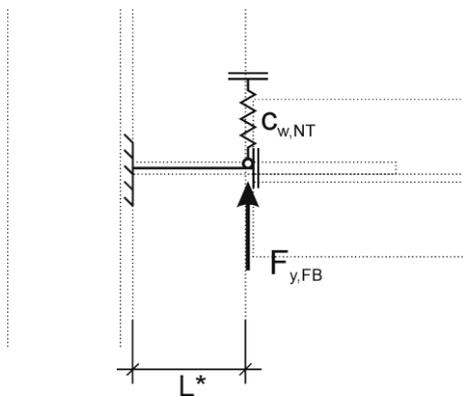


Abbildung 9-17: Statisches System für das Fahnenblech hinsichtlich Biegung um die schwache Achse (im Grundriss)

Betrachtet wird der Überlappungsbereich des Trägersteges mit dem Fahnenblech. Dessen Ausdehnung b_{Steg} wird gemäß Abbildung 9-18 und Gleichung (9-23) festgelegt.

$$b_{Steg} = \min(e_{v,oben}; e_{v,unten}; e_h) + p_h + \min(e_{v,oben}; e_{v,unten}) \quad (9-23)$$

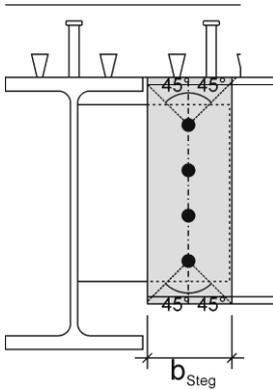


Abbildung 9-18: Für die Fahnenblechabstützung angenommener Stegstreifen

Der Nebenträgersteg ist im oberen Flansch starr eingespannt, für den unteren Flansch stellt er auf der gesamten Trägerlänge eine kontinuierliche Stützung dar, so dass dieser als elastisch gebetteter Balken mit der Bettungsziffer $k_{UF,NT}$ betrachtet werden kann (vgl. Abbildung 9-19).

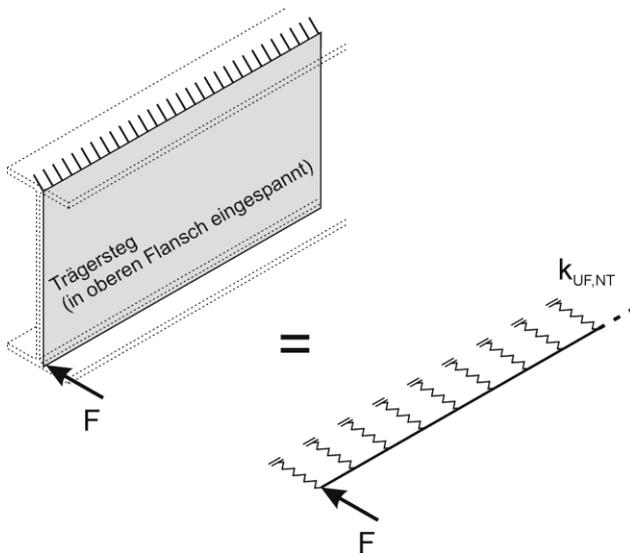


Abbildung 9-19: Ersatz des Trägerstegs durch Bettungsziffer $k_{UF,NT}$

Die Bettungsziffer $k_{UF,NT}$ [kN/cm²] beträgt

$$k_{UF,NT} = \frac{E_a \cdot t_w^3}{4 \cdot (h_a - t_f)^3} \quad (9-24)$$

Hinsichtlich einer am Flanschende angreifenden Einzellast F kann der gebettete untere Flansch wie in Abbildung 9-20 dargestellt selbst durch eine Ersatzfeder mit der Steifigkeit $c_{w,UF,NT}$ ersetzt werden.

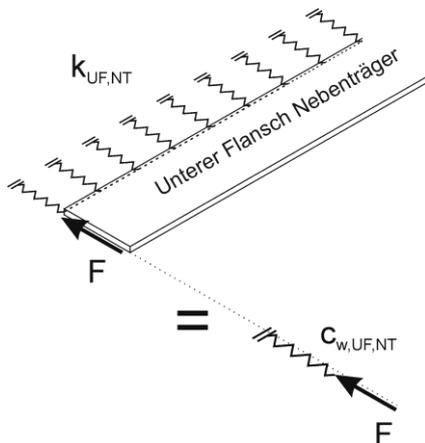


Abbildung 9-20: Ersatz des unteren Flansches durch gleichwertige Wegfeder

Mit den Formeln aus [22] kann nach Anpassung an die vorliegenden Verhältnisse und Umformung die Ersatzfedersteifigkeit $c_{w,UF,NT}$ nach den Gleichungen (9-25) bis (9-27) berechnet werden.

$$a = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot t_w^3}{4 \cdot (h_a - t_f)^3 \cdot b_a^3 \cdot t_f}} \quad (9-25)$$

$$\lambda = a \cdot l_{NT} \quad (9-26)$$

$$c_{w,UF,NT} = \frac{k_{UF,NT}}{a \cdot \eta_{yA}} \quad (9-27)$$

Dabei ist η_{yA} in [22] abhängig von λ tabelliert (vgl. Tabelle 9-7). Zwischenwerte können linear interpoliert werden.

 Tabelle 9-7: Beiwerte η_{yA} [22]

$\lambda =$	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0
$\eta_{yA} =$	2,275	2,072	2,013	2,003	2,001	2,000	2,000

Die Feder mit der Steifigkeit $c_{w,UF,NT}$ stützt im Überlappungsbereich mit dem Fahrenblech den Stegstreifen der Breite b_{Steg} unten ab. Die Stützwirkung des in Richtung Feldmitte angrenzenden Stegbereichs wird vernachlässigt.

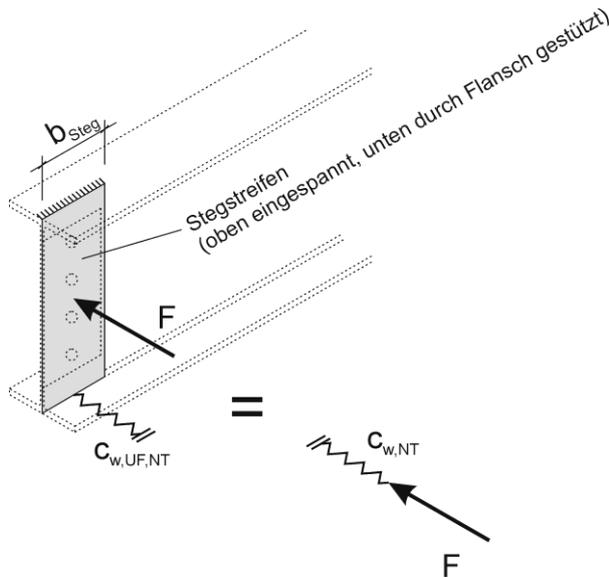


Abbildung 9-21: Ersatz der Stützwirkung des Trägerstegs durch Ersatzfeder

Im letzten Schritt der Berechnung wird nach Abbildung 9-21 schließlich der Stegstreifen selbst durch die Ersatzfeder mit der Steifigkeit $c_{w,NT}$ ersetzt.

$c_{w,NT}$ ist abhängig davon, auf welcher Höhe die Ersatzfeder eingeführt wird. Definitionsgemäß wird das Fahnenblech in seiner Schwerachse, also auf halber Höhe, durch den Nebenträger gestützt. Die Bestimmung von $c_{w,NT}$ kann mit Hilfe des Arbeitssatzes erfolgen. Unter Verwendung der Bezeichnungen aus Abbildung 9-22 erhält man nach einigen Rechenschritten die gesuchte Ersatzfedersteifigkeit $c_{w,NT}$. Die Annahme einer punktuellen Belastung durch $F_{y,FB}$ liegt im Vergleich zur real vorhandenen großflächigeren Kraftübertragung durch mehrere Schrauben für das Fahnenblech auf der sicheren Seite.

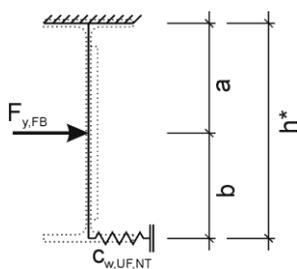


Abbildung 9-22: Bestimmung der Ersatzfeder - geometrische Verhältnisse

$$c_{w,NT} = \frac{12 \cdot E_a \cdot I_{\text{Streifen}} \cdot (h^{*3} \cdot c_{w,UF,NT} + 3 \cdot E_a \cdot I_{\text{Streifen}})}{a^3 \cdot [c_{w,UF,NT} \cdot (4 \cdot h^{*3} - 4 \cdot a \cdot b \cdot h^* - 4 \cdot a \cdot h^{*2} - a \cdot b^2) + 12 \cdot E_a \cdot I_{\text{Streifen}}]} \quad (9-28)$$

$$a = \Delta z_{FB} + \frac{h_{FB}}{2} - \frac{t_f}{2} \quad (9-29)$$

$$h^* = h_a - t_a \quad (9-30)$$

$$b = h^* - a \quad (9-31)$$

$$I_{\text{Streifen}} = \frac{b_{\text{Steg}} \cdot (t_w^3 + t_{FB}^3)}{12} \quad (9-32)$$

Dabei setzt sich das Flächenträgheitsmoment I_{Streifen} aus den Anteilen des Steges und des Fahnenblechs zusammen, da durch die Schraubverbindung aus Gründen der Verträglichkeit bei Biegung des Steges um die globale x-Achse auch das Fahnenblech Biegung erfährt. Aus Gründen der Vereinfachung wird I_{Streifen} über die gesamte Steghöhe konstant angenommen.

Das den weiteren Berechnungen zugrunde gelegte System ist in Abbildung 9-23 dargestellt.

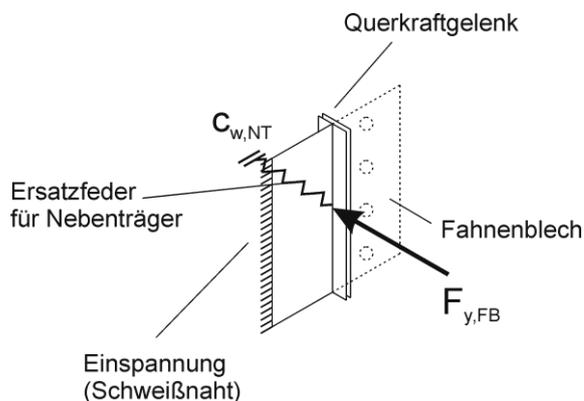


Abbildung 9-23: Ersatzsystem für Berechnung von $M_{z,FB}$

9.1.5.3 Berechnung des Biegemomentes M_z um die schwache Fahnenblechachse

Die Kraft $F_{y,FB}$ und die Ersatzfeder liegen in derselben Wirkungslinie, so dass ein Teil der Kraft $F_{y,FB}$ direkt von der Ersatzfeder für den Nebenträger aufgenommen wird. Den auf das Fahnenblech entfallenden Anteil ermittelt man zweckmäßig dadurch, dass für das Fahnenblech selbst eine Ersatzfeder bestimmt und die Kraft $F_{y,FB}$ gemäß den Steifigkeiten beider Federn aufgeteilt wird.

Die Steifigkeit $c_{w,FB}$ der Ersatzfeder für das Fahnenblech berechnet sich mit Bezug auf Abbildung 9-24 nach Gleichung (9-33).

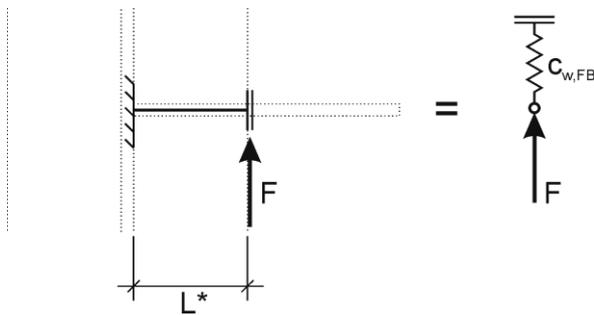


Abbildung 9-24: Ausdrücken der Biegesteifigkeit des Fahnenblechs als Ersatzfeder

$$c_{w,FB} = \frac{12 \cdot E_a \cdot I_{z,FB}}{L^{*3}} \quad (9-33)$$

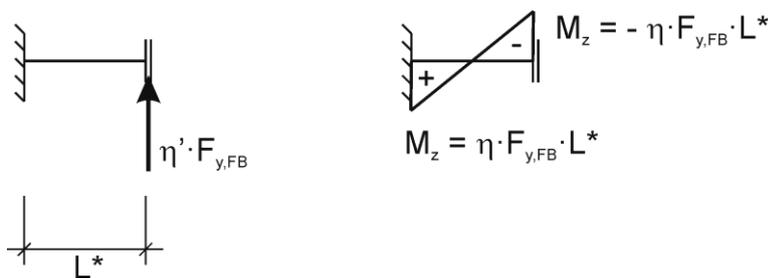
mit

$$I_{z,FB} = \frac{h_{FB} \cdot t_{FB}^3}{12} \quad (9-34)$$

$$L^* = e_x - e_h - \frac{p_h}{2} \quad (9-35)$$

Der Anteil der Kraft $F_{y,BD}$, der im Fahnenblech Biegung M_z erzeugt, wird mit η' bezeichnet.

$$\eta' = \frac{c_{w,FB}}{c_{w,FB} + c_{w,NT}} \quad (9-36)$$

Abbildung 9-25: Durch Abtriebskraft $F_{y,FB}$ verursachtes Biegemoment $M_{z,FB}$

Das Biegemoment M_z ist wie in Abbildung 9-25 gezeigt an der Schweißnaht und an der Einspannung in den Nebenträger dem Betrag nach gleich groß.

$$M_z = \eta \cdot F_{y,FB} \cdot L^* \quad (9-37)$$

mit

$$\eta = 0,5 \cdot \eta' \quad (9-38)$$

Für die weiteren Betrachtungen interessiert nur noch die Einspannstelle an der Schweißnaht, da dort die lokalen Normalkräfte $N_{l,Ed}$ (Druck und Zug) infolge des lokalen Momentes $M_{y,l,Ed}$ sowie das Moment M_z um die schwache Achse unter Berücksichtigung aller relevanten Einflüsse maximal sind.

Infolge der in Abbildung 9-25 skizzierten Belastung verformt sich das Fahnenblech senkrecht zu seiner Ebene. Die Verformung v_y an der Einspannung in den Trägersteg kann mit dem Arbeitssatz berechnet werden.

$$v_y = \frac{\eta \cdot L^{*3} \cdot F_{y,FB}}{6 \cdot E_a \cdot I_{z,FB}} \quad (9-39)$$

Unter Einwirkung der globalen Normalkraft $N_{g,Ed}$ (im Folgenden mit N_{global} bezeichnet) entsteht in dem infolge $F_{y,FB}$ verformten Fahnenblech ein Versatzmoment der Größe $N_{g,Ed} \cdot v_y$, das sich unter Berücksichtigung der Stützwirkung des Nebenträgers in Form des Beiwertes η zu gleichen Teilen auf die beiden Enden des Fahnenblechs verteilt (vgl. Abbildung 9-26). Der Verlauf des Biegemomentes ist nicht von Bedeutung und wird vereinfachend linear angenommen.

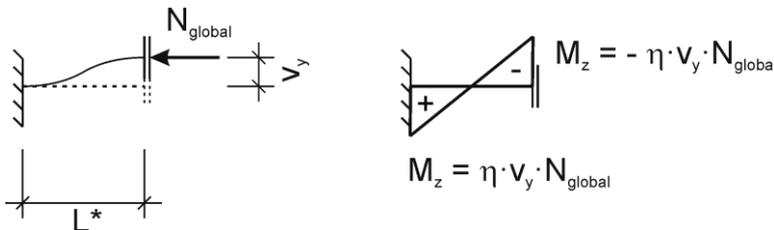


Abbildung 9-26: N_{global} erzeugt am verformten Fahnenblech zusätzlich Biegung

$$M_z = \eta \cdot v_y \cdot N_{global} \quad (9-40)$$

Hinsichtlich der Wirkung der lokalen Normalkräfte $N_{l,Ed}$ (Druck und Zug, im Folgenden auch mit N_{lokal} bezeichnet) verhält es sich so, dass die lokale Druckkraft (unten) das Biegemoment M_z vergrößert, während die lokale Zugkraft (oben) das Biegemoment M_z verkleinert. Bei alleiniger Betrachtung des idealisierten Fahnenblechs würden sich beide Anteile kompensieren, allerdings ist real die seitliche Fahnenblechverformung durch die über die Höhe unterschiedlich starke Stützwirkung des Nebenträgers oben geringer als unten, so dass der ungünstige Einfluss der Druckkraft überwiegt. Auf der

sicheren Seite liegend wird deshalb die entlastende Wirkung der Zugkraft auf das Biegemoment M_z vernachlässigt und nur die Druckkraft betrachtet.

N_{lokal} ist über die Länge des Fahnenblechs nicht konstant, sondern korrespondiert mit dem Verlauf von $M_{y,\text{lokal}}$. An der Lasteinleitungsstelle im Mittelpunkt des Schraubenbildes ist $N_{\text{lokal}} = 0$ und steigt von dort bis zum Maximalwert am Ort der Schweißnaht linear an.

Korrekterweise müssen die folgenden Berechnungen mit zwei verschiedenen Längen durchgeführt werden. N_{lokal} besitzt innerhalb der Länge e_x (Abstand Schweißnaht bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes) einen dreieckförmigen Verlauf. Gemäß den Berechnungsannahmen entsteht eine Biegebeanspruchung M_z jedoch nur innerhalb der freien Fahnenblechlänge L^* , und dort ist der Verlauf von N_{lokal} trapezförmig, d.h. an der Stelle des Querkraftgelenkes (= Stegkante Nebenträger) ist $N_{\text{lokal}} \neq 0$. Formal korrekt ist N_{lokal} deshalb in einen konstanten Anteil (in Abbildung 9-27 grün) und einen dreieckförmigen Anteil (in Abbildung 9-27 blau) aufzuspalten.

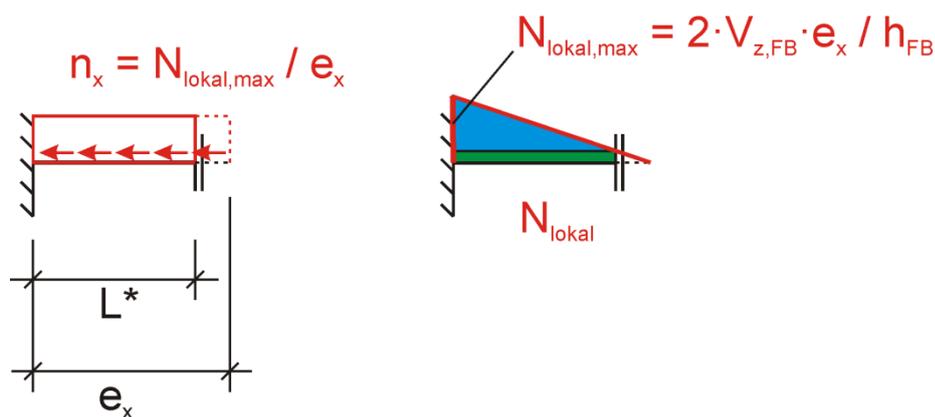


Abbildung 9-27: Ausdrücken von N_{lokal} durch gleichwertige Linienlast n_x

Für den konstanten Anteil ist M_z an der maßgebenden Stelle, d.h. an der Schweißnaht, analog zu M_z infolge von N_{global} zu berechnen:

$$M_z = \eta \cdot v_y \cdot N_{\text{lokal,max}} \cdot \left(1 - \frac{L^*}{e_x}\right) \quad (9-41)$$

Die Berechnung des aus dem dreieckförmigen Anteil von N_{lokal} resultierenden zusätzlichen Momentes an der Stelle der Schweißnaht gestaltet sich etwas aufwendiger. N_{lokal} ist eine innere Schnittgröße, die über die Länge des Fahnenblechs linear veränderlich ist. Eine damit korrespondierende, fiktive äußere Belastung n_x ist in Abbildung 9-27 gezeigt.

Als Vereinfachung wird nun die Annahme getroffen, dass die Biegelinie des Fahnenblechs infolge der Abtriebskraft $F_{y,FB}$ linear und nicht gekrümmt ist.

Die am verformten Fahnenblech angetragene fiktive äußere Last n_x erzeugt einen parabolischen Momentenverlauf nach Abbildung 9-28 (Berechnung mit Arbeitssatz, 2-fach statisch unbestimmte Berechnung, aus Platzgründen nicht vorgeführt).

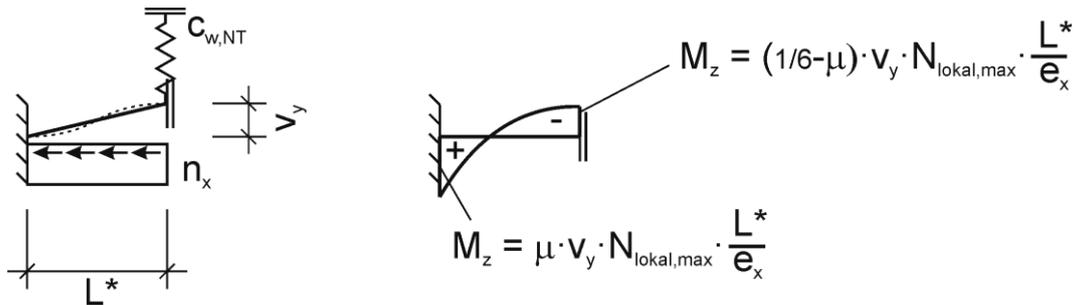


Abbildung 9-28: n_x erzeugt am verformten System zusätzliche Biegung

An der maßgebenden Stelle (Schweißnaht) beträgt das Moment M_z infolge der lokalen Normalkraft

$$M_z = \mu \cdot v_y \cdot N_{\text{lokal,max}} \cdot \frac{L^*}{e_x} \quad (9-42)$$

Der Faktor μ beinhaltet (analog zum Faktor η bei M_z infolge von N_{global}) die Stützwirkung des Nebenträgers in Form der Federsteifigkeit $c_{w,NT}$.

$$\mu = \frac{1}{3} - \frac{L^{*3}}{4 \cdot L^{*3} + \frac{48 \cdot E_a \cdot I_{z,FB}}{c_{w,NT}}} \quad (9-43)$$

9.1.5.4 Berücksichtigung von Effekten nach Theorie II. Ordnung

Da im unteren Bereich des Fahnenblechs mit der Höhe $h_{FB,comp}$ infolge der Kräfte $N_{l,Rd}$ und $N_{g,Rd}$ Druckbeanspruchung vorliegt, muss ein mögliches Stabilitätsversagen in Betracht gezogen werden. Aufgrund der einschnittigen Verbindung (und in deren Folge aufgrund der Existenz einer Biegebeanspruchung M_z) handelt es sich dabei nicht um ein Verzweigungsproblem, sondern um ein Spannungsproblem. Deshalb wird vorgeschlagen, die Effekte aus Theorie II. Ordnung durch einen Vergrößerungsfaktor k zu erfassen, mit dem das Moment $M_{z,FB,Ed}$ erhöht wird. Außerdem ist eine mögliche Imperfektion des Fahnenblechs zu berücksichtigen.

Aus dem Ansatz einer Imperfektion resultiert nach Theorie I. Ordnung sowohl aus $N_{g,Rd}$ als auch aus $N_{l,Rd}$ ein Zusatzmoment.

Für einen Vollquerschnitt mit Knicklinie c ist nach Tabelle 5.1 aus [13] eine Vorkrümmung von $w_0 = L/200$ bzw. $L/150$ bei elastischer bzw. plastischer Berechnung anzunehmen. Auf die vorhandenen Verhältnisse übertragen wird statt einer Vorkrümmung in gleicher Größe eine Art Exzentrizität des Fahnenblechendes infolge Schiefstellung angesetzt, so dass das Zusatzmoment an der maßgebenden Stelle maximal wird.

Für L ist in diesem Zusammenhang L^* einzusetzen. Die aus w_0 resultierenden Momente $M_z(w_0)$ werden berechnet wie die Momente, die durch die Verformung v_y infolge von $F_{y,FB}$ entstehen. Die Gleichungen (9-40) und (9-42) gelten in analoger Weise, wobei v_y durch w_0 ersetzt wird:

$$M_z(w_0) = \eta \cdot w_0 \cdot N_{global} \quad (9-44)$$

$$M_z(w_0) = \eta \cdot w_0 \cdot N_{lokal,max} \cdot \left(1 - \frac{L^*}{e_x}\right) \quad (9-45)$$

$$M_z(w_0) = \mu \cdot w_0 \cdot N_{lokal,max} \cdot \frac{L^*}{e_x} \quad (9-46)$$

Der Vergrößerungsfaktor k ist wie folgt definiert:

$$k = \frac{\beta}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr}}} \geq 1,0 \quad (9-47)$$

mit

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z,FB,comp}}{L_{cr,FB}^2} \quad (9-48)$$

und

$$I_{z,FB,comp} = \frac{h_{FB,comp} \cdot t_{FB}^3}{12} \quad (9-49)$$

β ist ein Momentenbeiwert zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs. β_m soll in Anlehnung an Tabelle 11 aus [10] für einen linearen Momentenverlauf mit den Endmomenten M_1 und $\psi \cdot M_1$ nach Gleichung (9-50) bestimmt werden.

$$\beta = 0,66 + 0,44 \cdot \psi \quad (9-50)$$

Als Untergrenze gilt $\beta = 0,44$. Um evtl. hinsichtlich des Betrags auch stärker verschiedene Stabendmomente zu berücksichtigen, wird auf der sicheren Seite liegend $\psi = 0$ gewählt, was zu $\beta = 0,66$ führt.

Die Knicklänge des Fahnenblechs wird in Anlehnung an Abbildung 9-10 b) und c) und korrespondierend zu dem für die Berechnung der Biegebeanspruchung M_z gewählten statischen Systems nach Abbildung 9-17 festgelegt: $L_{cr} = L^*$. Die Versuche bestätigen grundsätzlich dieses Verhalten (vgl. Abbildung 9-29 und Abbildung 9-30).

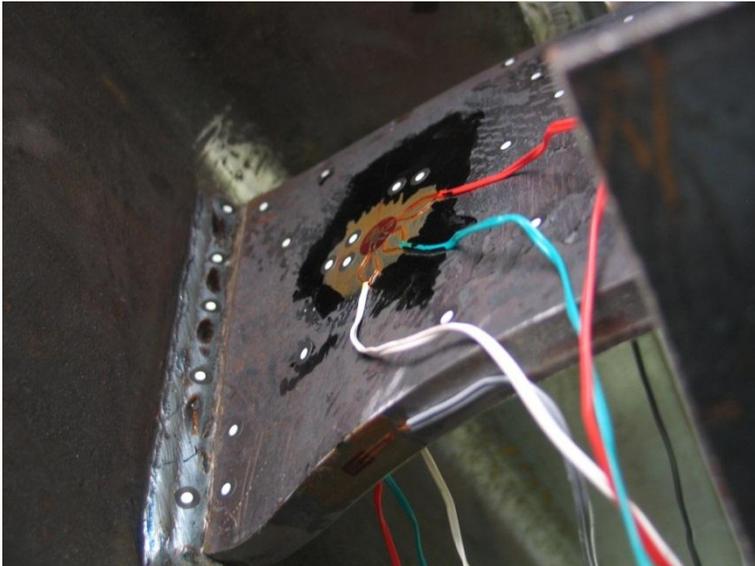


Abbildung 9-29: Verformungsfigur des Fahnenblechs im Versuch

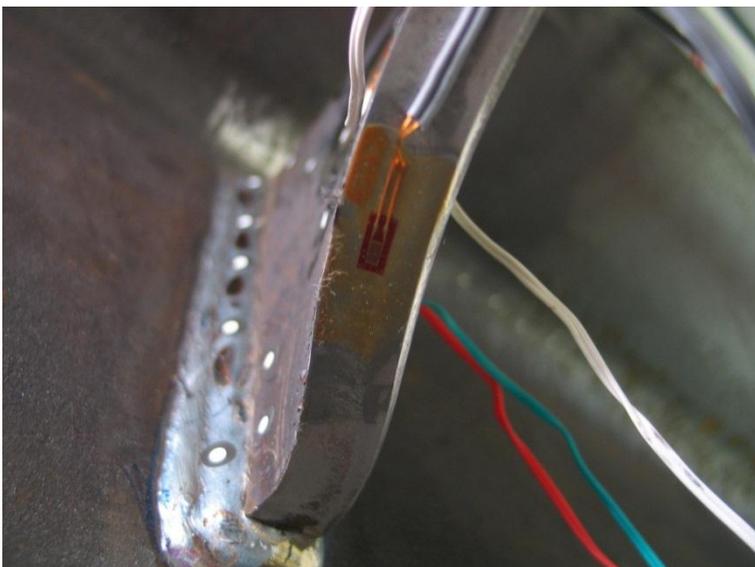


Abbildung 9-30: Verformungsfigur des Fahnenblechs im Versuch (Detail)

Insbesondere mit Bezug auf Abbildung 9-29 ist jedoch zu hinterfragen, ob die Knicklänge L_{cr} ggf. nicht größer als L^* ist, wenn der Wendepunkt der Verformungslinie wie abgebildet nicht in der Mitte der freien Länge L^* liegt, sondern näher am Hauptträger. Es ist aber zu bedenken, dass Abbildung 9-29 das stark plastisch verformte Fahnenblech zeigt, und dass der Wendepunkt der Verformungslinie bei elastischem Verhalten, wie es der Bestimmung der Knicklänge zugrunde gelegt wird, nicht notwendigerweise mit dem Wendepunkt bei plastischer Verformung übereinstimmen muss. Hinzu kommt, dass im Rahmen des vorgestellten Bemessungsmodells stets ein lokales Moment $M_{l,Rd}$ im Fahnenblech auftritt, das zu einer stabilisierenden Zugbeanspruchung im oberen Bereich des Fahnenblechs führt. Ebenfalls konservativ ist die Annahme $\beta = 0,66$ für den Beiwert zur Erfassung der Momentenverteilung, die bei durchschlagendem Momentenverlauf je nach Momentenverhältnis zwischen 0,44 und 0,66 liegt. Aufgrund dieser Überlegungen wird als pragmatischer Lösungsansatz die Knicklänge mit $L_{cr} = L^*$ in das Bemessungsverfahren eingeführt.

Der Vergrößerungsfaktor k ist nicht a priori bekannt, weil die innerhalb der Höhe $h_{FB,comp}$ wirkende Normalkraft $N_{Ed} = N_{l,Ed} + N_{g,Ed}$ nicht bekannt ist. Deshalb ist ein iteratives Vorgehen erforderlich, wobei im ersten Iterationsschritt $k=1$ zu setzen ist.

Wird eine direkte Berechnung ohne Iteration angestrebt, so kann auf der sicheren Seite liegend unter Vernachlässigung von $M_{z,FB,Ed}$ angenommen werden, dass N_{Ed} nicht größer als die vollplastische Normalkraft im überdrückten Teil des Fahnenblechs sein kann. Dabei kann der Anteil der überdrückten Fahnenblechfläche, die zur Abtragung der Querkraft benötigt wird, abgezogen werden.

Je cm Fahnenblechhöhe beträgt N_{Ed} :

$$N_{Ed} = f_{y,FB,d} \cdot t_{FB} \cdot \left(1 - \frac{V_{FB,Ed}}{V_{FB,Rd}} \right) \quad (9-51)$$

Je cm Fahnenblechhöhe beträgt N_{cr} :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot \frac{t_{FB}^3}{12}}{L^{*2}} \quad (9-52)$$

Mit $\beta = 0,66$ lautet dann der Vergrößerungsfaktor k :

$$k = \frac{0,66}{1 - \frac{12 \cdot f_{y,FB,d} \cdot L^{*2} \cdot \left(1 - \frac{V_{FB,Ed}}{V_{FB,Rd}} \right)}{\pi^2 \cdot E_{FB} \cdot t_{FB}^2}} \quad (9-53)$$

Für die weiteren Ausführungen wird davon ausgegangen, dass k iterativ ermittelt wird.

9.1.6 Bestimmung der globalen Normalkraft N_{global}

Die beschriebenen einzelnen Anteile der Biegebeanspruchung M_z können nun zu einem Gesamtbiegemoment $M_{z,FB,Ed}$ an der Bemessungsstelle (Schweißnaht) zusammengefügt werden:

$$M_{z,FB,Ed} = \eta \cdot F_{y,FB} \cdot L^* \cdot k + \eta \cdot (v_y + w_0) \cdot N_{g,Rd} \cdot k + \left[\eta \cdot (v_y + w_0) \cdot \left(1 - \frac{L^*}{e_x}\right) + \mu \cdot (v_y + w_0) \cdot \frac{L^*}{e_x} \right] \cdot N_{l,Ed} \cdot k \quad (9-54)$$

mit

$$F_{y,FB} = \frac{V_{FB} \cdot e_{BD}}{z_{i,FB}} \quad (9-55)$$

$$v_y = \frac{\eta \cdot L^{*3} \cdot e_{BD} \cdot V_{FB}}{6 \cdot E_a \cdot I_{z,FB} \cdot z_{i,FB}} \quad (9-56)$$

$$N_{l,Ed} = \frac{2 \cdot V_{FB} \cdot e_x}{h_{FB}} \quad (9-57)$$

Die auf das Fahnenblech einwirkende Querkraft $V_{FB,Ed}$ kann gemäß den Ausführungen in Abschnitt 9.1.2 bestimmt werden. Die Kraft $N_{l,Ed}$ ist bekannt, weil sie direkt von $V_{FB,Ed}$ abhängig ist. Nicht bekannt sind zum aktuellen Berechnungsstand die globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ sowie der Vergrößerungsfaktor k .

Die auftretenden Teilschnittgrößen werden wie in Abbildung 9-6 dargestellt auf verschiedene Bereiche des Fahnenblechquerschnitts verteilt. Aus den Gleichgewichtsbedingungen erhält man weitere Gleichungen, mit deren Hilfe sich die noch unbekannt Größen bestimmen lassen:

Die Querkraft wird dem mittleren Streifen der Breite t_v zugewiesen.

$$V_{FB} = t_v \cdot h_{FB} \cdot \frac{f_{y,FB,d}}{\sqrt{3}} \quad (9-58)$$

Die Normalkräfte $N_{g,Rd}$ und $N_{l,Ed}$ (Druck und Zug hier einheitlich positiv) werden auf die beiden an t_v angrenzenden Streifen der Breite t_N verteilt.

$$2 \cdot N_{l,Ed} + N_{g,Rd} = 2 \cdot t_N \cdot h_{FB} \cdot f_{y,FB,d} \quad (9-59)$$

Unter Verwendung von Gleichung (9-57) erhält man für $N_{g,Rd}$

$$N_{g,Rd} = 2 \cdot t_N \cdot h_{FB} \cdot f_{y,FB,d} - \frac{4 \cdot V_{FB} \cdot e_x}{h_{FB}} \quad (9-60)$$

$M_{z,FB,Ed}$ nach Gleichung (9-54) wird auf die beiden verbleibenden Randstreifen t_{Mz} des Fahnenblechquerschnitts verteilt.

$$M_{z,FB,Rd} = h_{FB} \cdot t_{Mz} \cdot (t_{FB} - t_{Mz}) \cdot f_{y,FB,d} \quad (9-61)$$

Schließlich wird noch die geometrische Beziehung nach Gleichung (9-62) verwendet.

$$t_{FB} = t_V + 2 \cdot t_N + 2 \cdot t_{Mz} \quad (9-62)$$

Durch gegenseitiges Einsetzen der Gleichungen und nach mehreren, hier nicht dargestellten Berechnungsschritten, erhält man die quadratische Gleichung (9-63) zur Bestimmung von t_{Mz} .

$$a \cdot t_{Mz}^2 + b \cdot t_{Mz} + c = 0 \quad (9-63)$$

mit

$$a = f_{y,FB,d} \cdot h_{FB} \quad (9-64)$$

$$b = -f_{y,FB,d} \cdot h_{FB} \cdot \left(2 \cdot w_0 \cdot \eta \cdot k + \frac{e_{BD} \cdot L^3 \cdot \eta^2 \cdot h_{FB} \cdot f_{y,FB,d} \cdot V_{FB} \cdot k}{3 \cdot EI_{z,FB} \cdot z_{i,FB}} + t_{FB} \right) \quad (9-65)$$

$$c = \left[\frac{e_{BD} \cdot L^3 \cdot e_x \cdot V_{FB}^2}{3 \cdot EI_{z,FB} \cdot z_{i,FB} \cdot h_{FB}} \cdot (\mu^* - 2\eta) - \frac{4 \cdot e_x \cdot w_0 \cdot V_{FB}}{h_{FB}} + \right. \\ \left. + (t_{FB} - t_V) \cdot \left(w_0 + \frac{e_{BD} \cdot L^3 \cdot \eta \cdot V_{FB}}{6 \cdot EI_{z,FB} \cdot z_{i,FB}} \right) \cdot h_{FB} \cdot f_{y,FB,d} + \frac{e_{BD} \cdot L^* \cdot V_{FB}}{z_{i,FB}} \right] \cdot \eta \cdot k + \quad (9-66)$$

$$+ \frac{2 \cdot e_x \cdot V_{FB} \cdot w_0 \cdot k \cdot \mu^*}{h_{FB}}$$

und

$$\mu^* = \frac{L^*}{e_x} \cdot (\mu - \eta) + \eta \quad (9-67)$$

Der Vergrößerungsfaktor k ist im ersten Schritt mit $k = 1,0$ anzunehmen.

Nach Auswertung von Gleichung (9-63) ist t_{Mz} bekannt und t_N kann mit Hilfe von Gleichung (9-62) bestimmt werden. Daraus folgt mit Gleichung (9-60) unmittelbar $N_{g,Rd}$.

Anschließend ist das Ergebnis ggf. iterativ zu korrigieren, indem der Vergrößerungsfaktor genauer bestimmt wird. Man berechnet $h_{FB,comp}$ nach Gleichung (9-22) und daraus $I_{z,FB,comp}$ nach Gleichung (9-49). Mit Hilfe der Gleichungen (9-48) und (9-47) erhält man einen neuen Vergrößerungsfaktor $k \geq 1$.

Die Berechnung beginnt von vorne und endet, wenn sich $N_{g,Rd}$ im Vergleich zum vorhergehenden Iterationsschritt nicht mehr praxisrelevant ändert.

Die Teilschnittgrößen $N_{l,Ed}$, $N_{g,Rd}$ und $M_{z,Ed}$ sind abhängig von $V_{FB,Ed}$. Dabei sind für $V_{FB,Ed}$ Werte zwischen null und $V_{FB,Ed,max}$ möglich. $V_{FB,Ed,max}$ wird durch Aufstellen von Gleichgewichtsbedingungen für den Fall $N_{g,Rd} = 0$ und gegenseitiges Einsetzen ermittelt. In Form der quadratischen Gleichung (9-68) ist das Ergebnis dargestellt, auf die einzelnen Zwischenschritte wird aus Platzgründen verzichtet.

$$a \cdot V_{FB,max}^2 + b \cdot V_{FB,max} + c = 0 \quad (9-68)$$

mit

$$a = \left(\sqrt{3} + \frac{4 \cdot e_x}{h_{FB}} \right)^2 + \frac{4 \cdot f_{y,FB,d} \cdot \eta \cdot e_x \cdot L^{*3} \cdot \mu^* \cdot e_{BD} \cdot k}{3 \cdot EI_{z,FB} \cdot z_{i,FB}} \quad (9-69)$$

$$b = \frac{4 \cdot f_{y,FB,d} \cdot h_{FB} \cdot \eta \cdot L^* \cdot e_{BD} \cdot k}{z_{i,FB}} + 8 \cdot f_{y,FB,d} \cdot w_0 \cdot k \cdot e_x \cdot \mu^* \quad (9-70)$$

$$c = -\left(f_{y,FB,d} \cdot h_{FB} \cdot t_{FB} \right)^2 \quad (9-71)$$

Es ist zu beachten, dass der Vergrößerungsfaktor k auch bei Ermittlung von $V_{FB,max}$ unbekannt ist und durch Iteration bestimmt werden muss (Startwert $k = 1,0$). Mit dem Wert für $V_{FB,max}$ berechnet man $N_{l,Ed}$ nach Gleichung (9-57) und setzt das Ergebnis als N_{Ed} in Gleichung (9-47) ein. Mit dem dadurch bestimmten Vergrößerungsfaktor $k \geq 1,0$ berechnet man einen neuen Wert für $V_{FB,Ed,max}$. Das Verfahren wird fortgesetzt, bis sich $V_{FB,Ed,max}$ nicht mehr praxisrelevant ändert.

Für jede beliebige Querkraft $V_{FB} \leq V_{FB,max}$ ist nun die plastische Schnittgrößenverteilung im Fahnenblech eindeutig bestimmbar und die globale Normalkraft N_{global} im Fahnenblech ermittelt sich nach Gleichung (9-60).

Unter Wahrung der Gleichgewichtsbedingung am Gesamtquerschnitt muss zur Druckkraft N_{global} im Fahnenblech eine gleich große Zugkraft N_s in der Bewehrung wirken. Zusammen mit N_{global} bildet die Zugkraft N_s über den gegenseitigen Abstand ein Kräftepaar, das im Folgenden als globales Moment $M_{y,global}$ bezeichnet wird und Bestandteil des insgesamt aufnehmbaren Stützmomentes $M_{y,Rd}$ ist. Für die Berechnung von $M_{y,global}$ kann aus Gleichgewichtsgründen für N_{global} keine dem Betrag nach größere Kraft als $N_{s,Rd}$ in Ansatz gebracht werden.

$$N_{global} \leq N_{s,Rd} = f_{sd} \cdot A_{s,2} \quad (9-72)$$

$A_{s,2}$ ist der Querschnitt jener Bewehrungsmenge, die innerhalb der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ im Bereich negativer Momente im Betongurt vorhanden ist (hinsichtlich $b_{eff,2}$ sind die Hinweise in Abschnitt 9.1.10 zu beachten).

Außer durch das Fließen des Fahnenbleches kann die im Druckbereich des Fahnenblechs wirkende Normalkraft auch durch die Tragfähigkeit der Schrauben begrenzt sein, obwohl es sinnvoll und meist auch möglich ist, die Schrauben so zu wählen, dass dies nicht der Fall ist.

Während in diesem Modell die Schrauben im Zugbereich des Fahnenbleches ausschließlich durch die im Fahnenblech wirksame Querkraft $V_{FB,Ed}$ belastet werden, werden die Schrauben im Druckbereich zusätzlich durch die Normalkraft $N_{g,Ed}$ beansprucht. Die maximale von einer Schraube aufnehmbare Kraft ergibt sich dabei aus ihrem Widerstand gegen Abscheren und aus dem Widerstand des Fahnenblechs bzw. des Sekundärträgers gegenüber Lochleibung.

Die Beanspruchbarkeiten $F_{v,Rd}$ hinsichtlich Abscherens und $F_{b,Rd}$ hinsichtlich Lochleibung können mit den aus [14], Tabelle 3.4, entnommenen Gleichungen (9-73) bzw. (9-74) bestimmt werden (Werte α_v , A , α_b siehe [14]).

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_u A}{\gamma_{M2}} \quad (9-73)$$

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}} \quad (9-74)$$

$F_{b,Rd}$ wird für jede einzelne Schraube in Vertikal- und Horizontal-Richtung, d.h. parallel und senkrecht zu den freien Rändern von Fahnenblech und Nebenträger, getrennt ermittelt.

Die für die Anwendung der Gleichung (9-74) benötigten Werte α_d und k_1 sind in Tabelle 9-8 bis Tabelle 9-13 getrennt nach Lage der Schrauben und für Fahnenblech und Trägersteg zusammengestellt, außerdem wird zwischen einreihigen und zweireihigen Anschlüssen sowie zwischen der Wirkungsrichtung unterschieden. Die in den Tabellen abgedruckten Formeln sind aus [14] entnommen, wobei die Bezeichnungen von Achs- und Randabständen der Schrauben entsprechend Abbildung 9-1 und Abbildung 9-2 gewählt wurden.

Tabelle 9-8: Beiwerte α_d und k_1 für einreihige Anschlüsse, Vertikalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{e_{v,oben}}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$
unten	$\frac{e_v}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7\right)$

Tabelle 9-9: Beiwerte α_d und k_1 für einreihige Anschlüsse, Horizontalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,oben}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	-	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
unten	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,unten}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$

Tabelle 9-10: Beiwerte α_d und k_1 für zweireihige Anschlüsse, hauptträgerseitige Schraubenreihe, Vertikalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{e_{v,oben}}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$
unten	$\frac{e_v}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$

Tabelle 9-11: Beiwerte α_d und k_1 für zweireihige Anschlüsse, feldseitige Schraubenreihe, Vertikalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{e_{v,oben}}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$
unten	$\frac{e_v}{3d_0}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_h}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_v}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_h}{d_0} - 1,7\right)$

Tabelle 9-12: Beiwerte α_d und k_1 für zweireihige Anschlüsse, hauptträgerseitige Schraubenreihe, Horizontalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,oben}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	-	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
unten	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,unten}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$

Tabelle 9-13 :Beiwerte α_d und k_1 für zweireihige Anschlüsse, feldseitige Schraubenreihe, Horizontalanteil

Lage	Fahnenblech		Nebenträgersteg	
	α_d	k_1	α_d	k_1
oben	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,oben}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
mittig	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$
unten	$\frac{p_h}{3d_0} - \frac{1}{4}$	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_v}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$	-	$\min\left(2,5; 2,8 \frac{e_{v,unten}}{d_0} - 1,7; 1,4 \frac{p_v}{d_0} - 1,7\right)$

Da es sich bei Fahnenblechanschlüssen um eine einschnittige Schraubverbindung handelt, sollte im Fall eines einreihigen Anschlusses die in horizontaler Richtung aufnehmbare Grenzlochleibungskraft zusätzlich nach Gleichung 3.2 aus [14] begrenzt werden:

$$F_{b,Rd} \leq \frac{1,5 \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (9-75)$$

Dabei sind für f_u und t jeweils die Zugfestigkeit bzw. die Blechdicke von Sekundärträgersteg und Fahnenblech einzusetzen, der ungünstigere Wert für $F_{b,Rd}$ ist maßgebend.

Um den Berechnungsaufwand etwas einzugrenzen wird je Richtung für alle Schrauben einheitlich die Lochleibungsbeanspruchbarkeit der am geringsten beanspruchbaren Schraube in Ansatz gebracht. Für die vertikale Wirkungsrichtung wird diese mit $F_{b,v,Rd}$ bezeichnet, für die horizontale mit $F_{b,h,Rd}$.

Die Querkraft $V_{FB,Ed}$ wird zu gleichen Teilen auf alle vorhandenen Schrauben n_b verteilt, jede Schraube wird in vertikaler Richtung durch $F_{v,v,Ed}$ beansprucht.

$$F_{v,v,Ed} = \frac{V_{FB,Ed}}{n_b} \quad (9-76)$$

An der Abtragung der globalen Druckkraft N_{global} beteiligen sich nur jene Schrauben, die innerhalb der überdrückten Fahnenblechhöhe $h_{FB,comp}$ liegen. Die Anzahl $n_{b,comp}$ dieser Schrauben ist auf den ersten Blick ein ganzzahliger Wert. Wie im Modell vorausgesetzt sind die Schrauben über die Höhe des Fahnenblechs gleichmäßig verteilt, so dass $n_{b,comp}$ auch über das Verhältnis von überdrückter zu gesamter Fahnenblechhöhe ermittelt werden kann:

$$n_{b,comp} = n_b \frac{h_{FB,comp}}{h_{FB}} \quad (9-77)$$

Dass damit $n_{b,comp}$ in der Regel nicht ganzzahlig ist, stört nicht, denn aus Gründen der Verträglichkeit wird sich auch die nächste, oberhalb von $h_{FB,comp}$ liegende Schraube an der Lastabtragung beteiligen, wenn auch nicht mit ihrer vollen Tragfähigkeit. Dieser Ansatz ist auch deshalb gerechtfertigt, weil an der Stelle der Lasteinleitung an den Schrauben $N_{\text{lokal}} = 0$ ist und damit mehr Fahnenblechhöhe für die Übertragung von N_{global} zur Verfügung steht als mit $h_{FB,comp}$ im Bemessungsschnitt an der Schweißnaht. Damit könnten im Grunde sogar alle Schrauben zur Übertragung von N_{global} angesetzt werden, was jedoch mangels detaillierter Untersuchungen so nicht praktiziert wird.

Die von den $n_{b,comp}$ Schrauben übertragbare Horizontalkraft ist abhängig von der Wahl der Interaktionsbeziehung für die vertikale und horizontale Wirkungsrichtung sowie ggf. der Ausnutzung hinsichtlich Lochleibung in vertikaler Richtung.

Nach Maßgabe von [14] Tabelle 3.4, Fußnote c, „darf die Lochleibungstragfähigkeit getrennt für Kraftkomponenten parallel und senkrecht zum Rand nachgewiesen werden.“ Die durch die Lochleibungsbeanspruchbarkeit der Schrauben gegebene Obergrenze für N_{global} kann für diese Variante nach Gleichung (9-78) berechnet werden.

$$N_{\text{global}} \leq N_{\text{global,LL}} = n_{b,comp} \cdot F_{b,h,Rd} \quad (9-78)$$

Es obliegt jedoch dem zukünftigen Anwender des Berechnungsverfahrens, die seiner Meinung nach geeignete Interaktionsbeziehung für Lochleibungsbeanspruchung schräg zum Bauteilrand zu wählen. Für den Fall einer linearen Interaktion ergibt sich die größtmögliche globale Normalkraft N_{global} nach Gleichung (9-79), für den Fall einer quadratischen Interaktion nach Gleichung (9-80).

$$N_{\text{global}} \leq N_{\text{global,LL}} = n_{b,comp} \cdot \left(1 - \frac{F_{v,v,Ed}}{F_{b,v,Rd}} \right) \cdot F_{b,h,Rd} \quad (9-79)$$

$$N_{\text{global}} \leq N_{\text{global,LL}} = n_{b,comp} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{F_{v,v,Ed}}{F_{b,v,Rd}} \right)^2} \cdot F_{b,h,Rd} \quad (9-80)$$

Im Modell wird davon ausgegangen, dass der kleinste Wert für $N_{g,Rd}$ aus den Gleichungen (9-60), (9-72) und (9-78) bzw. (9-79) bzw. (9-80) bemessungsrelevant ist, was zu Gleichung (9-81) führt. Dabei führt die Limitierung von $N_{g,Rd}$ durch die Gleichungen (9-72) und (9-78) bzw. (9-79) bzw. (9-80), wenn diese maßgebend werden, dazu, dass das Fahnenblech im Grenzzustand der Tragfähigkeit plastisch nicht ganz ausgenutzt

wird. Bei sinnvoller Wahl der Stützbewehrung und der Verschraubung werden diese beiden Bedingungen allerdings im Regelfall nicht maßgebend werden.

$$N_{g,Rd} = \min \begin{pmatrix} N_{global,FB} \\ N_{global,BEW} \\ N_{global,LL} \end{pmatrix} \quad (9-81)$$

In jedem Fall ist noch zu überprüfen, ob die resultierende Schraubenkraft $F_{v,Ed}$ nach Gleichung (9-82) nicht die Abscherbeanspruchbarkeit $F_{v,Rd}$ der Schraube überschreitet. Sollte dies der Fall sein, so ist die Verschraubung stärker zu dimensionieren.

$$F_{v,Ed} = \sqrt{(F_{v,v,Ed}^2 + F_{v,h,Ed}^2)} \quad (9-82)$$

mit

$$F_{v,h,Ed} = \frac{N_{g,Rd}}{n_{b,comp}} \quad (9-83)$$

9.1.7 Bestimmung des vom Betongurt aufnehmbaren Biegemomentes

Wenn die globale Normalkraft $N_{g,Rd}$ nicht durch die plastische Normalkraft der Bewehrung $N_{global,BEW}$ limitiert wird, was für die meisten Bemessungssituationen der Fall sein dürfte, dann kann der Betongurt ein zusätzliches Biegemoment aufnehmen, das mit Gleichung (9-84) berechnet werden kann. Auch hierfür sind hinsichtlich der Festlegung der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ im Bereich negativer Biegemomente die Hinweise in Abschnitt 9.1.10 zu beachten.

$$M_{c,N,pl,Rd} = (A_{s,2} \cdot f_{sd} - N_{g,Rd}) \cdot \left(h_f - d_1 - h_p - \frac{(A_{s,2} \cdot f_{sd} - N_{g,Rd})}{2 \cdot b_{eff,2} \cdot \alpha_{cc} \cdot f_{cd}} \right) \quad (9-84)$$

9.1.8 Momententragfähigkeit des Anschlusses

Die Momententragfähigkeit $M_{ges,Rd}$ des Anschlusses unter Berücksichtigung der einwirkenden Querkraft kann nach Gleichung (9-85) und wie in Abbildung 9-31 skizziert als Summe der Momentenanteile $M_{l,Rd}$, $M_{g,Rd}$ und $M_{c,N,pl,Rd}$ berechnet werden.

$$M_{ges,Rd} = M_{l,Rd} + N_{g,Rd} \cdot z_i + M_{c,N,pl,Rd} \quad (9-85)$$

mit

$$z_i = h_{FB} + \Delta z_{FB} + h_f - d_1 - \frac{h_{FB,comp}}{2} \quad (9-86)$$

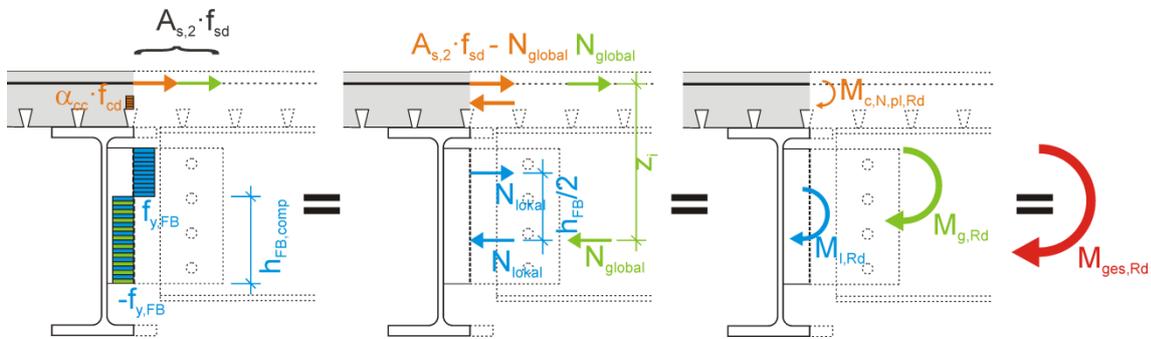


Abbildung 9-31: Zusammensetzung des Anschlussmomentes $M_{ges,Rd}$

Für die praktische Anwendung wird zweckmäßig ein Interaktionsdiagramm erstellt. Dazu wird eine bestimmte Anzahl von Wertepaaren ($V_{FB,Ed}$; $M_{y,Rd}$) erzeugt, indem für z.B. 20 Querkräfte mit Größen zwischen null und $V_{FB,max,Ed}$ das vom Anschluss gleichzeitig aufnehmbare Biegemoment $M_{ges,Rd}$ nach dem oben beschriebenen Verfahren berechnet wird. In Abbildung 9-32 sind die einzelnen Momentenanteile in Abhängigkeit von der auf das Fahnenblech einwirkenden Querkraft beispielhaft für Versuch V1-3 dargestellt. Dabei wurden die experimentell ermittelten Materialeigenschaften in die Gleichungen eingesetzt, außerdem wurden sämtliche Teilsicherheitsbeiwerte $\gamma_{M,i} = 1,0$ gesetzt. Die mittragende Breite im Anschlussbereich wurde exemplarisch mit $b_{eff,2} = 750$ mm angesetzt.

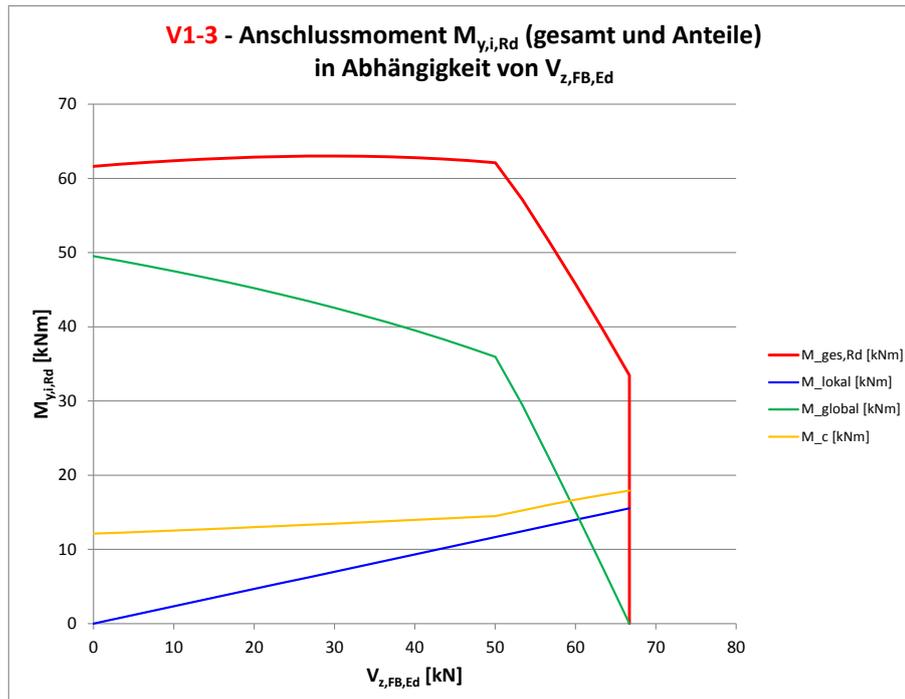


Abbildung 9-32: Anschlussmoment $M_{y,Rd}$ in Abhängigkeit von $V_{z,FB,Ed}$ beispielhaft für V1-3

Man erkennt, dass das lokale Moment, das durch das Kräftepaar N_{lokal} im Fahnenblech zustande kommt, direkt proportional zu $V_{z,FB,Ed}$ ist (blaue Kurve). Das globale Moment (grüne Kurve) nimmt mit zunehmender Querkraft ab und ist bei maximaler Querkraft ($h_{FB,comp} = h_{FB}/2$) null. Im Bereich kleinerer Querkräfte (linker Diagrammbereich) ist $N_{g,Rd}$ und damit M_{global} durch die Tragfähigkeit der Schrauben begrenzt. Die Neigung der grünen Kurve ist relativ flach und kommt dadurch zustande, dass mit zunehmender Querkraft die überdrückte Fahnenblechhöhe $h_{FB,comp}$ und damit die Anzahl $n_{b,comp}$ der druckkraftabtragenden Schrauben abnimmt. Eine Interaktion der Lochleibungstragfähigkeit senkrecht und parallel zu den Rändern ist in Anlehnung an [14] nicht berücksichtigt. Ab ca. $V_{z,FB,Ed} = 53$ kN Querkraft sind nicht mehr die Schrauben maßgebend, sondern das Fahnenblech (Knick in der grünen Kurve). Dass die innerhalb $b_{eff,2}$ vorhandene Bewehrung $A_{s,2}$ für $N_{g,Rd}$ nicht maßgebend ist erkennt man daran, dass für jedes Querkraftniveau $M_{c,N,pl,Rd} \neq 0$ ist (gelbe Kurve). $M_{c,N,pl,Rd}$ nimmt mit der Querkraft zu, weil mit zunehmender lokaler Normalkraft N_{lokal} die globale Normalkraft N_{global} in Fahnenblech bzw. Schrauben abnimmt und aus Gleichgewichtsgründen auch die Gegenkraft in der Bewehrung abnehmen muss, so dass von der Bewehrung ein größerer Anteil für $M_{c,N,pl,Rd}$ zur Verfügung steht. Die rote Kurve stellt als Summe der drei Anteile das vom Anschluss insgesamt aufnehmbare Biegemoment $M_{ges,Rd}$ in Abhängigkeit von der auf das Fahnenblech einwirkenden Querkraft dar.

9.1.9 Querkraftnachweis für den Betongurt

Die bisherigen Ausführungen hatten die Momententragfähigkeit zum Gegenstand. Da diese unter Berücksichtigung der auf das Fahnenblech einwirkenden Querkraft $V_{FB,Ed}$ berechnet wird, ist der Nachweis der Querkrafttragfähigkeit des Fahnenblechs im Nachweis der Momententragfähigkeit inbegriffen. Noch zu überprüfen ist aber die Querkrafttragfähigkeit des Betongurts.

Die im Betongurt wirksame Querkraft ergibt sich zu:

$$V_{c,Ed} = V_{Ed} - V_{FB,Ed} \quad (9-87)$$

Prinzipiell kommt für den Nachweis der Querkrafttragfähigkeit das Verfahren aus [12], Abschnitt 6.2.2 für Betonquerschnitte ohne Querkraftbewehrung in Betracht.

Zu beachten ist, dass die „kleinste Querschnittsbreite innerhalb der Zugzone des Querschnitts“ b_w im Sinne der Formeln aus [12], Abschnitt 6.2.2, auf das vorliegende Bemessungsmodell übertragen einer Art mitwirkender Breite hinsichtlich Querkraftbeanspruchung entspricht, die mit $b_{eff,Vz}$ bezeichnet werden soll. Der für die Anwendung der Formeln außerdem benötigte Bewehrungsgrad ρ_l sowie die Normalspannung σ_{op} (im Bereich negativer Momente eine Zugspannung und nach Maßgabe von [12] negativ anzusetzen) sind unter Ansatz der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ und der darin befindlichen Bewehrung $A_{s,2}$ zu bestimmen.

Bei der Berechnung des Querkraftanteils im Fahnenblech nach Gleichung (9-18) wurde in Anspruch genommen, dass über den bzw. die Kopfbolzendübel im Anschlussbereich lokal ein Teil der im Stahlträger befindlichen Querkraft nach oben in den Betongurt gehängt wird. Sollte dadurch die Querkrafttragfähigkeit des Betongurtes überschritten werden, wäre konsequent nur ein geringerer Teil der Querkraft hochzuhängen, ggf. auch gar keiner. Sollte die Querkrafttragfähigkeit auch ohne lokale Hochhängung über die Dübel noch überschritten sein, dann müsste theoretisch der Anschluss stärker dimensioniert werden. Allerdings liefert das Verfahren für die Querkraftbemessung nach [12] im vorliegenden Anwendungsfall des Verbundbaus äußerst konservative Ergebnisse, die im Versuch so nicht bestätigt werden konnten. In Abschnitt 9.1.12 werden die Ergebnisse diskutiert und es wird eine Empfehlung für die baupraktische Bemessung ausgesprochen.

9.1.10 Anmerkungen zu den mittragenden Breiten

Die Anwendung des Rechenverfahrens setzt die Kenntnis der mittragenden Breiten b_{eff} voraus, wobei zwischen $b_{\text{eff},1}$ im Feldbereich, $b_{\text{eff},2}$ im Anschlussbereich und $b_{\text{eff},Vz}$ hinsichtlich der Querkraftbemessung des Betongurts unterschieden wird.

In Abschnitt 9.1.2 wird empfohlen, $b_{\text{eff},1}$ nach [15], 5.4.1.2, zu berechnen, wobei $L_e = 0,8 \cdot L$ für Innenfelder und $L_e = 0,9 \cdot L$ für Randfelder anzunehmen ist. $b_{\text{eff},1}$ wird im Allgemeinen dazu benötigt, die ideellen Querschnittswerte für eine Bemessung des Verbundquerschnitts in den Feldbereichen zu berechnen, im Speziellen, um mit Hilfe des statischen Momentes und des Faktors k_{global} die Verteilung der Querkraft auf Betongurt und Stahlträger zu bestimmen (siehe 9.1.2).

In der Konsequenz wäre $b_{\text{eff},2}$ dann in Anlehnung an Bild 5.1 aus [15] mit ungefähr $L_e = 0,1 \cdot (L_1 + L_2)$ zu berechnen, was jedoch zu äußerst kleinen mittragenden Breiten führen würde. Konkret würden sich für übliche Verbundträger wie in den 6 Versuchen Breiten $b_{\text{eff},2}$ zwischen etwa 30 und 50 cm einstellen, so dass sich kein nennenswertes Stützmoment auf Grundlage des vorgestellten Modells ergeben würde.

Da sich bei den Versuchen tatsächlich deutlich größere Stützmomente eingestellt haben als dies bei Ansatz von $b_{\text{eff},2} = 0,30 \dots 0,50$ m möglich wäre, kann daraus geschlossen werden, dass die mittragende Breite deutlich größer sein muss. Dies lässt sich auch aus den beobachteten Rissbildern (vgl. Abbildung 6-78 bis Abbildung 6-83) ableiten, bei denen die Risse weitgehend parallel und über die gesamte Gurtbreite verlaufen, was ein Zeichen dafür ist, dass auf Traglastniveau die gesamte Gurtbreite von 1,20 m mitwirkt.

Eine rechnerische Bestimmung der mittragenden Gurtbreite $b_{\text{eff},2}$ im Bereich negativer Biegemomente gestaltet sich schwierig und ist für ein einfach zu handhabendes Bemessungsmodell zu aufwendig. In [26] ist eine Formel zur Bestimmung der mitwirkenden Breite angegeben, jedoch muss dazu im Vorlauf eine Schnittgrößenaufteilung in Teilschnittgrößen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode durchgeführt werden. Generell ist jedoch zu sagen, dass sich auf Traglastniveau mit Plastizierung und Rissbildung größere mitwirkende Breiten einstellen als auf Grundlage der Elastizitätstheorie (siehe z.B. [24]), was die durchgeführten Versuche auch bestätigen.

Wie $b_{\text{eff},2}$ entzieht sich auch die mitwirkende Breite $b_{\text{eff},Vz}$ zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit einer für praktische Belange genügend einfachen Berechenbarkeit. *Kohlmeyer* stellt in [32] ein Modell zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit des Stahlbetongurtes von Verbundträgern im Bereich von großen Stegöffnungen vor. Dabei wird der Betongurt in Zonen mit und ohne Querkraftbewehrung eingeteilt, wobei die Querkraftbewehrung aus den Kopfbolzendübeln besteht. Auf allgemeine Fälle und auch auf die Problematik der Fahnenblechanschlüsse lässt sich das Verfahren nicht vollständig übertragen, da hier anders als bei den Versuchen aus [32] der Betongurt ggf. durch Profilbleche unterbrochen sein kann oder große Dübelabstände vorhanden sein können, so dass in solchen Fällen ein Fachwerkmodell, wie es bei Querkraftbe-

weherten Stahlbetonquerschnitten üblich ist, dann nicht grundsätzlich zu rechtfertigen ist.

Da die Ergebnisse der Versuche an Trägern mit langen Fahnenblechen darauf hindeuten, dass die mittragenden Breiten $b_{\text{eff},2}$ und $b_{\text{eff},Vz}$ im Grenzzustand der Tragfähigkeit deutlich größer sind als sie sich in Anlehnung an Bild 5.1 aus [15] mit ungefähr $L_e = 0,1 \cdot (L_1 + L_2)$ ergeben würden, wird als pragmatische Übergangslösung bis zur Klärung der noch offenen Fragen vorgeschlagen, für $b_{\text{eff},2}$ und $b_{\text{eff},Vz}$ eine Breite von 1,00 m bis 1,20 m anzunehmen, was in der Größenordnung der tatsächlichen Gurtbreite von 1,20 m der 6 Versuchskörper liegt.

Es wird vorsichtshalber darauf hingewiesen, dass die durchgeführten Versuche aufgrund ihrer Anzahl und dadurch, dass jeder Versuchskörper anders ist, nicht repräsentativ im Sinne einer statistischen Auswertung sind.

9.1.11 Vergleich von Berechnungs- und Versuchsergebnissen

In diesem Abschnitt ist für jeden der 6 durchgeführten Großversuche das Interaktionsdiagramm dargestellt, wie es auf Grundlage des vorgestellten Bemessungsmodells hergeleitet werden kann. Im Unterschied zu Abbildung 9-32 ist auf der horizontalen Achse die Gesamtquerkraft V_{Ed} und nicht die anteilige Querkraft $V_{\text{FB,Ed}}$ im Fahnenblech angetragen, die Ermittlung der Gesamtquerkraft kann mit Hilfe der umgestellten Gleichung (9-18) erfolgen. Bedingt durch diese Gleichung beginnen die Kurven im Normalfall nicht bei $V_{\text{Ed}} = 0$, da wegen der evtl. Hochhängung eines Querkraftanteils in die Betonplatte über anschlussnahe Kopfbolzendübel die Gesamtquerkraft ungleich null ist, selbst wenn die Querkraft im Fahnenblech $V_{\text{FB,Ed}} = 0$ ist.

Aufgrund ihrer geringen Größe wird die Querkraft im Bauzustand zu null gesetzt. Der Diagrammerstellung liegen ferner die tatsächlichen Materialeigenschaften zu Grunde, wobei alle Teilsicherheitsbeiwerte mit 1,0 in Ansatz gebracht sind. Die mitwirkenden Breiten werden im ersten Ansatz mit $b_{\text{eff},2} = b_{\text{eff},Vz} = 1,20$ m angenommen.

Mit Bezug auf die Kraft-Weg-Diagramme (vgl. Abbildung 6-2 bis Abbildung 6-7) ist bei allen Versuchen ungefähr ab Laststufe 9 der Übergang in den Traglastzustand vollzogen. Im Folgenden werden für jeden Versuch die V_z - M_y -Wertepaare der Laststufen 9 bis 13 in das jeweilige Interaktionsdiagramm eingetragen und die Übereinstimmung mit dem Bemessungsmodell diskutiert.

9.1.11.1 Versuch V1-1

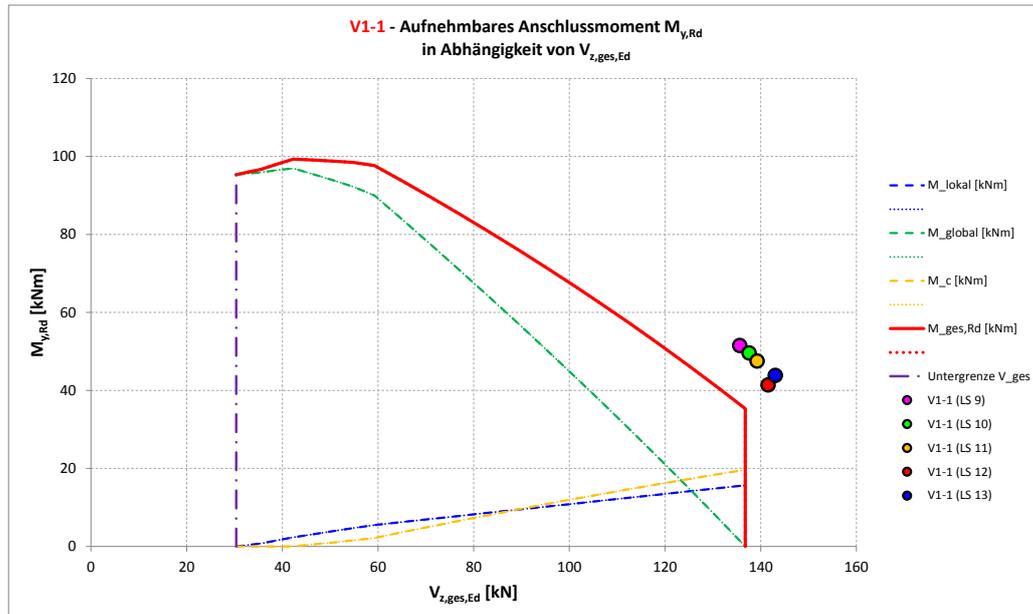


Abbildung 9-33: Interaktionsdiagramm V1-1 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Der Vergleich des Interaktionsdiagramms mit den gemessenen Wertepaaren zeigt eine der Größenordnung nach gute Übereinstimmung, jedoch wird im Versuch eine geringfügig größere Querkraft erreicht sowie ein deutlich größeres Stützmoment. Bereits in Abschnitt 6.3 wurde festgestellt, dass bei Versuch V1-1 im Vergleich zu den stärker bewehrten Versuchen V1-2 und V1-3 bei etwa gleicher Pressenkraft ein größeres Stützmoment bzw. eine stärkere Durchlaufwirkung erzielt wird. Die Ursache hierfür konnte nicht abschließend geklärt werden, mangels weiterer typgleicher Versuche ist auch keine statistische Auswertung möglich. Da die mittragenden Breiten $b_{\text{eff},2}$ und $b_{\text{eff},Vz}$ bereits mit dem größtmöglichen Wert von 1,20 m in Ansatz gebracht worden sind, ist diesbezüglich rechnerisch keine Traglaststeigerung möglich. In jedem Fall liegt das Bemessungsdiagramm hinsichtlich der Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses auf der sicheren Seite. Da die Messwerte im Diagramm ganz rechts liegen erkennt man, dass das Stützmoment gemäß Modellvorstellung ausschließlich aus dem lokalen Moment im Fahnenblech sowie dem Moment im Betongurt besteht. Ein globales Moment baut sich nicht auf, da das Fahnenblech bereits durch Querkraft und lokales Moment vollständig ausgenutzt ist.

9.1.11.2 Versuch V1-2

Für V1-2 liegen die gemessenen Wertepaare unterhalb der Interaktionskurve, d.h. bei Ansatz von 1,20 m für die mittragenden Breiten im Anschlussbereich wird die Momenten Tragfähigkeit mit dem Bemessungsmodell auf der unsicheren Seite liegend um ca. 50 % überschätzt (vgl. Abbildung 9-34).

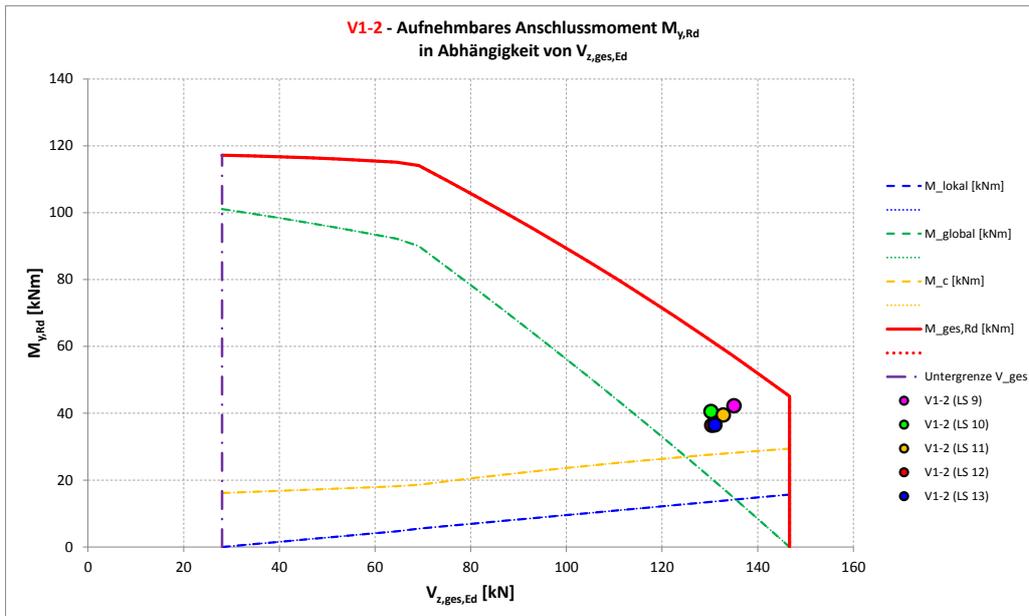


Abbildung 9-34: Interaktionsdiagramm V1-2 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Bei Reduzierung der mitttragenden Breiten auf 1,00 m ergibt sich nach Abbildung 9-35 eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Bemessungsmodell. Dies verdeutlicht den großen Einfluss der mitttragenden Breite bei Betongurten mit hohem Bewehrungsgrad. Das Gesamtbiegemoment stellt sich in der gleichen Größenordnung ein wie bei Versuch V1-1, d.h. ein höherer Bewehrungsgrad führt nicht automatisch zu einer Steigerung der Momententragfähigkeit.

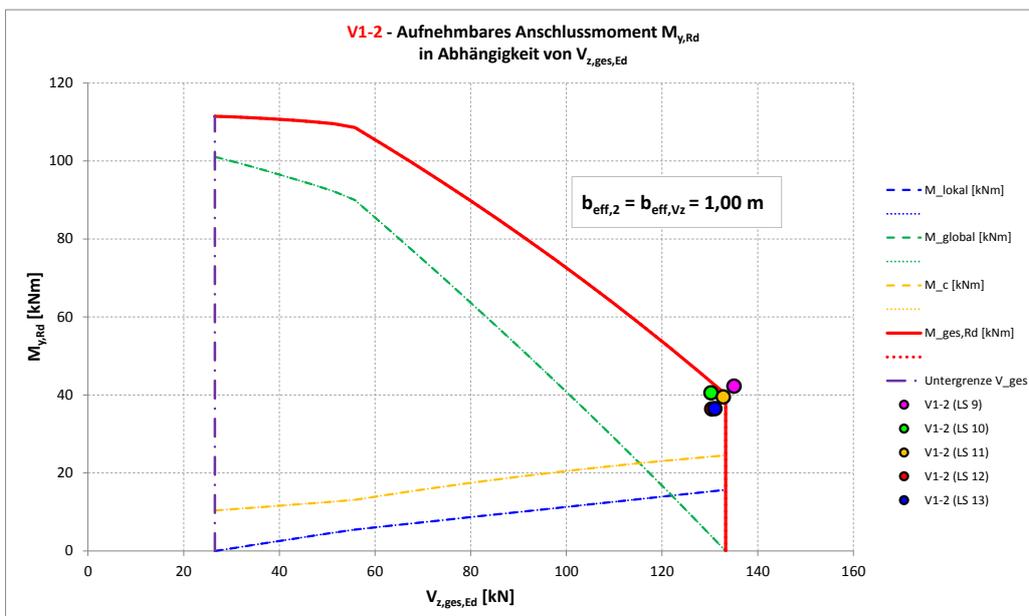


Abbildung 9-35: Interaktionsdiagramm V1-2 bei reduzierten mitttragenden Breiten

9.1.11.3 Versuch V1-3

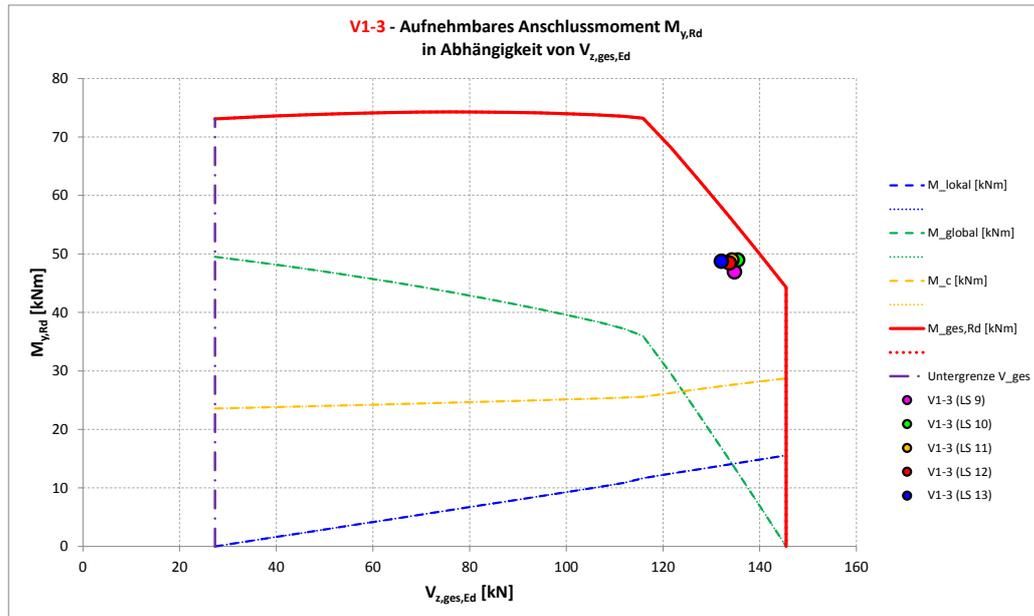


Abbildung 9-36: Interaktionsdiagramm V1-3 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Auch bei V1-3 liegen die gemessenen Wertepaare leicht unterhalb der Interaktionskurve, d.h. bei Ansatz von 1,20 m für die mittragenden Breiten im Anschlussbereich wird die Momententragsfähigkeit mit dem Bemessungsmodell auf der unsicheren Seite liegend geringfügig überschätzt (vgl. Abbildung 9-36). Bei Reduzierung der mittragenden Breiten um wenige Zentimeter auf 1,12 m ergibt sich nach Abbildung 9-37 eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Bemessungsmodell.

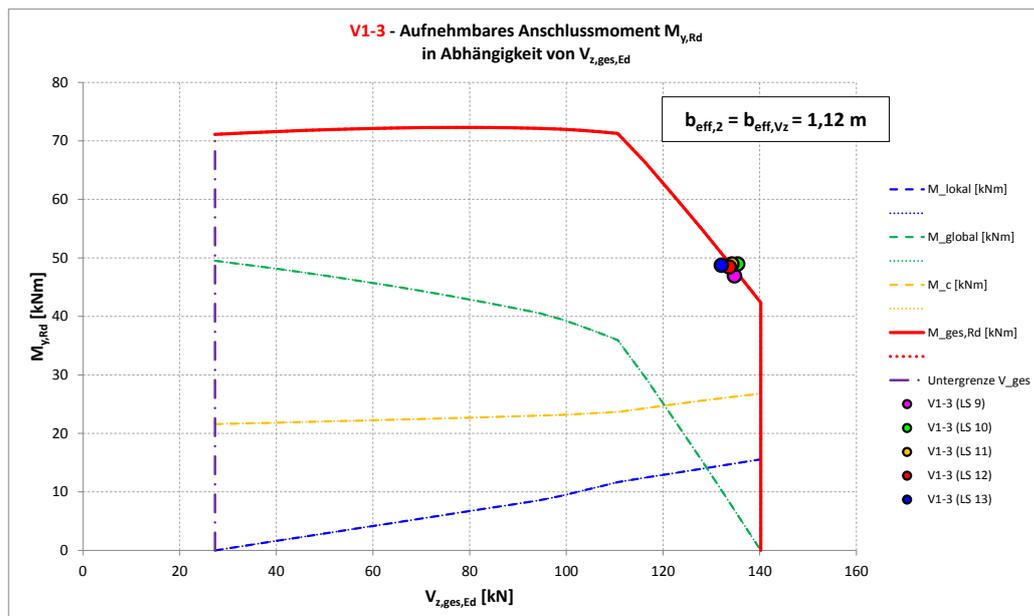


Abbildung 9-37: Interaktionsdiagramm V1-3 bei reduzierten mittragenden Breiten

9.1.11.4 Versuch V2-1

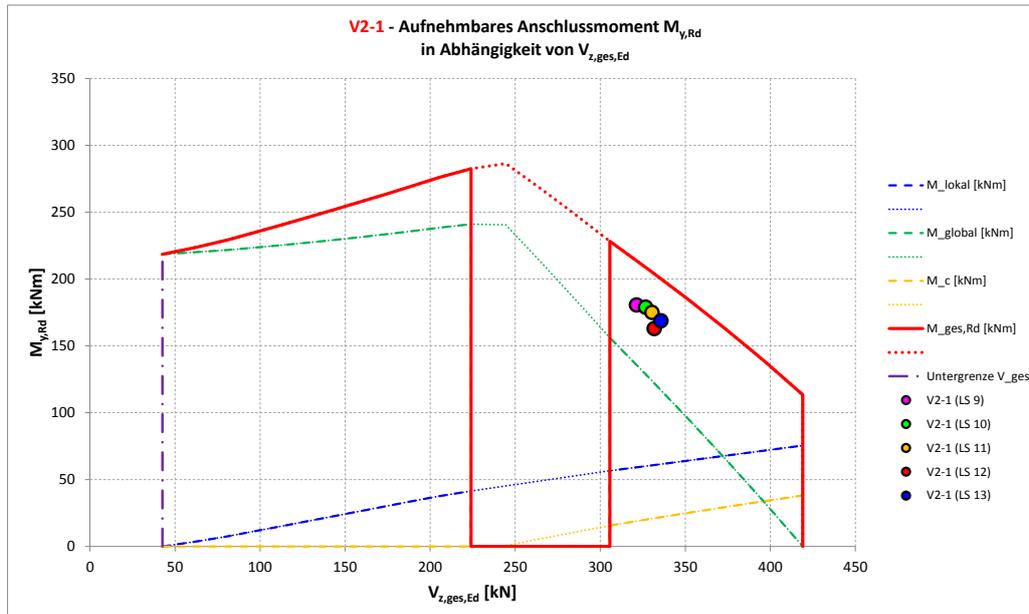


Abbildung 9-38: Interaktionsdiagramm V2-1 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Bei Versuch V2-1 wird die Momententragfähigkeit mit $b_{eff,2} = b_{eff,Vz} = 1,20$ m überschätzt. Unabhängig davon erkennt man im mittleren Diagrammbereich eine Lücke, in deren Bereich die Linie der Interaktionskurve punktiert dargestellt ist. Damit wurde kenntlich gemacht, dass für Querkräfte zwischen ca. 225 kN und 305 kN der Nachweis der Tragfähigkeit nicht erbracht werden kann, weil die Querkrafttragfähigkeit des Betongurtes nicht ausreicht, selbst dann nicht, wenn auf die anteilige Hochhängung der Querkraft mit den anschlussnahen Kopfbolzendübeln verzichtet wird. Das Nachweis-konzept nach [12] für Betonplatten ohne Querkraftbewehrung berücksichtigt Normalspannungen im Betongurt. Links der Lücke im Diagramm sind zwar die Normalspannungen infolge einer großen globalen Normalkraft N_{global} (entsprechend einem großen globalen Moment M_{global} , vgl. grüne Linie) groß, wegen der relativ kleinen Querkraft gelingt aber der Nachweis. Rechts der Lücke im Diagramm sind die Normalspannungen gering, so dass der Nachweis der Tragfähigkeit auch für große Querkräfte erbracht werden kann. Im Mittelbereich hingegen liegt eine ungünstige Paarung von Normalspannung und Querkraft vor, so dass die Querkrafttragfähigkeit des Gurtes nach [12] rechnerisch nicht ausreicht. Weitere Anmerkungen zur Querkrafttragfähigkeit enthält Abschnitt 9.1.12.

Anhand von Abbildung 9-38 lässt sich zeigen, dass für geringe Gesamtquerkräfte die Momententragfähigkeit zuerst mit der Querkraft ansteigt. Das liegt daran, dass ohne Querkraft im Fahnenblech dieses vollständig überdrückt ist, jedoch bei wenig Bewehrung die Bewehrung maßgebend ist. Steigt die Querkraft an, so verschiebt sich die plastische Nulllinie im Fahnenblech nach unten und somit auch die resultierende Normalkraft im Fahnenblech, wodurch der innere Hebelarm und damit M_{global} größer wird. Weil die Bewehrung fließt und maßgebend ist, ist das Fahnenblech plastisch nicht

ausgenutzt. Mit steigender Querkraft wird mehr Fahnenblechfläche für die Abtragung der Querkraft benötigt und es steht weniger Fläche für N_{global} zur Verfügung, so dass ab der Stelle des Knickes in der grünen Diagrammlinie das Fahnenblech und nicht mehr die Bewehrung begrenzend für N_{global} wirkt. Zwar wächst der innere Hebelarm für M_{global} dann weiterhin an, aber N_{global} verringert sich in stärkerem Maße, so dass die Momententragfähigkeit nun insgesamt absinkt. Gut erkennbar ist dies auch an der gelben Diagrammkurve für das Moment des Betongurts. Solange die Bewehrung für M_{global} vollständig ausgenutzt ist, kann der Betongurt selbst kein Moment abtragen. Erst wenn das Fahnenblech maßgebend wird, steht Bewehrungsfläche für ein Moment im Betongurt zur Verfügung.

Hinsichtlich einer optimalen Übereinstimmung mit den Versuchswerten müsste die mittragende Breite $b_{\text{eff},2}$ auf ca. 0,55 m reduziert werden (vgl. Abbildung 9-39). Bei gleichzeitiger Reduzierung von $b_{\text{eff},Vz}$ auf ebenfalls 0,55 m wäre dann jedoch der Nachweis der Querkrafttragfähigkeit des Gurtes nur noch für sehr kleine Querkräfte zu erbringen.

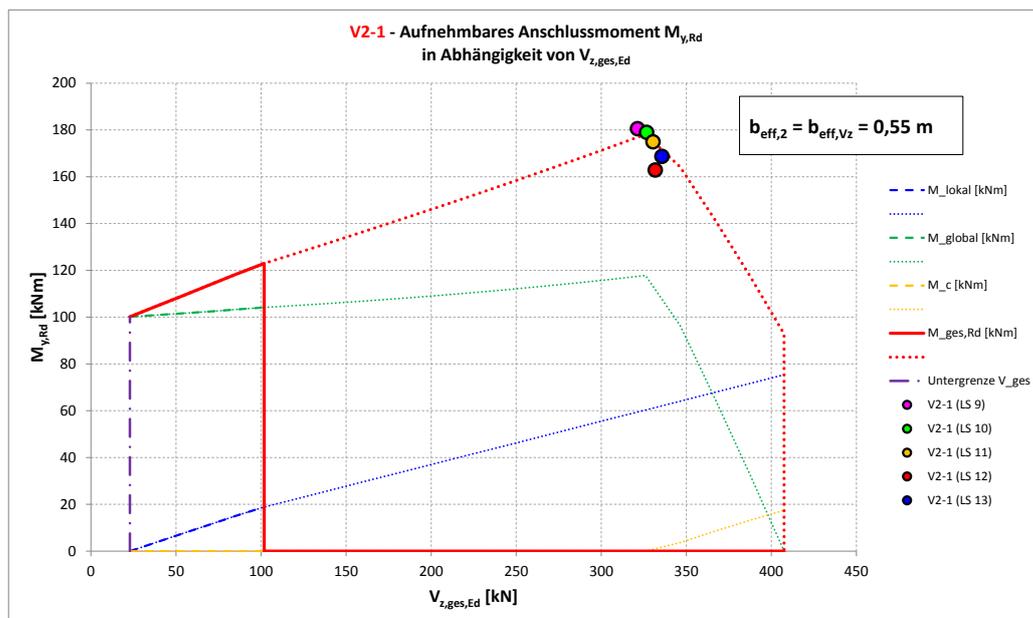


Abbildung 9-39: Interaktionsdiagramm V2-1 bei reduzierten mittragenden Breiten

Als Alternative zur Erzielung einer besseren Übereinstimmung bietet es sich an, unter Beibehaltung der effektiven Breiten von 1,20 m, die Länge, innerhalb der im Fahnenblech Biegung um die schwache Achse entsteht, von der Schweißnaht bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes zu wählen. Dies macht insbesondere bei großen Trägerhöhen wie bei Versuchsreihe 2 Sinn, da bereits nach Augenschein erkennbar ist, dass der Steg bei großem Abstand der beiden Flansche zueinander durch diese weniger stark ausgesteift wird als bei kleinen Trägerhöhen, und dass der Steg deshalb einem angreifenden Randmoment weniger Steifigkeit entgegensetzt, so dass in der

Modellvorstellung das Querkraftgelenk weiter in Richtung des Feldes liegt. Damit kann wie in Abbildung 9-40 zu sehen gegenüber Abbildung 9-38 eine deutlich bessere Übereinstimmung erzielt werden.

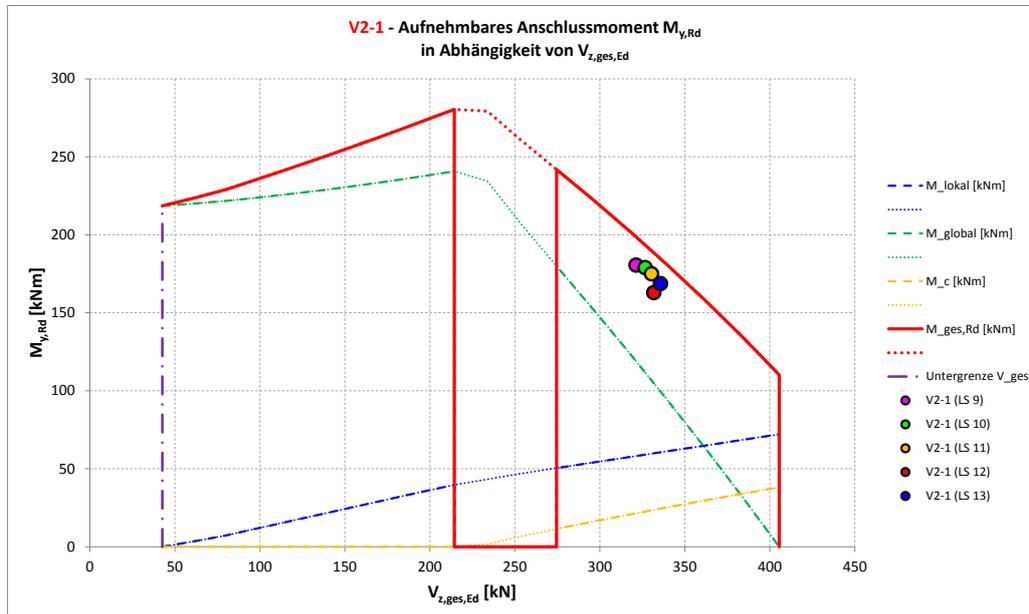


Abbildung 9-40: Interaktionsdiagramm V2-1 (rechnerische Fahnenblechlänge bis Schraubenschwerpunkt)

9.1.11.5 Versuch V2-2

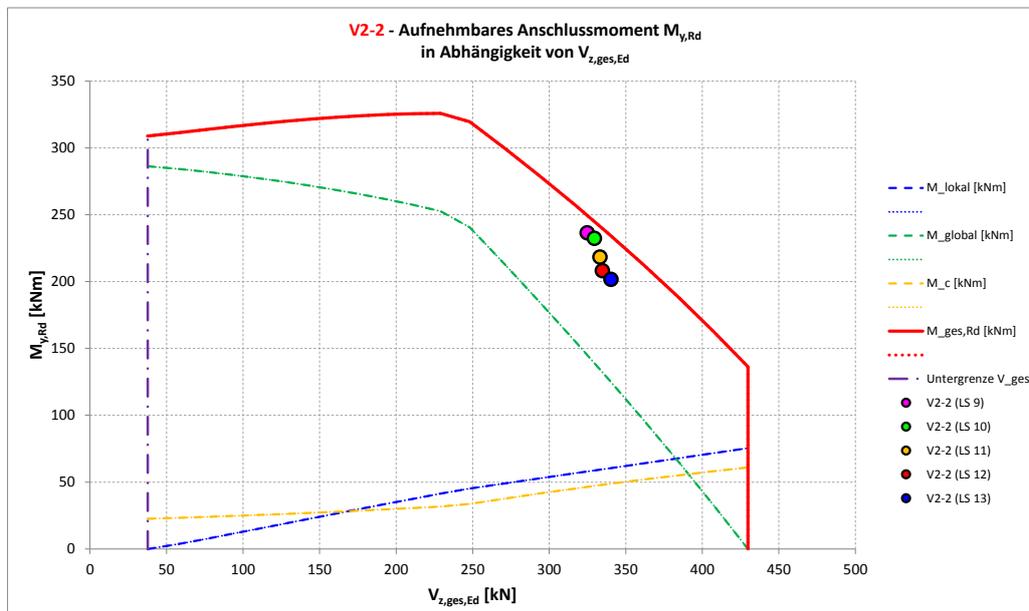


Abbildung 9-41: Interaktionsdiagramm V2-2 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Für V2-2 liegt eine insgesamt sehr gute Übereinstimmung zwischen Bemessungsmodell und Versuchsergebnissen vor. Bei Reduzierung der auflagernahen mittragenden Breiten auf ca. 1,05 m (vgl. Abbildung 9-42) könnte die Übereinstimmung weiter optimiert werden, jedoch gelten die Ausführungen zu V2-1 sinngemäß, indem dadurch die Querkrafttragfähigkeit des Betongurts nach [12] bereichsweise nicht nachgewiesen werden könnte.

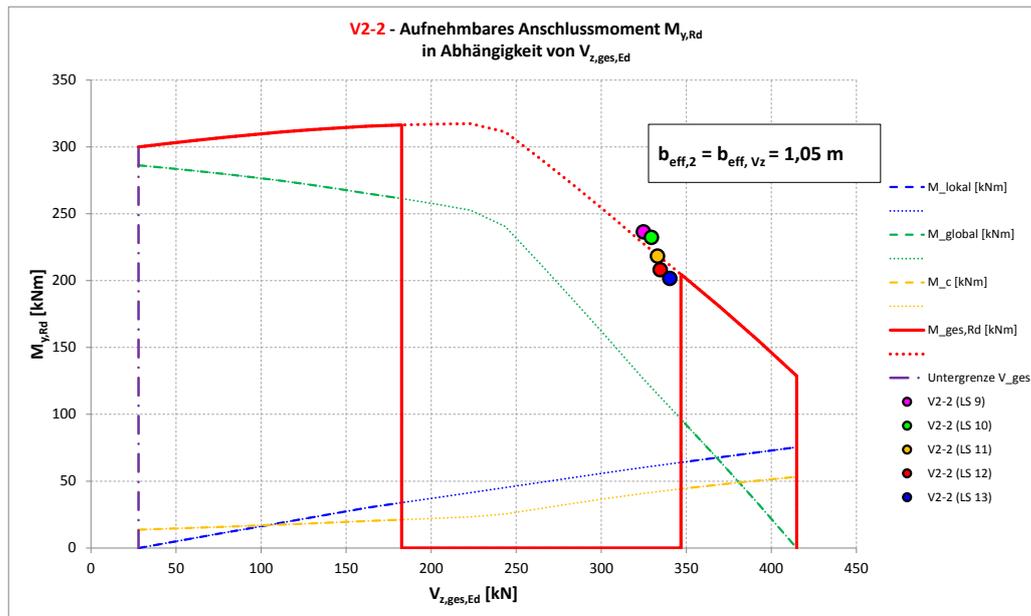


Abbildung 9-42: Interaktionsdiagramm V2-2 bei reduzierten mittragenden Breiten

Analog zu den Ausführungen zu V2-1 kann durch Wahl der Länge, innerhalb der Biegung um die schwache Fahnenblechachse entsteht, bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes die Übereinstimmung nach Abbildung 9-43 deutlich verbessert werden, und ohne dass dabei eine Überschreitung der Querkrafttragfähigkeit im Gurt entsteht.

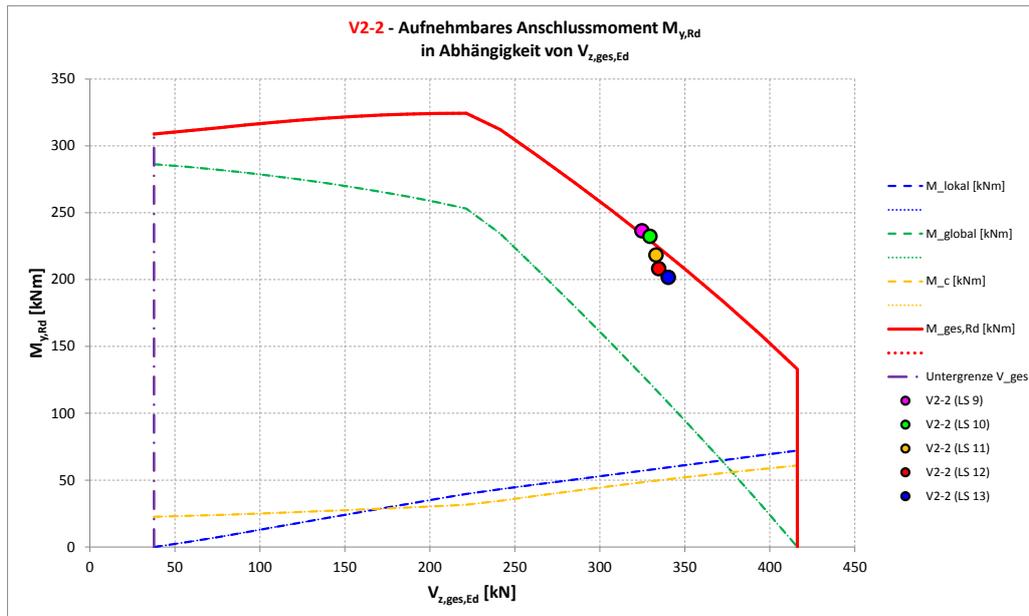


Abbildung 9-43: Interaktionsdiagramm V2-2 (rechnerische Fahnenblechlänge bis Schraubenschwerpunkt)

9.1.11.6 Versuch V2-3

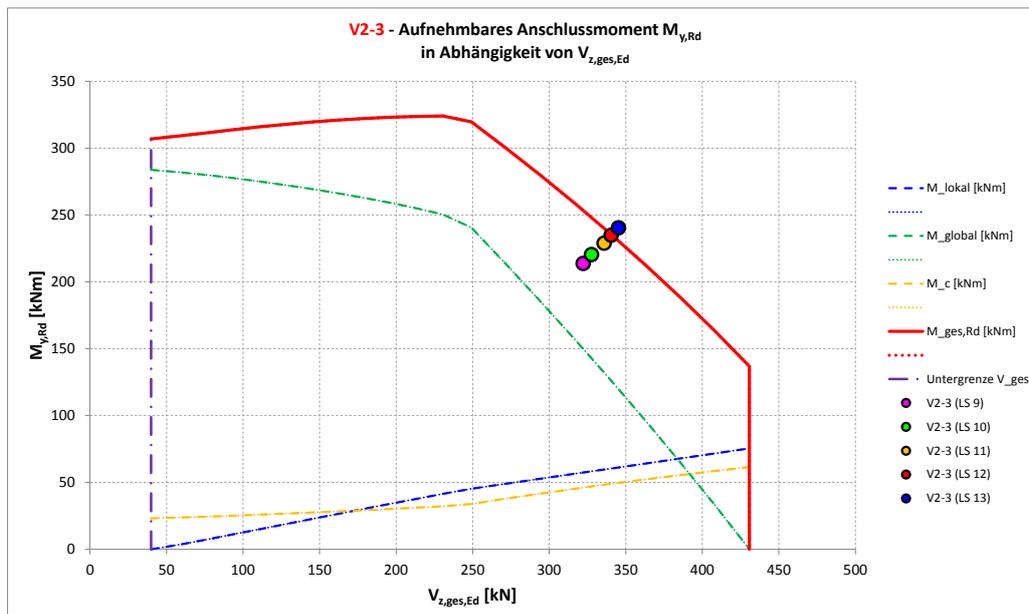


Abbildung 9-44: Interaktionsdiagramm V2-3 mit Messwerten für Laststufen 9 bis 13

Für Versuch V2-3 liegt mit dem Standardwert von 1,20 m für die mittragenden Breiten $b_{eff,2}$ und $b_{eff,Vz}$ eine sehr gute Übereinstimmung der Versuchswerte mit der Berechnung vor. Die Querkrafttragfähigkeit des Betongurts ist damit ebenfalls ausreichend. Es wird aber darauf hingewiesen, dass V2-3 ein am oberen Hauptträgerflansch angeschweiß-

tes Fahnenblech besitzt, auf das die Modellannahmen streng genommen nicht vollständig übertragbar sind.

9.1.12 Erkenntnisse und Konsequenzen aus dem Ergebnisvergleich

Auffällig ist, dass bei den Versuchen der Reihe 1 mit kleinen Träger- und Fahnenblechhöhen die gemessenen V_z - M_y -Wertepaare im rechten Bereich der Interaktionskurve liegen, also nahe der maximal möglichen Querkraft, bei Versuchsreihe 2 liegen sie weiter links im Bereich mittlerer Querkräfte. Betrachtet man erneut die Kraft-Zylinderweg-Diagramme (vgl. Abbildung 6-2 bis Abbildung 6-7) und setzt man die rechnerisch gewonnenen Interaktionsdiagramme in Bezug zu den Ausführungen aus Abschnitt 6.4.2 (vgl. insbesondere Abbildung 6-49 bis Abbildung 6-54), so wird deutlich, wie gut das Berechnungsmodell für die Tragfähigkeit mit der Realität übereinstimmt:

Die bei Versuchsreihe 1 am rechten Rand des Interaktionsdiagramms liegenden M_y - V_z -Wertepaare signalisieren, dass vom Anschluss die größtmögliche Querkraft abgetragen wird. Selbst wenn der Feldquerschnitt noch über Tragreserven verfügen sollte, wäre die Traglast nicht mehr steigerbar, da mit einer Laststeigerung auch eine Erhöhung der Querkraft einherginge, welche nicht mehr vom Anschluss abgetragen werden könnte. Genau dieser Zustand wurde bei den Versuchen V1-2 und V1-3 erreicht, V1-1 passt nicht exakt in dieses Bild, weil wie bereits in anderen Zusammenhängen die Tragfähigkeit im Vergleich zu den anderen Versuchen der Reihe etwas größer ist als erwartet. Bei Versuchsreihe 2 zeigen die Kraft-Weg-Diagramme und die normierten Momenten-Rotations-Charakteristiken deutlich, dass die einwirkende Last und die Anschlussquerkraft noch steigerbar gewesen wären. In den M_y - V_z -Interaktionsdiagrammen wird diese Situation dadurch angezeigt, dass die M_y - V_z -Wertepaare eben nicht am rechten Rand des Interaktionsdiagramms liegen, sondern mittig, dass also durchaus noch größere Querkräfte aufnehmbar wären, auch wenn dann die Anschlussmomente abnehmen würden.

Die Nachrechnung der Versuche hat gezeigt, dass auch bei Ansatz der größtmöglichen mittragenden Breite (d.h. der Gurtbreite von 1,20 m) der begrenzende Faktor in allen Fällen die Querkrafttragfähigkeit des Betongurtes ist. Bei allen Versuchen befindet sich ein Kopfbolzendübel im unmittelbaren Anschlussbereich, der zur Hochhängung einer anteiligen Querkraft herangezogen werden kann. Aufgrund der begrenzten Querkrafttragfähigkeit des Betongurtes kann aber die Querkraft bei einem normgemäßen Nachweis nach [12], Abschnitt 6.2.2, nicht im gewünschten Umfang über den Kopfbolzendübel in den Betongurt eingeleitet werden.

Der schwach bewehrte Versuchskörper V2-1 weist für Querkräfte mittlerer Größenordnung auch ohne Hochhängung einer zusätzlichen Querkraft rechnerisch, d.h. nach [12], eine zu geringe Querkrafttragfähigkeit des Betongurtes auf. Bei den Versuchen V1-2 und V1-3 wird mit $b_{\text{eff},2} = b_{\text{eff},Vz} = 1,20$ m die zur einwirkenden Querkraft gehören-

de Momenten Tragfähigkeit überschätzt. Für eine bessere Übereinstimmung müssten diese Breiten je nach Versuch mehr oder weniger stark reduziert werden, was zu einer weiteren Verringerung der rechnerisch vom Betongurt aufnehmbaren Querkraft führen würde.

Ursächlich für die Abweichungen zwischen Versuch und Bemessungsmodell sind einerseits die im Grunde unbekanntem mittragenden Breiten für Betongurte unter Zug- und Querkraftbeanspruchung (vgl. Abschnitt 9.1.9), andererseits das Bemessungsverfahren für Betonquerschnitte ohne Querkraftbewehrung nach [12], bei dem durch Zugspannungen, wie sie im Bereich negativer Momente im Betongurt auftreten, die Querkrafttragfähigkeit stark reduziert wird. Offensichtlich werden bei Anwendung dieses Verfahrens zur Querkraftbemessung von Verbundträgerbetongurten die tatsächlich vorliegenden Verhältnisse unzureichend berücksichtigt. Die scheinbar naheliegende Lösung, die Querkraft zu 100 % dem Fahnenblech zuzuweisen, ist nicht zielführend. Für die Versuche V2-1 und V2-2 sind in Abbildung 9-45 und Abbildung 9-46 beispielhaft die M_y - V_z -Interaktionskurven dargestellt, die sich bei einer Zuweisung der gesamten Querkraft an das Fahnenblech ergeben. Die experimentell bestimmten M_y - V_z -Wertepaare liegen weit außerhalb der Interaktionskurve, so dass ein solcher Bemessungsansatz als viel zu konservativ und nicht der Realität entsprechend zu bewerten wäre.

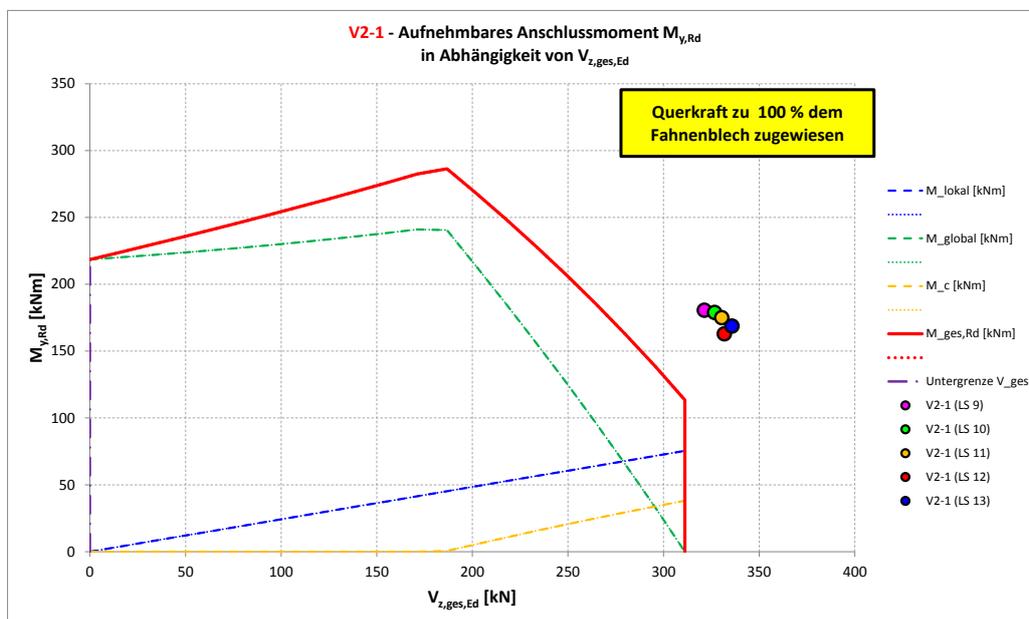


Abbildung 9-45: Interaktionsdiagramm V2-1, Querkraft zu 100 % im Fahnenblech

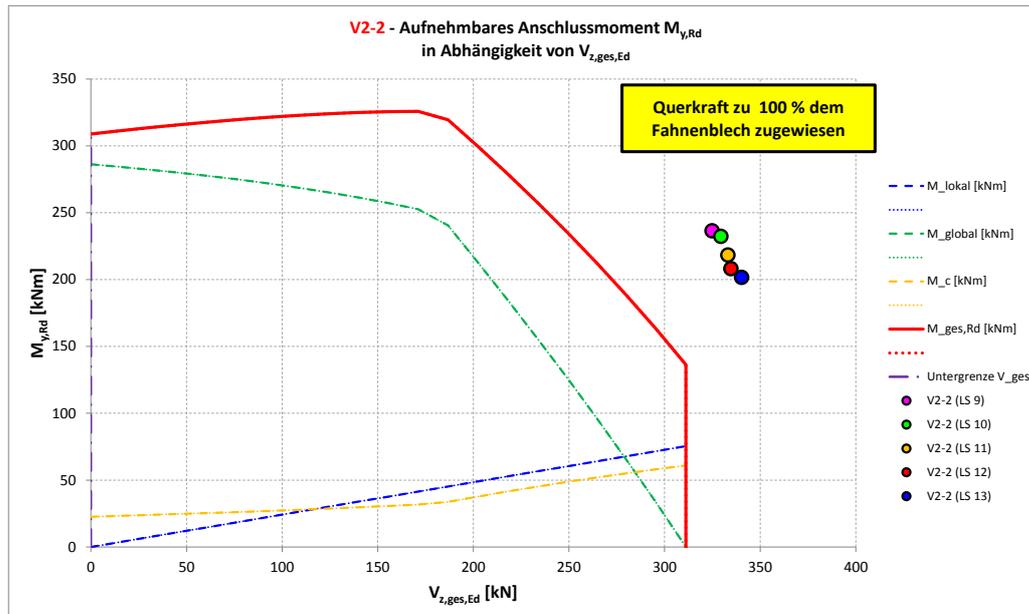
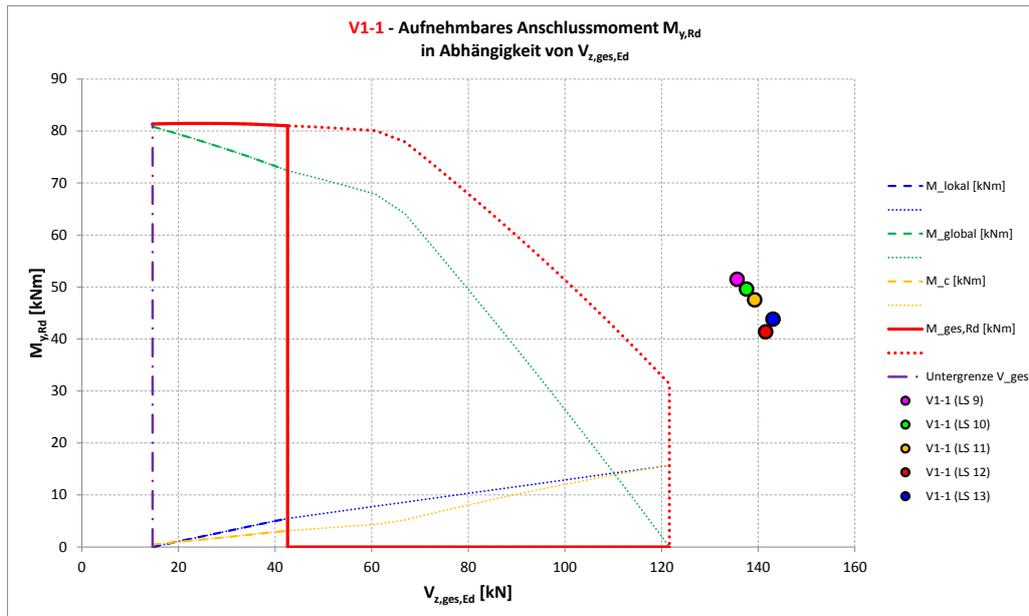
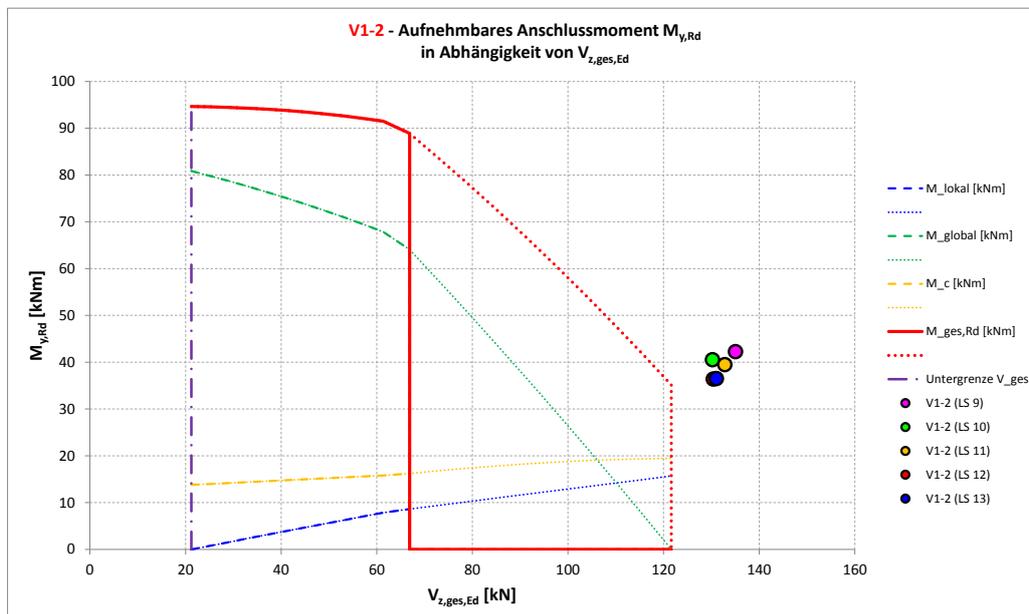


Abbildung 9-46: Interaktionsdiagramm V2-2, Querkraft zu 100 % im Fahnenblech

In der Praxis hat die Querkrafttragfähigkeit von Betongurten bisher keine Probleme bereitet. Demnach ist anzunehmen, dass das Bemessungsverfahren aus [12] für Gurte von Verbundträgern konservativ ist und weit auf der sicheren Seite liegt. Die durchgeführten Versuche, insbesondere die der Versuchsreihe 2, zeigen zwar bei großen Verformungen Schubrisse im Betongurt (vgl. Abbildung 6-18 ff.), jedoch konnte im Zusammenhang mit deren Entstehung kein spontanes Abfallen der Pressenkraft beobachtet werden, das auf ein sprödes Versagen des Betongurtes hindeuten würde. Als Ursache dieser Risse wird die Entstehung von Zwang aus Gründen der geometrischen Verträglichkeit bei großen Verformungen angesehen (vgl. Abschnitt 6.2.2).

Die Problematik des für Betongurte von Verbundträgern zu konservativen Querkraftnachweises nach [12] offenbart sich vollends, wenn die Interaktionsdiagramme unter Ansatz der gemäß Normenwerk (vgl. [12], [13], [14]) zu verwendenden Teilsicherheitsbeiwerte $\gamma_{M,i}$ und des Beiwertes $\alpha = 0,85$ zur Berücksichtigung des Einflusses von Langzeitwirkungen auf die Betondruckfestigkeit erstellt werden. Man erkennt aus den folgenden Abbildungen, dass bei allen Versuchen der Nachweis der Tragfähigkeit nur für sehr kleine Bemessungsquerkräfte zu erbringen wäre (durchgezogene rote Kurve in den Diagrammen), für mittlere und größere Querkkräfte hingegen nicht (punktierter rote Kurve).

Abbildung 9-47: Interaktionsdiagramm V1-1 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)Abbildung 9-48: Interaktionsdiagramm V1-2 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)

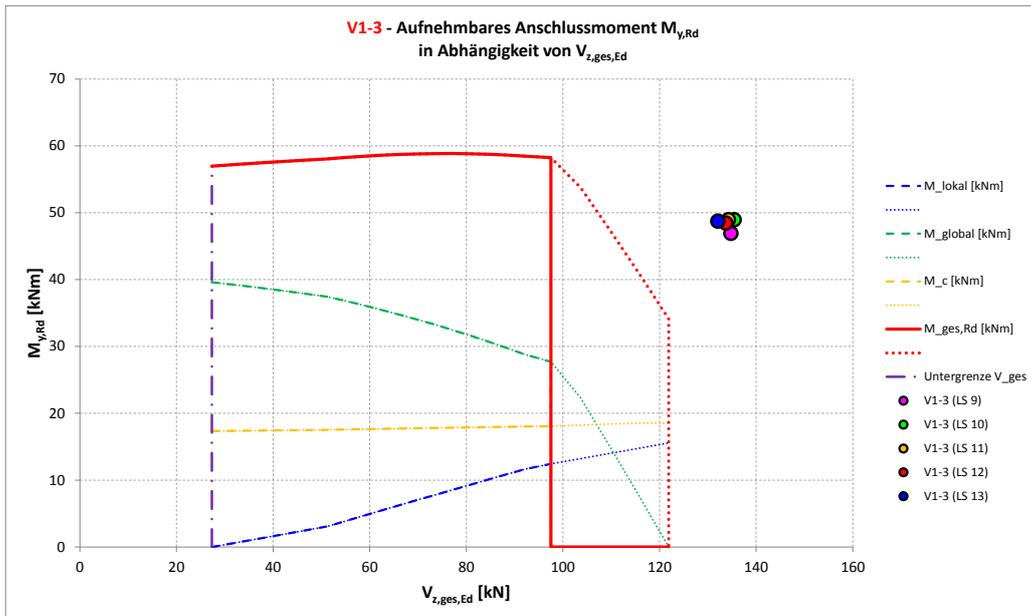


Abbildung 9-49: Interaktionsdiagramm V1-3 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)

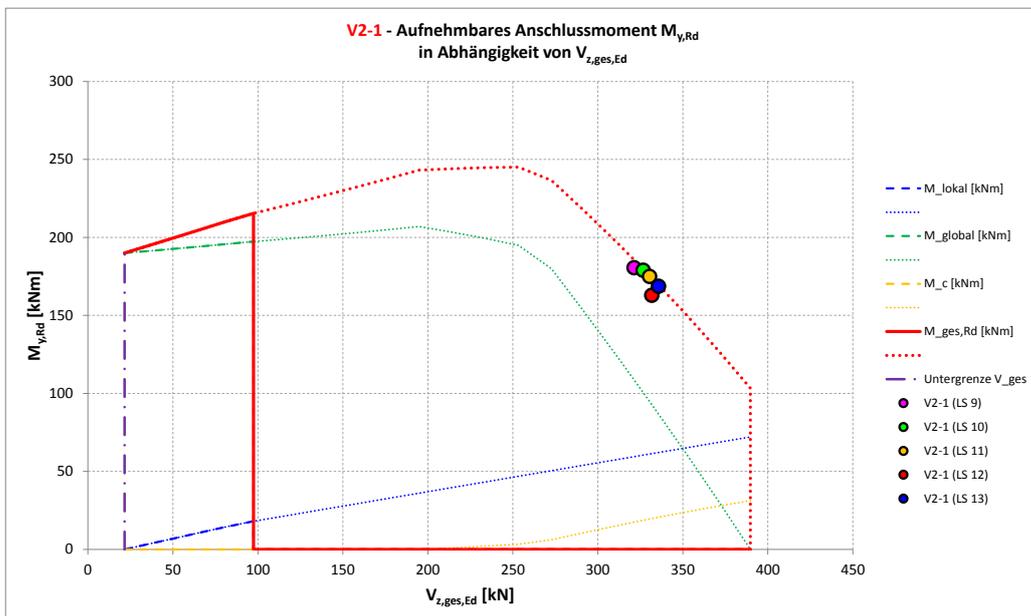
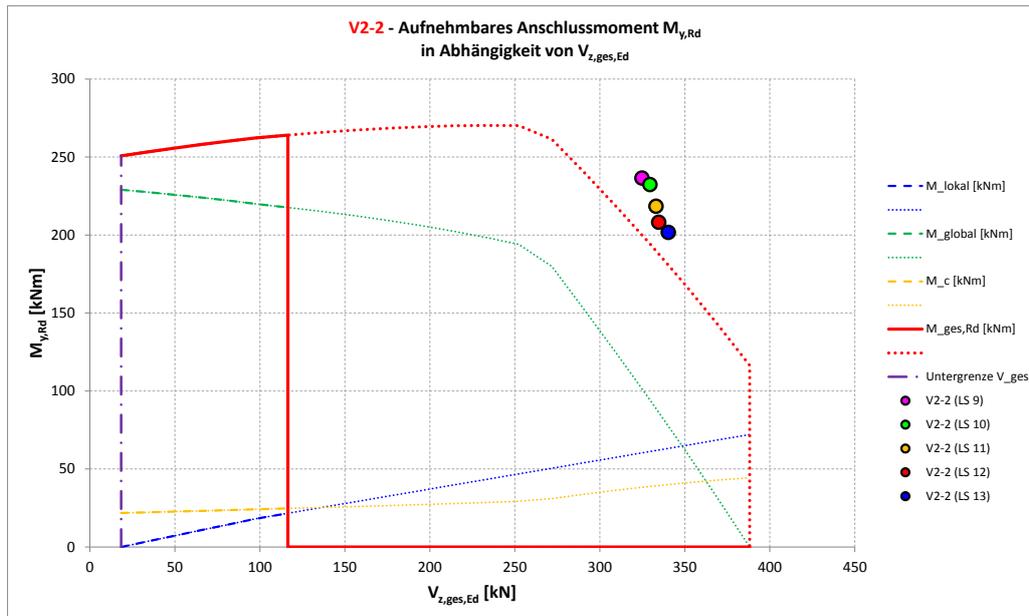
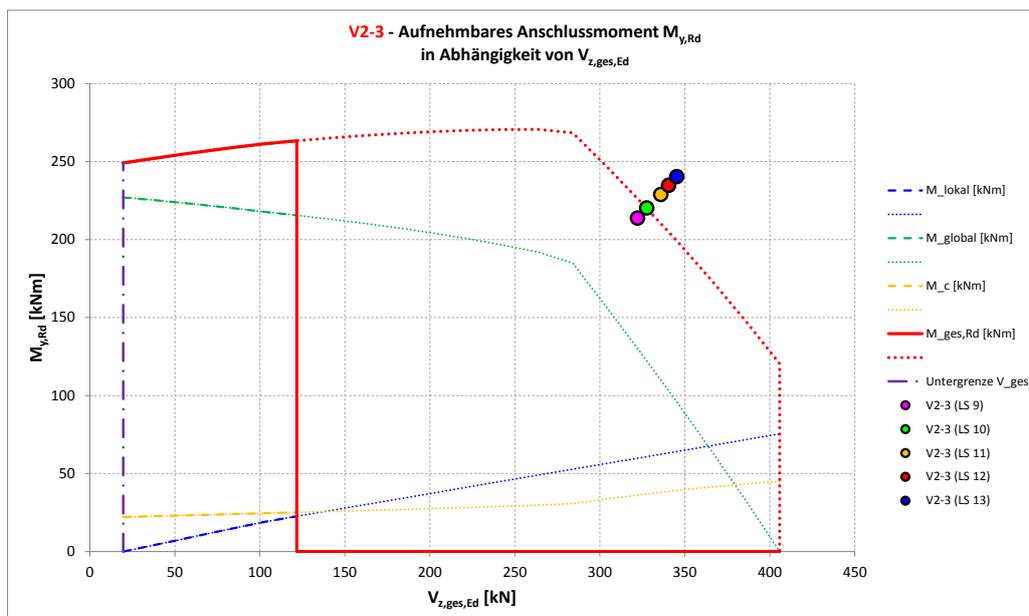


Abbildung 9-50: Interaktionsdiagramm V2-1 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)

Abbildung 9-51: Interaktionsdiagramm V2-2 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)Abbildung 9-52: Interaktionsdiagramm V2-3 (incl. Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{M,i}$)

Hinsichtlich eines zutreffenden Bemessungsverfahrens für den Querkraftnachweis für die Gurte von Verbundträgern besteht somit Forschungsbedarf. Bis zum Vorliegen entsprechender Ergebnisse kann die Empfehlung lauten, das Bemessungsmodell für die Fahnenblehanschlüsse wie vorgestellt anzuwenden, aber den Querkraftnachweis für den Betongurt nach [12] zu ignorieren. Dies wird einerseits damit begründet, dass es den Effekt der unfreiwilligen Durchlaufwirkung schon immer gegeben hat, der in der bisherigen Bemessungspraxis aber vollständig vernachlässigt worden ist und dennoch

zu keinen bekannten Schäden geführt hat. Im Gegensatz zu bisherigen Bemessungsmethoden steht mit dem neu entwickelten Modell nun ein Verfahren zur Verfügung, das die wirklichen Gegebenheiten wesentlich besser erfasst. Andererseits haben die durchgeführten Versuche eine hohe Tragfähigkeit bei gleichzeitig duktilem Verhalten ohne sprödes Versagen bestätigt, so dass ein Querkraftversagen des Betongurtes bei den hier vorliegenden Verhältnissen praktisch ausgeschlossen werden kann. Bezüglich der Anwendungsgrenzen des vorgestellten Berechnungsverfahrens siehe Abschnitt 9.3.

Aus Abbildung 9-33 ff. ist ersichtlich, dass das Bemessungsmodell das Biegemoment, das bei gleichzeitiger Querkraftinteraktion vom Anschluss aufgenommen werden kann, je nach Versuch mehr oder weniger stark überschätzt wird. Durch Ansatz geringerer mittragender Breiten $b_{\text{eff},2}$ könnten die Abweichungen zwischen Modell und Messwerten kompensiert werden (vgl. Abbildung 9-35, Abbildung 9-37, Abbildung 9-39 und Abbildung 9-42). Gemäß den bei den Versuchen beobachteten Rissbildern (siehe Abbildung 6-78 bis Abbildung 6-83) erscheint aber eine stärkere Reduzierung der mittragenden Breiten $b_{\text{eff},2}$ wie bei V2-1 nicht geboten bzw. eine Reduzierung um wenige Zentimeter wie bei V1-2, V1-3 und V2-2 nicht praxisgerecht zu sein.

9.1.13 Modifizierung des Bemessungsmodells

Um die noch bestehende Modellunsicherheit abzudecken wird vorgeschlagen, einen Sicherheitsbeiwert $\gamma_{\text{Modell}} \geq 1$ einzuführen. Dabei müssen alle Wertepaare $(V_{z,i}; M_{y,i})$ des Interaktionsdiagramms im Nachgang durch γ_{Modell} dividiert werden, so dass die engültige Interaktionskurve aus einer definierten Anzahl von Wertepaaren $(V_{z,i}/\gamma_{\text{Modell}}; M_{y,i}/\gamma_{\text{Modell}})$ besteht.

Zusätzlich zum Sicherheitsbeiwert γ_{Modell} wird als weitere Maßnahme zur Berücksichtigung von Modellunsicherheiten empfohlen, keine größere Bewehrung $A_{s,2}$ in Rechnung zu stellen, als sie einem Bewehrungsgrad $\rho \approx 0,02$ bis $0,025$ entspricht, da versuchstechnisch nur diese Größenordnung abgesichert ist.

Mit einem für Moment und Querkraft einheitlichen Beiwert $\gamma_{\text{Modell}} = 1,1$ für die Modellunsicherheit ergeben sich die Interaktionsdiagramme nach Abbildung 9-53 bis Abbildung 9-58.

Die Diagramme wurden unter folgenden Annahmen und Ansätzen erzeugt:

- tatsächliche Materialeigenschaften,
- Teilsicherheitsbeiwerte für die Materialseite einheitlich $\gamma_i = 1,0$,
- mittragende Breiten $b_{\text{eff},1} = b_{\text{eff},2} = 1,20$ m,

- Länge für Biegung um die schwache Fahnenblechachse bei Reihe 1 von der Schweißnaht bis zur Stegkante, bei Reihe 2 bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes.

Außerdem wurde gemäß den vorhergehenden Ausführungen kein Nachweis der Querkrafttragfähigkeit nach [12], Abschnitt 6.2.2, für den Betongurt geführt. Deshalb wird über den im Anschlussbereich liegenden Kopfbolzendübel planmäßig ein Querkraftanteil wie nach Gleichung (9-18) ohne weitere Beschränkung hochgehängt. Ohne den Faktor für die Modellunsicherheit sind gestrichelt und grün, blau bzw. gelb die einzelnen Momentenanteile dargestellt sowie rot die Summe der einzelnen Anteile. Nach Abminderung von Querkraft und Moment mit dem Sicherheitsfaktor γ_{Modell} ergibt sich als eigentliches Interaktionsdiagramm die dick durchgezogene rote Kurve.

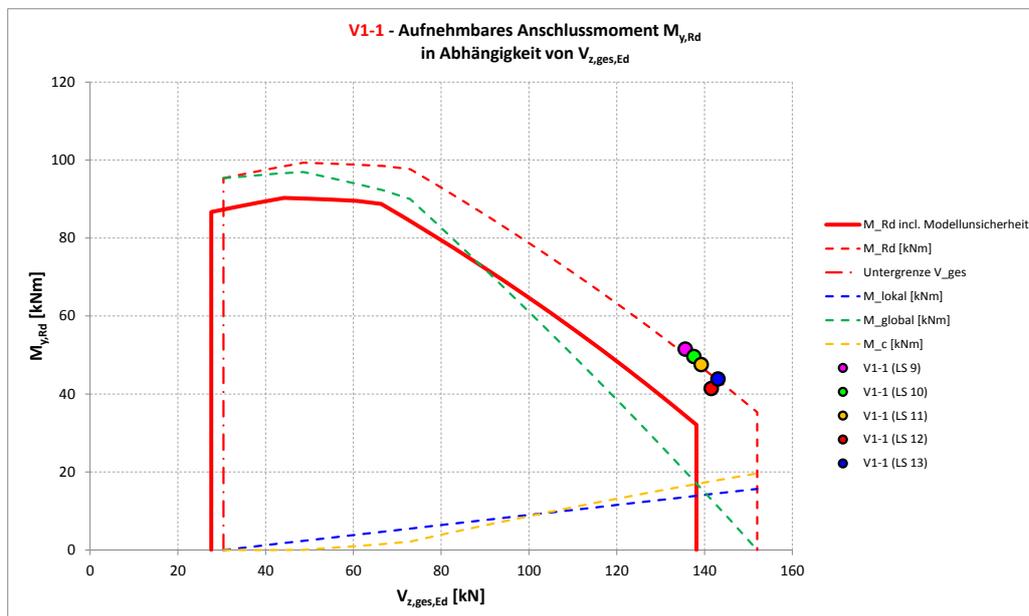


Abbildung 9-53: Interaktionsdiagramm V1-1 (incl. Beiwert $\gamma_{\text{Modell}} = 1,1$ für Modellunsicherheit)

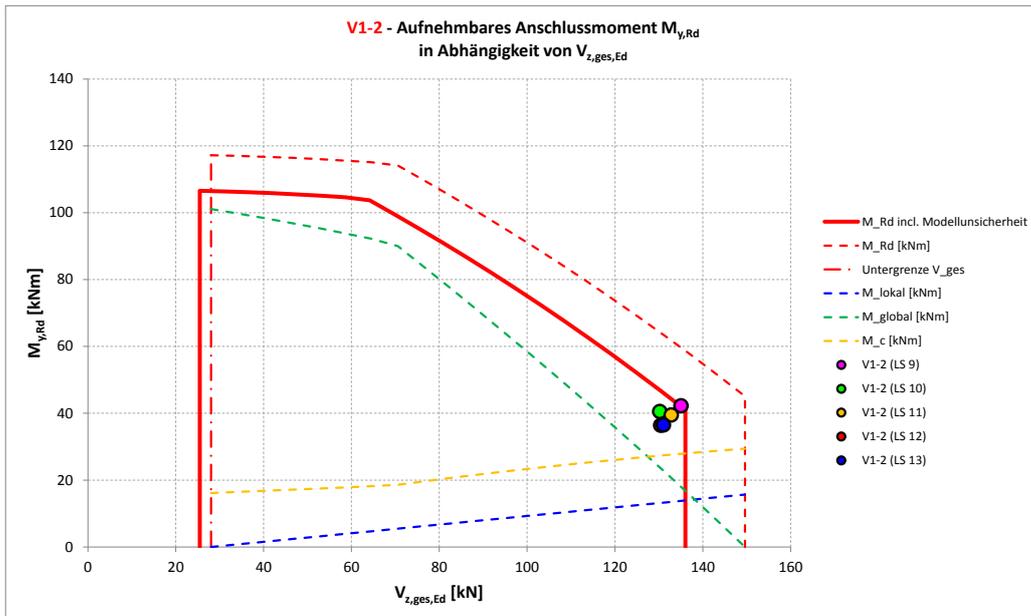


Abbildung 9-54: Interaktionsdiagramm V1-2 (incl. Beiwert $\gamma_{Modell} = 1,1$ für Modellunsicherheit)

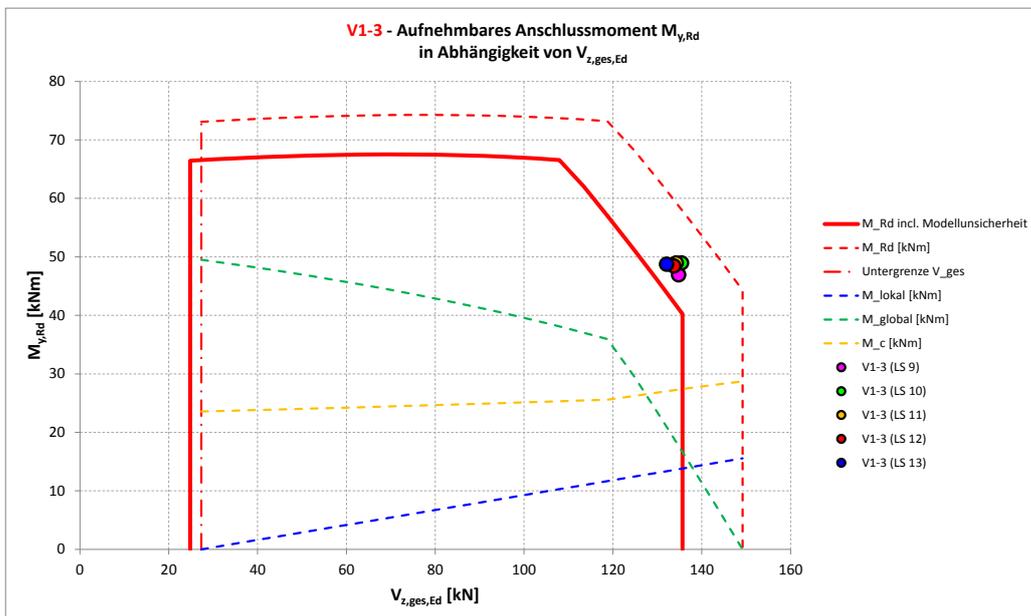
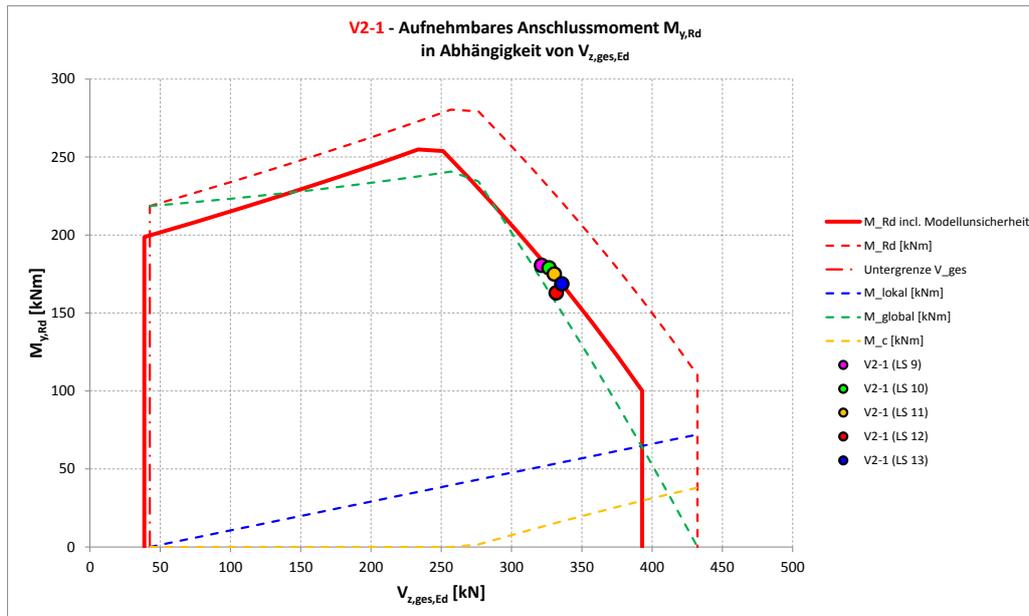
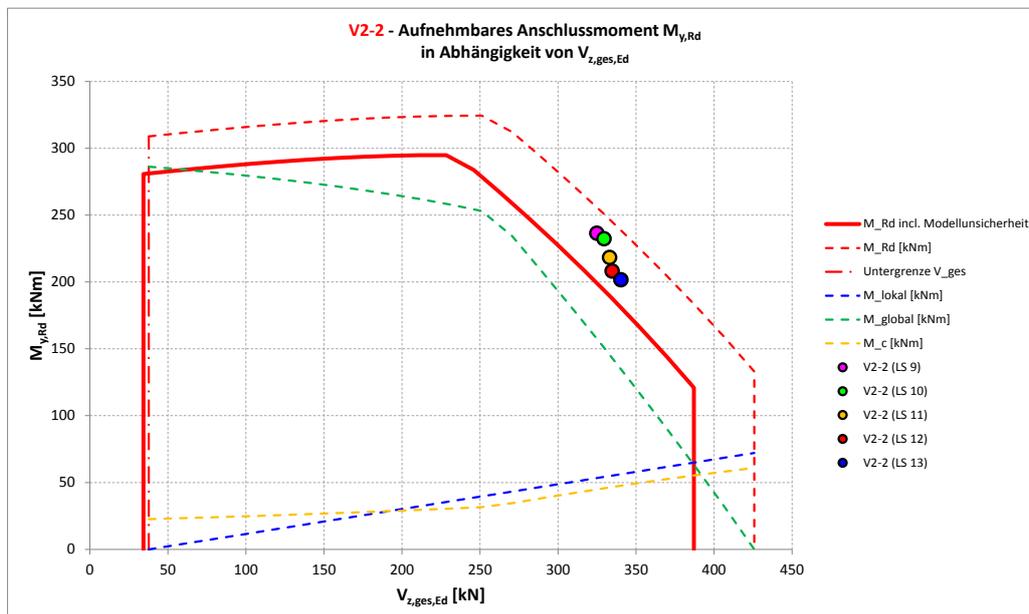


Abbildung 9-55: Interaktionsdiagramm V1-3 (incl. Beiwert $\gamma_{Modell} = 1,1$ für Modellunsicherheit)

Abbildung 9-56: Interaktionsdiagramm V2-1 (incl. Beiwert $\gamma_{Modell} = 1,1$ für Modellunsicherheit)Abbildung 9-57: Interaktionsdiagramm V2-2 (incl. Beiwert $\gamma_{Modell} = 1,1$ für Modellunsicherheit)

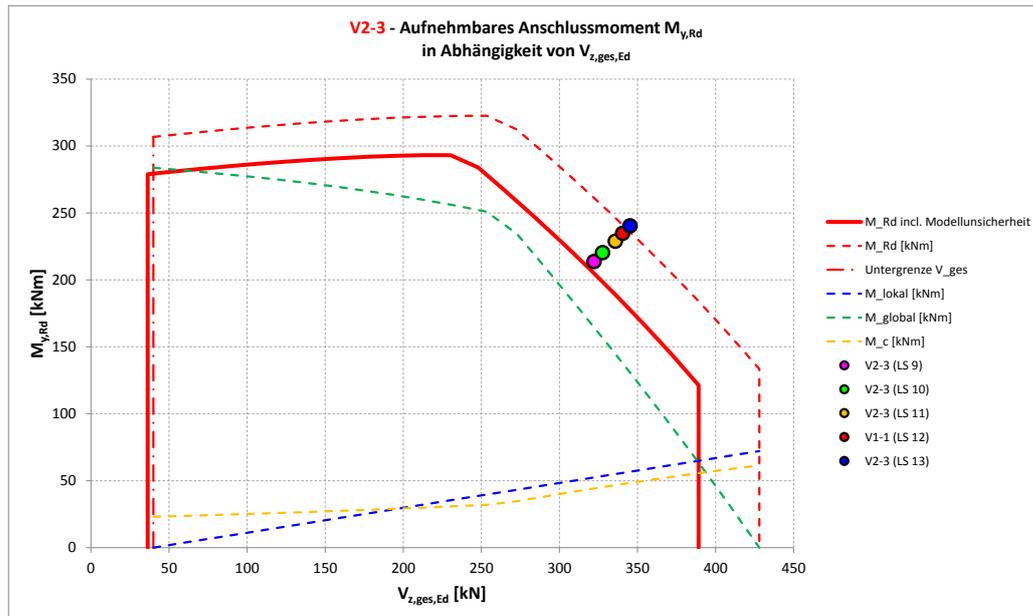


Abbildung 9-58: Interaktionsdiagramm V2-3 (incl. Beiwert $\gamma_{Modell} = 1,1$ für Modellunsicherheit)

Unter Ansatz des zusätzlichen Beiwertes $\gamma_{Modell} = 1,1$ ergibt sich für alle Versuche eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnissen und Rechenmodell. Lediglich bei Versuch V1-2 wird das berechnete Biegemoment mit ca. 46,5 kNm im Vergleich zu dem im Versuch erreichten Biegemoment von ca. 40 kNm auf Laststufe 10 und 11 bzw. 36,5 kNm auf Laststufe 12 und 13 etwas überschätzt. Berücksichtigt man, dass eine Verformung von ca. 100 mm (entsprechend 1/60 der Stützweite) auf Laststufe 12 für praktische Belange nicht von Interesse ist, so wird mit Bezug auf Laststufe 10 oder 11 das Stützmoment um ca. 6,5 kNm überschätzt. Die Überschätzung des Stützmomentes geht mit einer Unterschätzung des Feldmomentes einher, die bei den geometrischen Verhältnissen der Versuchsreihe 1 ca. 4,6 kNm betragen würde. Um diesen Betrag würde sich das Feldmoment durch Umlagerung des Stützmomentes vergrößern, wobei die Umlagerung wegen der duktilen Eigenschaften problemlos möglich ist. Im Vergleich zum gemessenen Feldmoment von ca. 190 kNm würde dieses um ca. 2,5 % unterschätzt, was für die Bemessung nicht von Bedeutung ist.

9.2 Aufbereitung des Verfahrens für die praktische Anwendung

Die für die Bemessung eines Fahnenblechanschlusses notwendigen Berechnungsschritte wurden in Abschnitt 9.1 detailliert vorgestellt. Prinzipiell kann das Verfahren in Handrechnung angewendet werden, aufgrund zahlreicher Formeln, gegenseitiger Abhängigkeiten der Teilschnittgrößen voneinander sowie der Erfordernis, den Vergrößerungsfaktor k iterativ zu bestimmen, bietet es sich aber an, das Verfahren in Verbindung mit einem Tabellenkalkulationsprogramm anzuwenden.

Im Zuge der Forschungsarbeit zu [37] wurde vom Verfasser dieser Dissertation mit Hilfe des Programms „Excel“ von Microsoft [50] eine Bemessungshilfe erstellt. Die Excel-Arbeitsmappe „CoCo“ (Bezeichnung in Anlehnung an „Composite Connections“) muss vom Anwender auf 6 Tabellenblättern mit den notwendigen Angaben zu Projektdaten, System, Belastung, Geometrie, Materialeigenschaften und Details zu den Schraubenanschlüssen bestückt werden. Daneben bietet die Arbeitsmappe durch diverse Steuerelemente die Möglichkeit, gezielt auf die Berechnung Einfluss zu nehmen, was z.B. für die Durchführung ergänzender Parameterstudien von Vorteil sein kann oder um den individuellen Ansichten und Interpretationen des Anwenders Rechnung zu tragen.

Die Eingaben und Berechnungsergebnisse werden auf zwei DIN A4-Seiten zusammengefasst. Dabei wird u.a. angegeben, ob das Fahnenblech ausreichend dimensioniert ist und wie groß die Ausnutzung der Schrauben ist. Als wichtigstes Produkt wird ein M_y - V_z -Interaktionsdiagramm generiert, in dem die vom Anwender eingegebene Querkraft und das zugehörige aufnehmbare Moment markiert sind. Das aufnehmbare Moment wird auch als Zahlenwert angegeben, außerdem werden weitere relevante Berechnungsparameter und Einzelergebnisse sowie eine maßstäbliche Skizze des Anschlusses abgedruckt.

Abbildung 9-59 und Abbildung 9-60 vermitteln einen Eindruck von den beiden Ausgabeseiten. Auf eine detaillierte Beschreibung der Eingabeseiten und der einzelnen Eingabe- und Steuerungsoptionen wird an dieser Stelle verzichtet. Im Forschungsbericht [37] sind die Funktionalitäten der Bemessungshilfe umfassend beschrieben und bei Bedarf nachzulesen.

Bauherr:	TU München	Datum:	04.01.2011
Projekt:	Verbundträgerversuche	Projekt Nr.:	V2-2
Aufsteller:	Lehrstuhl für Metallbau	Bearbeiter:	KS
		Seite:	1

Fahnenblechanschluss im Verbundbau unter Berücksichtigung der Durchlaufwirkung

Allgemeine Angaben zum Sekundärträger

Trägerposition	Randfeld		
Spannweite	8,70 m	$b_{eff,1}$	1,20 m
Trägerabstand	1,20 m	$b_{eff,2}$	1,20 m

Angaben zum Betongurt

Betonfestigkeitsklasse	nicht genormt	γ_c	1,00	$f_{ck} =$	26,6 N/mm ²
Dicke Betongurt h_f	160 mm			$f_{ck,cube} =$	29,7 N/mm ²
Sickenhöhe Profilblech h_p	51 mm	(hinterschnittene Profilblechform)			
Bewehrung $A_{s,z}$ (innerhalb $b_{eff,z}$)	19,21 cm ²				
$f_{0,2,k}$	567 N/mm ²	γ_s	1,00		
Abstand Bewehrung zu OK Beton d_1	36 mm				
Länge Kopfbolzendübel h_{sc}	125 mm	x (KBD 1)	300 mm	(Abstand 1. Kopfbolzendübel von Hauptträgerachse)	
\varnothing Kopfbolzendübel d_{KBD}	22 mm	Δx (KBD)	300 mm	(Abstand der Kopfbolzendübel untereinander)	

Angaben zum Hauptträger

Profil	HEB 600	Die Stahlgüte des Hauptträgers sollte gleich oder besser als die Stahlgüte des Fahnenbleches sein!			
Stahlgüte	S235				

Angaben zum Sekundärträger

Profil	IPE 500	γ_{M0}	1,00	$f_{yk,NT} =$	341 N/mm ²
Stahlgüte	nicht genormt	γ_{M2}	1,00	$f_{uk,NT} =$	457 N/mm ²
n_{KBD}	1	Anzahl der Kopfbolzendübel im Anschlussbereich (d.h. im Bereich $0,5 \times$ Trägerhöhe rechts und links vom Schraubenbild)			

Angaben zur Fahnenblechgeometrie

Stahlgüte	nicht genormt				
Δz_{FB}	60 mm				
h_{FB}	390 mm				
L_{FB}	332 mm				
t_{FB}	15 mm				
e_x	242,25 mm				
e_h	90 mm	e_v	45 mm		
p_h	0 mm	p_v	100 mm		

Angaben zu den Schrauben

Größe	M27 mm	$n_{s,v}$	4	Anzahl Schrauben je Reihe
Schraubengüte	10.9	$n_{s,h}$	1	Anzahl Schraubenreihen

Einwirkungen (auf Bemessungsniveau)

$V_{z,g,Ed}$	0,0 kN	Querkraft aus ständigen Lasten, inkl. Lastanteil aus Bauzustand
$V_{z,sz,Ed}$	0,0 kN	Aus Bauzustand eingeprägte Querkraft
$V_{z,q,Ed}$	324,9 kN	Querkraft aus nichtständigen Lasten
$V_{z,ges,Ed}$	324,9 kN	Gesamtquerkraft
$V_{z,FB,Ed}$	232,7 kN	Lastanteil des Fahnenbleches
$M_{y,vz,Rd}$	216,1 kNm	Bei gegebenem $V_{z,Ed}$ aufnehmbares Stützmoment

Nachweise

Fahnenblech ausreichend?	Ja	Der auf das Fahnenblech wirkende Querkraftanteil kann aufgenommen werden.
Ausnutzung Schrauben	0,59	(Lochleibung maßgebend) (Bewehrung ist stets zu 100% ausgenutzt (plastische Bemessung))

Ideelle Trägerlänge

L_{id}	8,03 m	maßgebende Länge für die Bemessung des Sekundärträgers
----------	--------	--

Dieses Bemessungswerkzeug wurde im Rahmen des von DAST und AIF geförderten Projektes Nr: 15609 "Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse im Verbundbau" am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München (www.metallbau.bv.tum.de) entwickelt.
Es darf kostenlos auf eigenes Risiko genutzt werden. Die Ersteller lehnen jede Haftung für die Verwendung der Datei ab.
Autoren: Dipl.-Ing. K. Schwindl / Prof. Dr.-Ing. M. Mensinger

Abbildung 9-59: Bemessungshilfe „CoCo“ - Seite 1 des Ergebnisausdrucks

Bauherr:	TU München	Datum:	04.01.2011
Projekt:	Verbundträgerversuche	Projekt Nr.:	V2-2
Aufsteller:	Lehrstuhl für Metallbau	Bearbeiter:	KS
		Seite:	2

Skizze des Fahnenblechanschlusses (Gitterlinien in [mm])

Sonstige Rechenwerte und Angaben

$k_{global} =$	0,767	$V_{FB,Rd,Max} =$	297,6 kN
$h_{FB,comp} =$	262 mm		
$N_{global,FB} =$	302 kN	(maßgebend)	
$N_{global,BEW} =$	1089 kN		
$N_{global,schrv} =$	507 kN		
$F_{v,Rd} =$	343,8 kN	(Grenzabscherkraft)	
$F_{b,Rd,V} =$	200,5 kN	(Grenzlochleibungskraft, vertikal)	
$F_{b,Rd,H} =$	188,8 kN	(Grenzlochleibungskraft, horizontal)	
Interaktion Lochleibung senkrecht / parallel zum Rand: keine			
Scherfuge: Schaft in der Scherfuge			
Lochspiel: 3 mm			
$F_{b,Rd}$ nach EN 1993-1-8, 3.6.1 (10) begrenzt? ja			
Anzahl Schrauben zur Übertragung von N_{global} : 2,7			
$F_{schrv,Ed} =$	58,2 kN	(V-Komponente Schraubenkraft)	
$F_{schrv,H,Ed} =$	112,3 kN	(H-Komponente Schraubenkraft)	

Interaktionsdiagramm für diesen Anschluss

Ein rechnerischer Nachweis der Querkrafttragfähigkeit des Betongurts erfolgt nicht. EN 1992-1-1 liefert für den Betongurt ohne Querkraftbewehrung zu konservative Werte. Aktuell besteht in diesem Punkt noch Forschungsbedarf. Mit Bezug auf Versuchsergebnisse ist die Gurtquerkraft unproblematisch.

Sonstige Hinweise und Warnungen

- # Die mittragende Breite $b_{eff,2}$ wurden mit Versuchsergebnissen korrespondierend mit 1,20m bzw. max. der Gurtbreite angesetzt.
- # $b_{eff,1}$ wurde automatisch berechnet.
- # Anzahl der querkraftabtragenden Dübel im Anschlussbereich wurde automatisch ermittelt.
- # 0,5 $N_{Rk,c}$ als Grenze für mit Dübel hochhängbare Querkraft gewählt
- # Rechnerische Fahnenblechlänge für Biegung um die schwache Achse: bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes

Die Faktoren zur Erfassung der Modellsicherheit wurden abweichend vom Standard 1,1 auf 1,05 bzw. 1,1 (für Querkraft bzw. Moment) festgelegt.

Vom Anwender wurden Steuerparameter zur gezielten Einflussnahme auf die Berechnung vorgegeben!

(Die Eingaben sind vom Anwender zu erläutern und ggf. sind separate Nachweise zu erbringen)

Dieses Bemessungswerkzeug wurde im Rahmen des von DAST und AIF geförderten Projektes Nr: 15609 "Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse im Verbundbau" am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München (www.metallbau.bv.tum.de) entwickelt. Es darf kostenlos auf eigenes Risiko genutzt werden. Die Ersteller lehnen jede Haftung für die Verwendung der Datei ab.

Autoren: Dipl.-Ing. K. Schwindl / Prof. Dr.-Ing. M. Mensinger

Abbildung 9-60: Bemessungshilfe „CoCo“ - Seite 2 des Ergebnisausdrucks

9.3 Anwendungsgrenzen

Das Modell zur Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit wurde basierend auf den Erkenntnissen aus den Großversuchen entwickelt. Damit sind Trägerhöhen zwischen 240 mm und 500 mm versuchstechnisch abgesichert, wobei bevorzugt Profile der Reihe IPE in Betracht kommen. Eine Erweiterung der Anwendungsgrenzen nach unten für kleinere Profile ist baupraktisch nicht von Bedeutung, nach oben spricht mit Bezug auf den mechanischen Hintergrund des Modells nichts dagegen, das Modell auch auf Profile bis IPE 600 anzuwenden. Von einer weiteren Ausweitung der Anwendungsgrenzen auf noch größere Profile wird aufgrund fehlender versuchstechnischer Absicherung abgeraten.

Ebenso wird mangels versuchstechnischer Absicherung davon abgeraten, das Bemessungsmodell zusammen mit hochfesten Baustoffen anzuwenden. Versuchstechnisch abgesichert ist Baustahl der Güte S235, Normalbeton der Festigkeitsklasse C20/25 sowie hochduktiler Stabstahl BSt500S als Bewehrung. Es spricht nichts gegen die Verwendung von Baustahl der Güte S355 und normalfesten Betonen bis etwa Festigkeitsklasse C35/45. Baustoffe mit noch größeren Festigkeiten sollten aufgrund nicht vorliegender versuchstechnischer Absicherung nicht verwendet werden, da das Bemessungsmodell plastische Reserven nutzt und nicht gewährleistet ist, ob diese bei hochfesten Baustoffen in vollem Umfang tatsächlich genutzt werden können. Außerdem liegen keine Erkenntnisse bezüglich der Verwendbarkeit von Mattenbewehrung und normalduktilen Stabstahl vor.

Die Fahnenblechdicke t_{FB} geht als Parameter in das Bemessungsmodell ein und kann demnach prinzipiell frei gewählt werden. Da aber sehr kleine Fahnenblechdicken versuchstechnisch nicht abgesichert sind, wird in dem hier vorgestellten Bemessungsverfahren zusätzlich die Mindestdicke $t_{FB,min}$ der Fahnenbleche auf 10 mm festgelegt. Ferner ist zu beachten, dass das vorgestellte Bemessungsmodell für den Endzustand gilt, wenn der Träger als Verbundträger wirkt. Bauzustände mit Wirkung des Trägers als Stahlträger können ggf. größere Fahnenblechdicken erfordern und erfordern gesonderte Betrachtungen.

Die Schweißnaht wird im Rahmen des Bemessungsmodells nicht näher erwähnt und auch nicht explizit bemessen oder nachgewiesen. Damit die Schweißnaht nicht zur Schwachstelle des Anschlusses wird und das Berechnungsverfahren seine Gültigkeit behält, ist es erforderlich, dass das Fahnenblech mit einer V-Naht, HV-Naht oder umlaufenden Kehlnaht vollständig angeschlossen wird. Schweißgut und Hauptträger dürfen selbstverständlich keine geringere Festigkeit als das Fahnenblech haben.

10 Berechnung der Anschlusssteifigkeit

10.1 Anmerkungen zur Komponentenmethode

In [14] werden Anschlüsse als Rotationsfedern abgebildet. Für eine korrekte elastische Schnittgrößenberechnung müssen die Rotationssteifigkeiten S_j der im statischen System vorkommenden Anschlüsse bekannt sein. Für den vorliegenden Fall der Fahnenblechanschlüsse eines sich über mehrere Felder erstreckenden Verbundträgers soll die Berechnung von S_j auf Grundlage der Komponentenmethode aus [14] (siehe auch [46]) in Verbindung mit den ergänzenden Regeln für den Verbundbau aus [15], Anhang A, erfolgen. Die Art der Darstellung der Komponentenmethode in [14] wie auch in [46] lässt insbesondere aufgrund der häufigen Erwähnung und wegen der entsprechend großen Zahl an Abbildungen von Stirnplattenanschlüssen oder Anschlüssen mit Flanschwindeln den Schluss zu, dass diese Methode nicht primär für Fahnenblechanschlüsse entwickelt worden ist. Andererseits ist ihre Anwendung auf Fahnenblechanschlüsse auch nicht explizit ausgeschlossen. Die Komponentenmethode eignet sich vielmehr für jede Art von Anschluss, da sie durch die Zerlegung des jeweiligen Anschlusses in seine Grundkomponenten sehr flexibel anwendbar und rein mechanisch begründbar ist. Für den in der Praxis tätigen Ingenieur stellt die Komponentenmethode zum gegenwärtigen Zeitpunkt gleichsam die einzige Möglichkeit dar, die Größe der Rotationsfedersteifigkeit S_j zu bestimmen, da er in der Regel nicht auf Versuchsergebnisse zurückgreifen kann.

In den folgenden Abschnitten wird die Anwendung der Komponentenmethode auf Fahnenblechanschlüsse des Verbundbaus beschrieben.

10.2 Federmodell auf Basis der Komponentenmethode

10.2.1 Vorüberlegungen und Annahmen

Die Rotationssteifigkeit S_j berechnet sich gemäß [14] nach folgender Gleichung:

$$S_j = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (10-1)$$

Dabei ist z der Hebelarm und k_i der Steifigkeitskoeffizient der jeweiligen Grundkomponente i .

Im Grunde entspricht Gleichung (10-1) einer Serienschaltung von i Wegfedern, die durch Multiplikation mit z^2 in eine Rotationsfeder (im Folgenden auch Drehfeder genannt) umgerechnet werden. μ bezeichnet das Steifigkeitsverhältnis $S_{j,ini}/S_j$ und hat für

einwirkende Momente bis zur Größe $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ den Wert 1. Da es bei den folgenden Herleitungen vorrangig um die Anfangssteifigkeit geht, wird $\mu = 1$ gesetzt und somit nicht mehr eigens angeschrieben. Im weiteren Verlauf wird deshalb auch nicht zwischen S_j und $S_{j,ini}$ unterschieden.

Für ein besseres Verständnis des Zusammenspiels der einzelnen Komponenten wird vorgeschlagen, konkrete Dreh- und Wegfedern mit den vertrauten Einheiten [kN/cm] bzw. [kNcm/rad] zu verwenden anstelle der abstrakten Steifigkeitskoeffizienten k_i mit einer Länge als Einheit. Außerdem liegt anders als bei den in [14], Bild 6.15, dargestellten Stahlbauanschlüssen bei Fahnenblechanschlüssen im Verbundbau kein einzelner definierter Druckpunkt im unteren Nebenträgerflansch vor, so dass die Hebelverhältnisse etwas differenzierter zu betrachten sind als nach Gleichung (10-1), in der nur ein einziger Hebelarm z enthalten ist. Somit wird die Rotationssteifigkeit S_j nach den Gesetzen der Mechanik durch Parallel- und Serienschaltung verschiedener Weg- und Drehfedern bestimmt. Die Federsteifigkeit der einzelnen Wegfedern kann dabei analog zu Abschnitt 7.3.3, Gleichung (7-6) bestimmt werden, was auf eine einzelne Komponente bezogen zu der folgenden Schreibweise führt:

$$c_{w,i} = E \cdot k_i \quad (10-2)$$

Diese Art der Formulierung bietet den Vorteil, dass einerseits die Steifigkeitskoeffizienten k_i aus [14], Tabelle 6.11, und [15], Anhang A, für die dort behandelten Grundkomponenten verwendet werden können, andererseits können dort nicht aufgeführte Komponenten durch Berechnung einer Ersatzfeder ausgedrückt werden.

Hinsichtlich der Position des Anschlusses im statischen System des gesamten Stabzuges ist schließlich noch folgende wichtige Überlegung anzustellen:

Aus den Teilbildern 6.1 a) und b) aus [14], die in Abbildung 10-1 sinngemäß wiedergegeben sind, erkennt man, dass das Tragwerk durch seine Stabachsen idealisiert ist und dass sich die Rotationsfeder für den dargestellten Stirnplattenanschluss im Schnittpunkt der Systemlinien befindet.

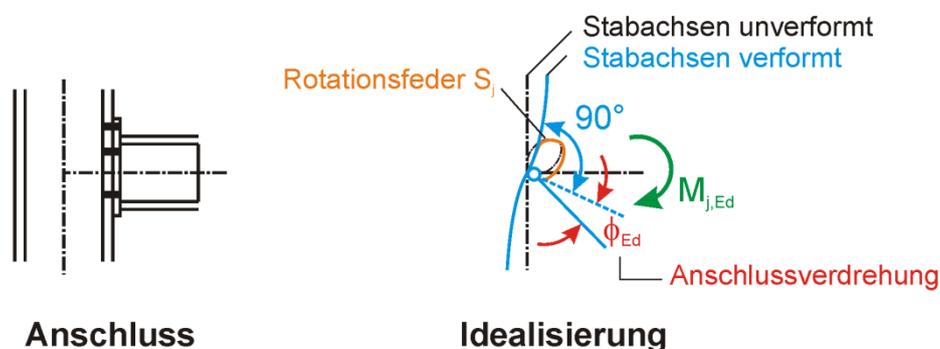


Abbildung 10-1: Anschluss in der Realität und im statischen Modell (vgl. [14], Bild 6)

Da bei dem dargestellten Anschluss zu einem großen Teil die Komponenten 4 „Stützenflansch mit Biegung“, 5 „Stirnblech mit Biegebeanspruchung“ und 10 „Schrauben mit Zugbeanspruchung“ (vgl. [14], Tabelle 6.1) Einfluss auf die Rotationssteifigkeit haben, ist zu hinterfragen, ob der geeignetere Ort für die Rotationsfeder nicht die Fuge zwischen Stützenflansch und Stirnplatte anstelle des Schnittpunktes der Systemachsen wäre. Andererseits ist wegen der bei Stirnplattenanschlüssen meist großen Rotationssteifigkeit das Anschlussmoment groß und die Momentendifferenz zwischen Stützenachse und Stützenaußenseite in Relation zum betragsgrößten Moment gering, so dass das statische Modell sicherlich genügend genau ist.

Anders verhält es sich bei Anschlüssen mit langen Fahnenblechen:

Wie im weiteren Verlauf der Herleitung des Federmodells noch ersichtlich sein wird, resultiert die Anschlussrotation aus einer Verformung der Schrauben (Abscheren und Lochleibung), einer Dehnung der Bewehrung, Schlupf in der Verbundfuge sowie aus einer Stauchung des Fahnenblechs. Ersetzt man diese Anteile durch Wegfedern und fasst die Komponenten zu einer Drehfeder zusammen, so ist es nur konsequent, diese Drehfeder an der Stelle der Schrauben zu definieren, da dort die Teilschnittgrößen des Stahlträgers an den Anschluss „übergeben“ werden. Diese Stelle liegt weiter von der Auflagerachse entfernt als die Stützenaußenkante bei Stirnplattenanschlüssen nach [14], Bild 6.1. Weil außerdem im Vergleich zu Stirnplattenanschlüssen die Rotationssteifigkeit gering ist und der Momentennullpunkt nahe am Auflager liegt, ergibt sich für Fahnenblechanschlüsse an der eigentlichen Anschlussstelle (= Schwerpunkt des Schraubenbildes) ein viel kleineres Moment als in der Achse des Hauptträgers. Das an der Anschlussstelle eingeleitete Moment korrespondiert gemäß Modellvorstellung mit dem globalen Momentenanteil M_{global} , wie er im Zuge der Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit (vgl. Kapitel 9) eingeführt worden ist. Der aus der einwirkenden Querkraft resultierende lokale Momentenanteil M_{lokal} ergänzt den globalen Anteil M_{global} zum Gesamtmoment M_{ges} in der Achse des Hauptträgers, hat aber keinen unmittelbaren Einfluss auf die eigentliche Anschlusssteifigkeit S_j .

Hinweis: In Abschnitt 6.4.3 wird die Anschlussklassifizierung mit Bezug auf das Stützmoment in Auflagerachse vorgenommen, da nur so eine Vergleichbarkeit mit anderen Anschlusstypen, die ja auch auf Grundlage des in Abbildung 10-1 gezeigten statischen Systems klassifiziert werden, gewährleistet ist. Dies stellt keinen Widerspruch zur nun getroffenen Festlegung dar, die Drehfeder im Schwerpunkt des Schraubenbildes anzuordnen, da es in diesem Zusammenhang um eine zutreffende Bestimmung der Schnittgrößen geht und nicht um die Anschlussklassifizierung. Bei bekanntem Momentenverlauf ist auch das Stützmoment in Auflagerachse bekannt, so dass dann eine Anschlussklassifizierung mit Bezug auf Abbildung 10-1 erfolgen kann.

Das im Folgenden vorgestellte Federmodell setzt voraus, dass der Hauptträger kein Anschlussmoment aus den Nebenträgern in Form von Torsion abträgt, dass es also über dem Hauptträger zu keinem Sprung in der (Biege-)Momentenlinie der Sekundärträger kommt. Die Herleitung des Modells erfolgt für symmetrische Verhältnisse, für die eine Absicherung durch Versuchsergebnisse vorliegt. In Abschnitt 10.6 werden ergänzende Anmerkungen zu nicht symmetrischen Belastungssituationen gemacht.

10.2.2 Übersicht über die Komponenten

In Abbildung 10-2 sind alle Bestandteile des Federmodells eingezeichnet. Dargestellt ist die rechte Hälfte eines symmetrischen Anschlussbereichs (Symmetrieachse ist die Stabachse des Hauptträgers). Die Darstellung korrespondiert mit der Vorstellung, dass die Übertragung der Schnittgrößen vom Nebenträger in den Anschluss an der Stelle der Schrauben erfolgt. Für eine bessere Übersicht ist in Abbildung 10-3 links das Federmodell nochmals ohne Anschlussbereich und Träger im Hintergrund dargestellt. In Abbildung 10-3 rechts sind gleichartige, seriell geschaltete Federn jeweils zu einer resultierenden Wegfeder zusammengefasst, außerdem sind relevante Maße und Bezeichnungen ergänzt.

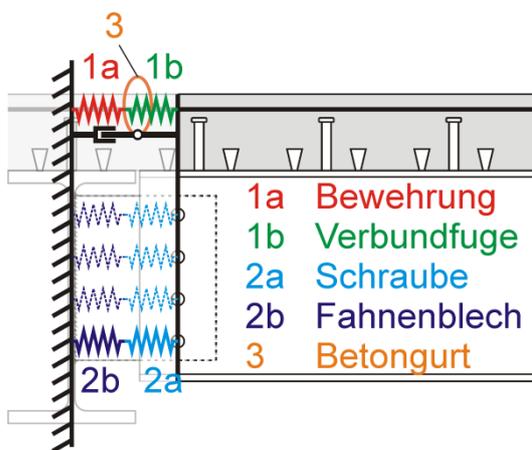


Abbildung 10-2: Federmodell zur Bestimmung der Anschlusssteifigkeit S_j (Übersicht)

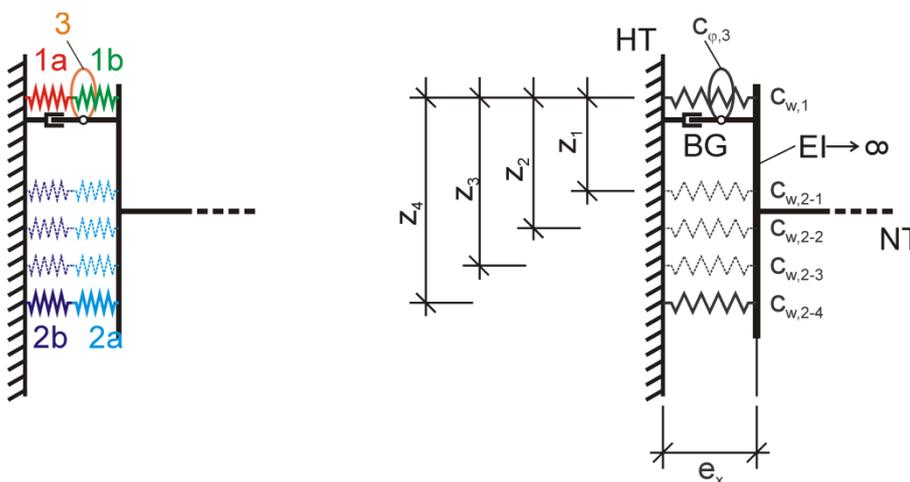


Abbildung 10-3: Federmodell mit Bezeichnungen

Aufgrund der Annahme einer symmetrischen Belastung und Anschlussgestaltung kann der Steg des Hauptträgers (HT) als starre Bezugsebene betrachtet werden. Durch den Schwerpunkt des Schraubenbildes verläuft im Abstand e_x zu dieser Bezugsebene ein

vertikaler, unendlich steifer Stab, der mit dem angrenzenden Sekundärträger biegesteif verbunden ist und dessen gemäß der Bernoulli-Hypothese eben bleibenden Endquerschnitt darstellt. Vertikal ist der Sekundärträger durch den Schraubenanschluss gehalten, wobei die vertikalen Festhaltungen aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht im Modell dargestellt sind.

Die Wegfedern setzen aufgrund ihres gegenseitigen Abstandes der Endverdrehung des Sekundärträgers einen Widerstand entgegen. Unter negativer Momentenbeanspruchung (oben Zug, unten Druck) wird die Bewehrung (Feder 1a) gedehnt. Wegen der Nachgiebigkeit der Verbundfuge (Feder 1b) verringert sich effektiv die Steifigkeit von Feder 1a (Bewehrung), was einer Serienschaltung zweier Federn entspricht. „Die Verdübelung des Verbundträgers ist keine Komponente der Verbindung, sondern des Trägers selbst“, wird in [4] ausgeführt. Dennoch wird die Komponente „Nachgiebigkeit der Verdübelung“ im Modell berücksichtigt, da in [15], Anhang A, Abschnitt A.3, explizit beschrieben wird, wie diese Komponente berücksichtigt werden darf und da [15] deutlich neueren Datums ist als die Veröffentlichung [4] aus dem Jahr 1998. Ferner hat der Vergleich mit den durchgeführten Versuchen gezeigt, dass gerade diese Komponente die Möglichkeit der Einflussnahme auf die Steifigkeit bietet und damit zur Kalibrierung des Modells sehr geeignet ist (vgl. Abschnitt 10.4.2). Die gemeinsame Wirkung der Federn 1a und 1b wird zu einer resultierenden Wegfeder zusammengefasst, deren Steifigkeit mit $c_{w,1}$ bezeichnet wird.

Die Schrauben zwischen Fahnenblech und Sekundärträgersteg werden auf Abscheren und Lochleibung beansprucht. Deshalb ist jede der Federn 2a bereits die Resultierende von drei in Serie geschalteten Wegfedern, nämlich „Lochleibung Trägersteg“, „Lochleibung Fahnenblech“ und „Abscheren Schraubenschaft“. Dem Modell liegt die Vorstellung zugrunde, dass die unterste Schraube, sobald ein eventuelles Lochspiel überwunden ist, stets eine zum Hauptträger hin gerichtete Kraft überträgt, welche vereinfachend als Druckkraft bezeichnet wird. Die Bezeichnung „Druck“ wird für alle Kräfte gewählt, die in Richtung des Hauptträgers wirken und somit der Druckkomponente des jeweiligen Kräftepaars entsprechen, das Bestandteil des Anschlussmomentes ist, auch wenn es sich mit Bezug auf die Schrauben im mechanischen Sinn um Kräfte mit abscherender Wirkung handelt. Federn für zusätzliche, weiter oben befindliche Schrauben sind in Abbildung 10-3 gestrichelt dargestellt, da diese abhängig vom vorhandenen Lochspiel evtl. erst nach einer größeren Anschlussrotation, u.U. auch gar nicht, mittragen. Andererseits ist es denkbar, dass diese Schrauben bei Kontakt „Zugkräfte“, also vom Hauptträger weg wirkende Kräfte erzeugen. Die Federn 2b sind mit den Federn 2a für die Schrauben in Serie geschaltet und repräsentieren die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs. Wie die Schrauben übertragen diese Federn nur dann Kräfte, wenn ein eventuelles Lochspiel überwunden ist. Die resultierenden Federn dieser Serienschaltung besitzen jeweils die Steifigkeit $c_{w,2-i}$, wobei $i = 1$ für die oberste, $i = 2$ für die zweite Schraube von oben, usw. gilt. Die Berechnung der Rotationssteifigkeit erfolgt bezüglich der Bewehrungslage, wobei der Abstand der Schraube i zur Bewehrungslage mit z_i bezeichnet wird.

Als weiteres Element enthält das Modell eine Drehfeder (3) mit der Federsteifigkeit $c_{\varphi,3}$. Diese Drehfeder trägt der Tatsache Rechnung, dass der über dem Hauptträger durchlaufende Betongurt über eine Biegesteifigkeit verfügt, die bereits dann wirksam ist, wenn aufgrund eines evtl. Lochspiels noch keine der Schrauben Kraftschluss besitzt und somit keine der Wegfedern einen Beitrag zur Rotationssteifigkeit leistet. Alternativ zur direkten Modellierung des Betongurtes als Stab wird dieser durch eine Ersatzdrehfeder substituiert, die sich an der Stelle des Spaltes zwischen Haupt- und Nebenträger befindet. Aus Gründen der Vollständigkeit des statischen Modells ist dann der Betongurt zusätzlich als unendlich steifer Stab mit einem Momentengelenk an dieser Stelle abzubilden, das von der Drehfeder überbrückt wird. Außerdem muss ein Normalkraftgelenk eingefügt werden, um die Wirksamkeit der Wegfedern nicht zu beeinträchtigen. Diese Maßnahmen haben aber rein formalen Charakter und sind für die durchzuführenden Berechnungen nicht von Bedeutung. Die Drehfeder für den Betongurt verliert mit zunehmender Rotation nach Wirksamwerden der Wegfedern an Bedeutung, bleibt aber aus Gründen der Vereinfachung stets Bestandteil des statischen Modells.

10.2.3 Komponente „Betongurt“

Die Drehfeder mit der Steifigkeit $c_{\varphi,3}$ ersetzt im Modell ein Stück des Betongurtes, das von der Symmetrieachse durch den Hauptträgersteg bis zum Spalt zwischen Haupt- und Nebenträger reicht (vgl. Abbildung 10-4). Die Breite des Spaltes wird vernachlässigt, so dass als Länge des Stabstücks die halbe Hauptträgerbreite $b_{HT}/2$ angesetzt werden kann.

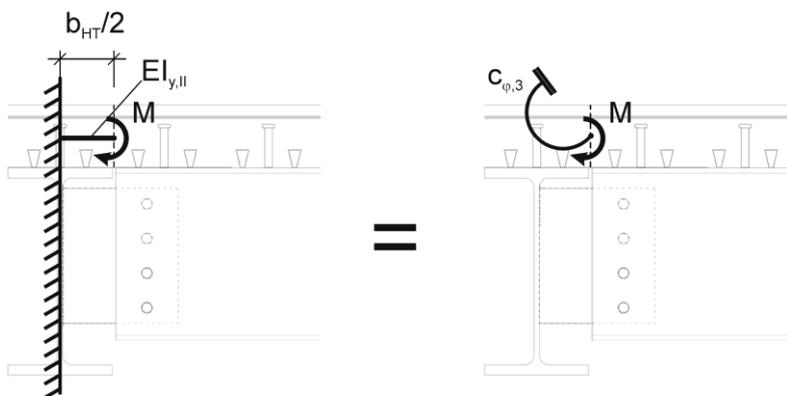


Abbildung 10-4: Biegesteifigkeit des Betongurtes durch Drehfeder ersetzt

Als Breite wird die mittragende Breite $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ angesetzt. Im Grunde entspricht $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ der mittragenden Breite $b_{\text{eff},2}$ im Bereich negativer Biegemomente. Die Bezeichnung $b_{\text{eff},2}$ wird in dieser Arbeit aber schon für die Berechnung der Momententragfähigkeit

verwendet, wobei für $b_{\text{eff},2}$ in jenem Zusammenhang größere Werte angesetzt werden als sie sich gemäß [15], 5.4.1.2, ergeben würden (vgl. diesbezüglich die Ausführungen in Abschnitt 9.1.10). Deshalb wird die mitttragende Breite im Zusammenhang mit der Bestimmung der Rotationssteifigkeit mit $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ bezeichnet.

In Abbildung 10-5 ist Bild 5.1 aus [15] sinngemäß wiedergegeben. Die mitttragenden Breiten für die einzelnen Trägerbereiche werden in Abhängigkeit von den äquivalenten Stützweiten L_e berechnet. Die angegebenen Formeln zur Berechnung von L_e gelten jedoch nur für „echte“ Durchlaufträger, die ohne verformbare Anschlüsse ausgeführt sind. Da L_e der Abstand der Momentennullpunkte ist, ergeben sich bei Trägern mit verformbaren Anschlüssen aufgrund der von Abbildung 10-5 abweichenden Momentenlinie für die Feldbereiche größere und für die Anschlussbereiche kleinere äquivalente Längen. Deshalb ist es insbesondere für die hier behandelten, vergleichsweise wenig steifen Fahnenblechanschlüsse von Bedeutung, dass die äquivalente Stützweite L_e aus dem tatsächlichen Abstand der Momentennullpunkte bestimmt wird.

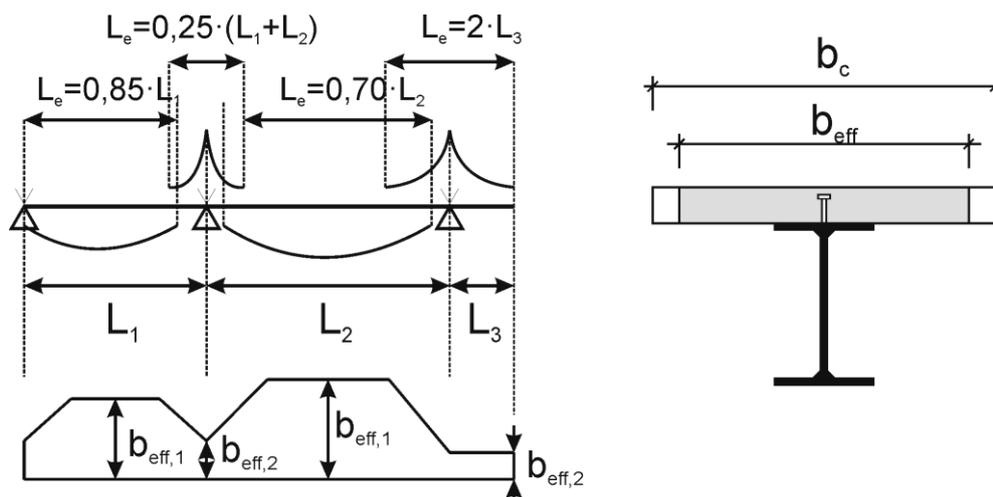


Abbildung 10-5: Äquivalente Stützweiten zur Ermittlung der mitttragenden Gurtbreite (vgl. [15], Bild 5.1)

Für die Versuchsnachrechnung erhält man L_e direkt aus dem bekannten Momentenverlauf des jeweiligen Versuchs auf einer der unteren Laststufen. Bei der Anwendung der Komponentenmethode für Bemessungsaufgaben ist L_e vorab zu schätzen. Dann muss mit diesem Schätzwert die mitttragende Breite $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ und weiter die Rotationssteifigkeit S_j bestimmt werden. Mit bekannter Rotationssteifigkeit S_j kann der Momentenverlauf des Trägers bestimmt werden, woraus wiederum L_e ersichtlich ist. Ist dieser Wert für L_e nicht identisch mit dem geschätzten Wert, so ist die Rotationssteifigkeit damit erneut zu berechnen. Diese iterative Verbesserung ist so oft durchzuführen, bis sich keine signifikante Abweichung zum vorangegangenen Iterationsschritt mehr ergibt.

Für die hier betrachteten, zur Trägerachse symmetrischen Verbundträger mit nur einer Dübelreihe vereinfacht sich die Berechnung von $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ wie folgt:

$$b_{\text{eff},\text{Feder}} = \frac{L_e}{4} \quad (10-3)$$

Für andere Fälle gelten die entsprechenden Formeln aus [15].

Mit Hilfe der nun bekannten mittragenden Breite $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ kann die Biegesteifigkeit des Betongurtes berechnet werden. Es wird vorgeschlagen, hierfür die gerissene Steifigkeit zu verwenden. Dies wird damit begründet, dass das Rissmoment des Gurtes für die vergleichsweise kleine Breite $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ nicht sehr groß ist. Beispielsweise liegt $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ für den Versuch V1-2 in einer Größenordnung von nur 140 mm. Bei einer Zugfestigkeit des Betons $f_{\text{ct}} = 1,7 \text{ N/mm}^2$ beträgt das Rissmoment bei $h_c = 89 \text{ mm}$ Querschnittshöhe lediglich ca. 0,3 kNm. Auf den Ansatz des Tension-Stiffening-Effektes (Zugversteifung) wird aufgrund des geringen Anteils der Gurtdrehfeder an der Gesamttrotationssteifigkeit verzichtet.

Die Berechnung der Biegesteifigkeit $I_{y,\text{II}}$ des Betongurtes im Zustand II kann nach den Gleichungen (10-4) bis (10-7) erfolgen. Diese Gleichungen stammen aus [47], die Formelzeichen wurden aber an den vorliegenden Anwendungsfall angepasst (vgl. Abbildung 10-6).

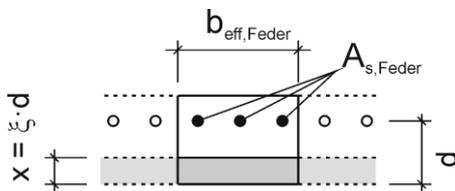


Abbildung 10-6: Betongurt im Zustand II

$$I_{y,\text{II}} = \frac{b_{\text{eff},\text{Feder}} \cdot x^3}{3} + \alpha_s \cdot A_{s,\text{Feder}} \cdot (d - x)^2 \quad (10-4)$$

$$\alpha_s = \frac{E_s}{E_c} \quad (10-5)$$

$$\rho_s = \frac{A_{s,\text{Feder}}}{b_{\text{eff},\text{Feder}} \cdot d} \quad (10-6)$$

$$\xi = -\alpha_s \rho_s + \sqrt{(\alpha_s \rho_s)^2 + 2\alpha_s \rho_s} \quad (10-7)$$

Unter Verwendung der Biegesteifigkeit $I_{y,II}$ lässt sich die Steifigkeit der Drehfeder $c_{\varphi,3}$ mit Hilfe des Arbeitssatzes bestimmen, sie ist in Gleichung (10-8) angegeben.

$$c_{\varphi,3} = \frac{E_c \cdot I_{y,II}}{b_{HT}/2} \quad (10-8)$$

10.2.4 Komponente „Bewehrung und Verbundfuge“

10.2.4.1 Die Grundkomponente „Bewehrung“

Der Steifigkeitskoeffizient $k_{s,r}$ der Grundkomponente „Zugbeanspruchte Längsbewehrung“ ist in [15], Anhang A, Tabelle A.1 geregelt. Für einen beidseitigen Trägeranschluss mit auf beiden Seiten gleich großen Anschlussmomenten $M_{Ed,1} = M_{Ed,2}$ ergibt sich $k_{s,r}$ nach Gleichung (10-9) (siehe [15]).

$$k_{s,r} = \frac{A_{s,r}}{h/2} \quad (10-9)$$

$A_{s,r}$ ist die Bewehrung, die sich innerhalb der mittragenden Breite des Anschlussbereichs befindet, h ist die Profilhöhe der Stütze, falls die beiden Träger an eine Stütze angeschlossen sind bzw. die Breite des Hauptträgers, falls sie an einen Hauptträger angeschlossen sind.

Um weiterhin der Ausdrucksweise mit Federsteifigkeiten anstelle von Steifigkeitskoeffizienten den Vorzug zu geben, wird Gleichung (10-9) mit dem Elastizitätsmodul der Bewehrung E_s multipliziert. Ferner wird $A_{s,r}$ durch die bereits verwendete Bezeichnung $A_{s,Feder}$ und $h/2$ durch L_{Bew} ersetzt, was die Federsteifigkeit $c_{w,1a}$ nach Gleichung (10-10) ergibt.

$$c_{w,1a} = \frac{E_s A_{s,Feder}}{L_{Bew}} \quad (10-10)$$

$A_{s,Feder}$ ist die Bewehrungsmenge, die innerhalb der mittragenden Breite $b_{eff,Feder}$ liegt, wobei bezüglich $b_{eff,Feder}$ die Ausführungen aus Abschnitt 10.2.3 gelten. Unschwer erkennt man an der Form von Gleichung (10-10), dass man diese Gleichung auch erhalten hätte, wenn man für die innerhalb von $b_{eff,Feder}$ befindlichen Bewehrungsstäbe mit der Gesamtquerschnittsfläche $A_{s,Feder}$ und der ab der Symmetrieebene im Steg des Hauptträgers gemessenen Länge L_{Bew} eine Ersatzfedersteifigkeit mit Hilfe des Arbeitssatzes bestimmt hätte. $h/2$ wird durch die allgemein gehaltene Bezeichnung L_{Bew} ersetzt, weil damit ein Modellparameter eingeführt wird, der eine Kalibrierung des Modells erlaubt.

Mit $L_{\text{Bew}} = b_{\text{HT}}/2$, was dem Normansatz nach [15] entspricht, würde sich im Vergleich zu den Versuchsergebnissen eine zu große Rotationssteifigkeit ergeben. Die Ausführungen in [15], Anhang A, im Kontext mit dem dort abgedruckten Bild A.1 lassen den Schluss zu, dass die Regelungen auch hier primär auf steifere Anschlussarten ausgelegt sind und weniger auf Fahnenblechanschlüsse. Wie bereits an anderer Stelle diskutiert, werden bei Stirnplattenanschlüssen die Anschlussschnittgrößen formal korrekt nicht im Schnittpunkt der Stabachsen, sondern in der Kontaktfuge zwischen zwei Stirnplatten bzw. zwischen Stirnplatte und Stützenflansch übertragen. In dieser Fuge wird unten die Druckkomponente des Anschlussmoments übertragen, und aus Gründen der Konformität passt es zur Modellvorstellung, dass die Länge der Bewehrung, die den Großteil der zugehörigen Zugkraft überträgt, von der Systemachse bis zu dieser Kontaktfuge angesetzt wird.

Für Fahnenblechanschlüsse erfolgt gemäß der in Abbildung 10-2 dargestellten Modellvorstellung die Schnittgrößenübertragung im Abstand e_x^* zur Hauptträgerachse (d.h. im Schwerpunkt des Schraubenbildes), und es ist deshalb nur konsequent, für $L_{\text{Bew}} = e_x^*$ anzunehmen. In [4] wird ausgeführt, dass „der letzte Kopfbolzendübel vor dem Anschluss“ den „letzten Beitrag zu der im Anschluss wirkenden Zugkraft in der Bewehrung leistet“. „Aus diesen Überlegungen ergibt sich eine freie Dehnlänge für den Betongurt, die i.a. größer ist als die halbe Stützenhöhe“, heißt es dort weiter. In der Folge wird vorgeschlagen, dass als freie Dehnlänge (hier: L_{Bew}) vereinfachend der Abstand zwischen der Hauptträgerachse und dem ersten Kopfbolzendübel neben dem Anschluss angenommen wird. Diese Überlegungen lassen sich auch auf Fahnenblechanschlüsse übertragen, so dass zur Bestimmung der Federtseifigkeit $c_{w,1a}$ für die Bewehrung im ersten Ansatz eine Länge $L_{\text{Bew}} = \Delta x_{\text{KBD},1}$ bis zum ersten Kopfbolzendübel angenommen wird.

10.2.4.2 Berücksichtigung des Tension-Stiffening-Effektes

Auffallend ist, dass in [15], Anhang A, anders als in [4] der Effekt des „Tension Stiffening“, der infolge der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen für eine Erhöhung der Steifigkeit sorgt, keine Erwähnung findet. Um die Auswirkungen dieses Effektes auf die Rotationssteifigkeit der Fahnenblechanschlüsse quantifizieren zu können, ist es erforderlich, die in [15] zur Verfügung gestellten Berechnungsregeln um diesen Effekt zu erweitern.

Der zugversteifende Effekt kann auf zwei Arten berücksichtigt werden. Einerseits kann die Arbeitslinie des Betons unter Zugbeanspruchung derart modifiziert werden, dass nach Erreichen der Zugfestigkeit f_{ctm} und Eintritt der Rissbildung weiterhin Zugspannungen aufgenommen werden können, allerdings deutlich kleinere als f_{ctm} , was einer starken Reduzierung der Steifigkeit im Vergleich zum ungerissenen Querschnitt entspricht. Der Betonquerschnitt selbst bleibt aber dabei gedanklich ungerissen, es ändert sich durch die Rissbildung nur seine Arbeitslinie. Der Betonstahl muss nicht weiter beachtet werden, da seine Mitwirkung bereits in die modifizierte Betonarbeitslinie eingearbeitet ist.

Die andere Möglichkeit zur Berücksichtigung des Tension-Stiffening-Effektes besteht in einer Modifizierung der Stahlarbeitslinie. Bei dieser Betrachtungsweise wird der Betonquerschnitt als gerissen betrachtet, in zugbeanspruchten Querschnittsbereichen ist nur die Bewehrung wirksam. Durch die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen verhält sich die Bewehrung bei gleicher Dehnung aber steifer als dies bei Berücksichtigung der Dehnsteifigkeit $E_s A_s$ des nackten Bewehrungsstahls der Fall wäre.

In [36] wird erläutert, dass die Modifizierung der Stahlarbeitslinie entweder „normalkraftorientiert“ oder „biegungsorientiert“ erfolgt und dass deshalb bei kombinierter Beanspruchung durch Biegung und Normalkraft die Modifizierung der Stahlarbeitslinie ungeeignet ist, bei einer Modifizierung der Betonarbeitslinie hingegen wird die Steifigkeit auch bei kombinierter Beanspruchung zutreffend erfasst.

Zur Berücksichtigung des Tension-Stiffening-Effektes (TS-Effekt) bei Verbundträgeranschlüssen mit langen Fahnenblechen wird trotz der offensichtlich vorhandenen Nachteile bei kombinierter Beanspruchung dennoch die Variante mit einer Modifizierung der Stahlarbeitslinie gewählt. Dies wird vor allem damit begründet, dass im vorgestellten Federmodell und auch im Formelapparat aus [15] (dort insbesondere in Anhang A, Abschnitt A.3 bezüglich der Behandlung der Nachgiebigkeit der Verdübelung) die Dehnsteifigkeit der Bewehrung $E_s A_s$ explizit vorkommt, so dass es sich anbietet, abhängig vom gerade vorhandenen Dehnungsniveau den TS-Effekt direkt in Form einer Modifizierung dieser Dehnsteifigkeit einzuarbeiten.

Ferner verhält es sich so, dass gemäß der Modellvorstellung der Betongurt zwar einen Beitrag zur Abtragung des Biegemomentes leistet und somit in Verbindung mit der Gurtzugkraft eine kombinierte Beanspruchung vorliegt. Allerdings betrifft dies in erster Linie den Grenzzustand der Tragfähigkeit, wo wegen der dann großen mittragenden Breite aus Gleichgewichtsgründen die Bewehrung durch die Zugkomponente des globalen Momentenanteils M_{global} oft nicht ausgenutzt ist und noch über Reserven zur Aufnahme eines Momentes im Betongurt verfügt. Für die Bestimmung der Rotationssteifigkeit ist aber ein deutlich niedrigeres Belastungsniveau von Interesse, auf dem die Bewehrung noch nicht fließt und die mittragende Gurtbreite sehr klein ist. Deshalb ist davon auszugehen, dass diese verhältnismäßig kleine Zugkraft in der Bewehrung das Gleichgewicht der horizontalen Kräfte allein zusammen mit Druckkraftanteilen im Bereich des Fahnenblechs herstellen kann und nicht noch Gegendruck im Beton benötigt, was zu einem Moment im Betongurt führen würde. Demnach ist es im vorliegenden Fall gerechtfertigt, den TS-Effekt durch eine „normalkraftorientierte“ (vgl. [36]) Modifizierung der Stahlarbeitslinie zu berücksichtigen.

Der Vollständigkeit halber sei darauf hingewiesen, dass mit dieser Begründung streng genommen die Gurtdrehfeder mit der Steifigkeit $c_{\varphi,3}$ nach Kraftschluss in den Schrauben ausfallen müsste. Da die Steifigkeit dieser Feder im Vergleich zur Gesamtdrehfeder aber gering ist, bleibt diese Drehfeder auch auf höherem Lastniveau Bestandteil des Modells.

Außerdem müsste korrekterweise so vorgegangen werden, dass auch die Drehfeder $c_{\varphi,3}$ für den Betongurt unter Berücksichtigung des TS-Effektes ermittelt wird, und zwar biegungsorientiert. Wie erwähnt ist das Rissmoment aufgrund der sehr kleinen mittragenden Breite $b_{\text{eff,Feder}}$ gering, z.B. ca. 0,3 kNm für den Versuch V1-2. Bezogen auf eine Rotation um die Bewehrungslage und mit geometrischen Verhältnissen wie bei Versuch V1-2 würde zum Rissmoment von 0,3 kNm eine Verkleinerung des evtl. vorhandenen Lochspiels von ca. 0,6 mm in der untersten Schraube gehören. Für Schrauben der Größe M24 kann der Schlupf in der Verschraubung bei 2 mm Lochspiel je nach Einbausituation zwischen 0 und 4 mm betragen, so dass bei Kraftschluss der untersten Schraube der Betongurt durchaus schon gerissen sein kann und sich für die weiteren, nach Kraftschluss einstellenden Verdrehungen die Berücksichtigung des TS-Effektes quasi erübrigen würde. Hinzu kommt, dass infolge von Zwang durch Kriechen und Schwinden der Beton vor Aufbringen einer äußeren Last ebenfalls schon gerissen sein kann, so dass auch in diesem Fall die Berücksichtigung der Zugversteifung nicht notwendig bzw. sogar ungerechtfertigt wäre.

Es geht im Folgenden aber vor allem darum, ungeachtet des Zustandes des Betongurtes zum Zeitpunkt des Kraftschlusses in den Schrauben für die Grundkomponente „Zugbeanspruchte Längsbewehrung“ die Federkennlinie mit und ohne Beachtung des Tension-Stiffening-Effektes zu ermitteln. Die so gewonnenen Federkennlinien stellen für die Bewehrungs-Komponente hinsichtlich ihrer Steifigkeit die Ober- und Untergrenze dar. Berechnet man die Rotationssteifigkeit des Anschlusses auf Grundlage des vorgestellten Federmodells jeweils mit der Ober- und Untergrenze für die Steifigkeit der Feder 1a, so erhält man auch die Grenzen für die Rotationssteifigkeit, zwischen denen die tatsächliche Rotationssteifigkeit des Anschlusses liegt, und zwar unabhängig davon, ob der Betongurt vor der Lastaufbringung tatsächlich gerissen ist oder nicht.

Für die Modifizierung der Stahlarbeitslinie muss der Wirkungsbereich $A_{c,\text{eff}}$ der Bewehrung bekannt sein bzw. muss diesbezüglich eine sinnvolle Annahme getroffen werden.

Die Höhe h_{eff} des Wirkungsbereichs $A_{c,\text{eff}}$ der Bewehrung darf nach [8] im Allgemeinen mit $h_{\text{eff}} = 2,5 d_1$ angenommen werden, wobei es zusätzliche Beschränkungen zu beachten gilt. Abbildung 10-7 zeigt sinngemäß die relevanten Teilbilder von Bild 53 aus [8], wo die Begrenzung der Höhe h_{eff} des Wirkungsbereichs der Bewehrung festgelegt ist.

Für Platten („biegungsorientiert“) ist h_{eff} in Abhängigkeit von der Druckzonenhöhe x des Zustandes I begrenzt, so dass $h_{\text{eff}} \leq h/4$ gilt. Für zentrisch gezogene Bauteile lautet die Beschränkung mangels einer Druckzone $h_{\text{eff}} \leq h/2$.

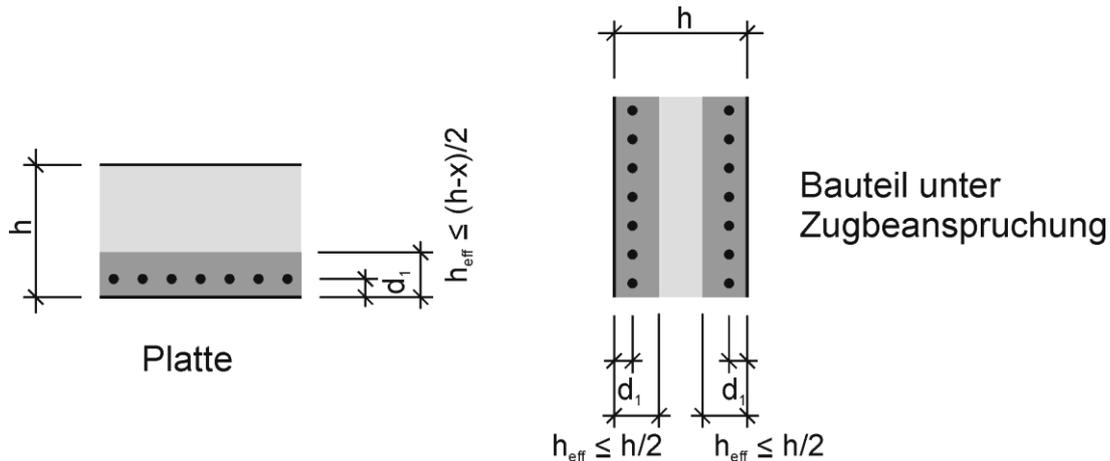


Abbildung 10-7: Wirkungsbereich $A_{c,eff}$ der Bewehrung (vgl. [8], Bild 53)

Der Gurtquerschnitt der Verbundträger aus den Versuchen besitzt ein Profilblech und ist nur einseitig bewehrt, wegen des Profilblechs ist der Betonquerschnitt relativ dünn und die Bewehrung liegt nahe an der Mittelebene des durchgehenden Teils des Betongurtes. Wie oben argumentiert liegt überwiegende Zugbeanspruchung mit allenfalls sehr geringer Biegebeanspruchung vor. Da es bei dieser Betrachtungsweise praktisch keine Druckzone mit der Höhe x gibt, ist auch eine Begrenzung der wirksamen Höhe h_{eff} in Abhängigkeit von x nicht gerechtfertigt. Wegen der fehlenden Druckzone entspricht das Teilbild für zentrischen Zug eher den Gegebenheiten als das Teilbild für Biegung. Das Teilbild für Zug wird nun so interpretiert, dass die Rissbildung wie üblich von der Bauteiloberfläche aus beginnt, und dass h_{eff} nur deshalb auf $h/2$ begrenzt ist, weil beide Oberflächen bewehrt sind und h_{eff} aus Symmetriegründen höchstens bis zur Bauteilmittlebene reichen kann, was bei dem einseitig bewehrten Verbundträgergurt nicht der Fall ist.

Es wird deshalb vorgeschlagen, für eine zutreffende Erfassung des TS-Effektes für $h_{eff} = 2,5 \cdot d$ zu wählen und nur durch die tatsächliche Gurtstärke zu begrenzen, was auch im Sinne der Festlegung einer Obergrenze für die Ersatzfedersteifigkeit der Bewehrung ist. $A_{c,eff}$ ergibt sich dann für einlagig bewehrte Gurte von Verbundträgern in Verbindung mit Profilblechen nach Gleichung (10-11).

$$A_{c,eff} = 2,5 \cdot d_1 \cdot b_{eff,Feder} \leq h_c \cdot b_{eff,Feder} \quad (10-11)$$

Für den Fall einer Vollbetonplatte ohne Profilblech ist in der Regel eine untere Bewehrungslage vorhanden, so dass die Gegebenheiten vollumfänglich dem Teilbild für zentrischen Zug entsprechen.

Der Tension-Stiffening-Effekt wird gemäß [8] in Verbindung mit [7] durch die Modifizierung der Stahlarbeitslinie behandelt. Die Vorgehensweise ist allgemein bekannt und

vielfach in der Literatur dargestellt (vgl. z.B. [47]), so dass an dieser Stelle auf eine Erläuterung weitgehend verzichtet werden kann.

Abbildung 10-8 zeigt eine modifizierte Stahlarbeitslinie, wie sie in [47], Abbildung 10.9a, dargestellt und erläutert ist. Darin sind 4 Bereiche gekennzeichnet, die nacheinander die Zustände „ungerissen“, „Rissbildung“, „abgeschlossene Rissbildung“ und „Fließen des Stahls“ bezeichnen. Für die Bestimmung der Rotationssteifigkeit des Anschlusses sind große nach dem Fließen des Stahls auftretende Verformungen nicht von Interesse, so dass es ausreicht, die Bereiche 1 bis 3 in Betracht zu ziehen.

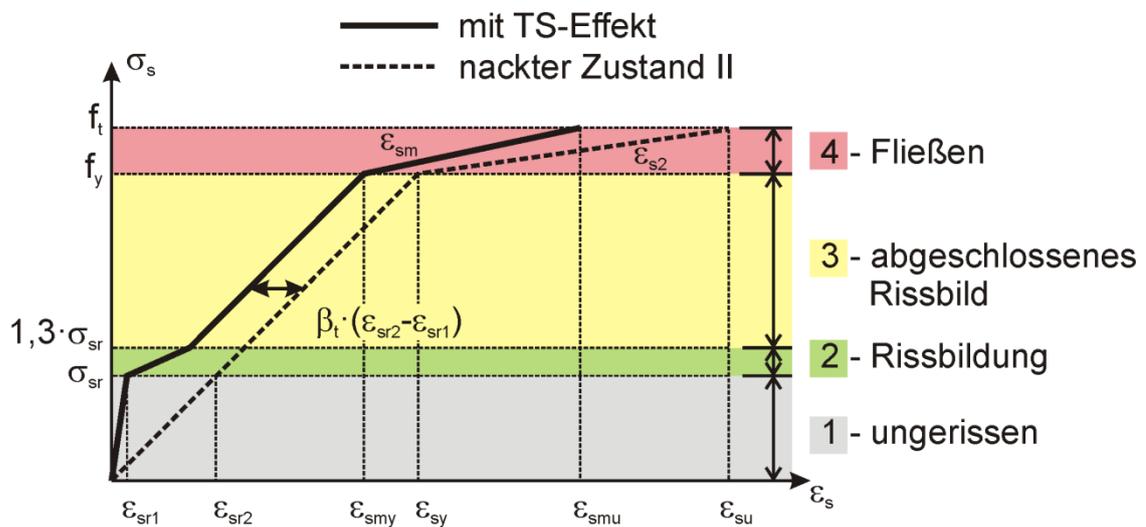


Abbildung 10-8: Modifizierte Stahlarbeitslinie entsprechend (vgl. [47], Abbildung 10.9a)

Die Arbeitslinie für die Ersatzfeder der Grundkomponente „Bewehrung“ erhält man unmittelbar aus der modifizierten Stahlarbeitslinie, indem die Stahlspannungen mit der Bewehrungsmenge $A_{s,Feder}$ und die Stahldehnungen mit der freien Dehnlänge L_{Bew} der Bewehrung multipliziert werden. Der Bereich 4 mit einer Zunahme der Stahlspannung bis hin zur Zugfestigkeit wird nicht weiter betrachtet, so dass die Federkennlinie mit Eintritt des Fließens vereinfachend horizontal fortgesetzt wird. In Abbildung 10-9 ist die abschnittsweise lineare Federkennlinie dargestellt. Sie wird gemäß dieser Darstellung durch die drei Punkte A, B und C definiert, wobei diese Punkte analog zur σ - ε -Beziehung nach Abbildung 10-8 für den Beginn, den Abschluss der Rissbildung und den Beginn des Fließens der Bewehrung stehen.

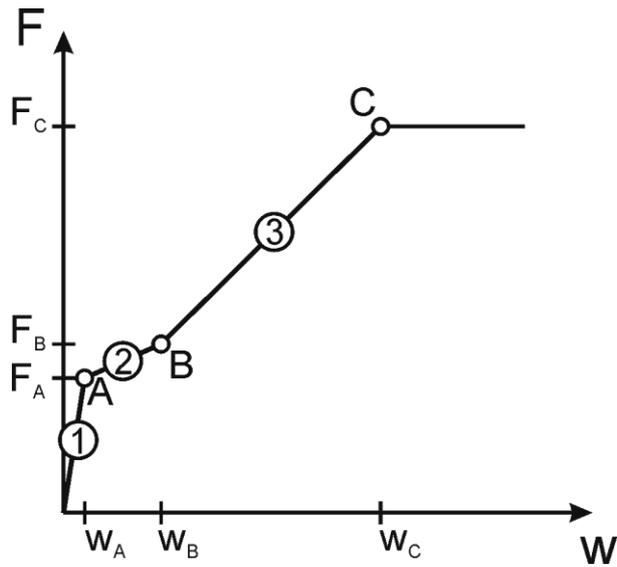


Abbildung 10-9: Abschnittsweise lineare Federkennlinie für die Bewehrung

Nachfolgend sind die Gleichungen und die benötigten Eingangswerte zur Berechnung dieser Punkte abgedruckt.

Eingangswerte

$$\rho_{s,Feder} = \frac{A_{s,Feder}}{A_{c,eff}} \quad (10-12)$$

$$\alpha_s = \frac{E_s}{E_c} \quad (10-13)$$

$$\sigma_{sr} = f_{ct} \cdot \left(\frac{1}{\rho_{s,Feder}} + (\alpha_s - 1) \right) \quad (10-14)$$

$$\varepsilon_{sr1} = \frac{f_{ct}}{E_c} \quad (10-15)$$

$$\varepsilon_{sr2} = \frac{\sigma_{sr}}{E_s} \quad (10-16)$$

Punkt A

$$F_A = \sigma_{sr} \cdot A_{s,Feder} \quad (10-17)$$

$$w_A = \varepsilon_{sr1} \cdot l_{Bew} \quad (10-18)$$

Punkt B

$$F_B = 1,3 \cdot F_A = 1,3 \cdot \sigma_{sr} \cdot A_{s,Feder} \quad (10-19)$$

$$w_B = (1,3 \cdot \varepsilon_{sr2} - \beta_t \cdot (\varepsilon_{sr2} - \varepsilon_{sr1})) \cdot l_{Bew} \quad (10-20)$$

Punkt C

$$F_C = f_s \cdot A_{s,Feder} \quad (10-21)$$

$$w_C = \left(\frac{f_s}{E_s} - \beta_t \cdot (\varepsilon_{sr2} - \varepsilon_{sr1}) \right) \cdot l_{Bew} \quad (10-22)$$

β_t ist bei andauernder Belastung oder häufigen Lastwechsel mit $\beta_t = 0,25$ anzunehmen, bei einzelnen kurzzeitigen Belastungen mit $\beta_t = 0,4$.

Mit Kenntnis dieser Punkte kann man für jeden der Bereiche 1, 2 und 3 die Federsteifigkeit der Ersatzfeder für die Bewehrung berechnen:

$$c_{w,1a}(1) = \frac{F_A}{w_A} \quad (10-23)$$

$$c_{w,1a}(2) = \frac{F_B - F_A}{w_B - w_A} \quad (10-24)$$

$$c_{w,1a}(3) = \frac{F_C - F_B}{w_C - w_B} \quad (10-25)$$

10.2.4.3 Einfluss der Nachgiebigkeit der Verdübelung

Der Einfluss der Nachgiebigkeit der Verdübelung auf die Rotationssteifigkeit darf nach [15], Anhang A, A.3, dadurch berücksichtigt werden, dass der Steifigkeitskoeffizient $k_{s,r}$ für die Bewehrung mit dem Reduktionsfaktor k_{slip} multipliziert wird. k_{slip} ist wie folgt definiert:

$$k_{slip} = \frac{1}{1 + \frac{E_s k_{s,r}}{K_{sc}}} \quad (10-26)$$

Da wieder mit Federsteifigkeiten und nicht mit Steifigkeitskoeffizienten gearbeitet werden soll, ist vorab zu klären, ob die Ersatzfedersteifigkeit $c_{w,1a}$ für die Bewehrung zur Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verdübelung ebenfalls einfach mit k_{slip} multipliziert werden darf. Dazu ersetzt man in Gleichung (10-26) $E_s \cdot k_{s,r}$ gleichwertig durch die Federsteifigkeit $c_{w,1a}$, multipliziert die Gleichung mit dem Nenner der rechten Seite und subtrahiert anschließend auf beiden Seiten k_{slip} , so dass sich Gleichung (10-27) ergibt. Division durch $k_{slip} \cdot c_{w,1a}$ und Umstellen der Terme liefert Gleichung (10-28).

$$\frac{k_{slip} \cdot c_{w,1a}}{K_{sc}} = 1 - k_{slip} \quad (10-27)$$

$$\frac{1}{k_{slip} \cdot c_{w,1a}} = \frac{1}{c_{w,1a}} + \frac{1}{K_{sc}} \quad (10-28)$$

Aus dem Zusammenhang erschließt sich, dass K_{sc} die Nachgiebigkeit der Verdübelung in Form einer Federsteifigkeit mit der Einheit [Kraft/Länge] ist, die gemäß Abbildung 10-3 mit $c_{w,1b}$ zu bezeichnen wäre. Sofern die Multiplikation der Ersatzfeder $c_{w,1a}$ für die Bewehrung mit k_{slip} die resultierende Feder unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verdübelung ergibt, dann entspricht der Nenner der linken Seite von Gleichung (10-28) der Steifigkeit eben dieser resultierenden Feder mit der Steifigkeit $c_{w,1}$. Mit diesen Bezeichnungen ergibt sich Gleichung (10-29), und man erkennt an der Form der Gleichung, dass es sich um die Serienschaltung zweier Federn handelt.

$$\frac{1}{c_{w,1}} = \frac{1}{c_{w,1a}} + \frac{1}{c_{w,1b}} \quad (10-29)$$

Damit ist gezeigt, dass man die Federsteifigkeit $c_{w,1}$ der Ersatzfeder für die Bewehrung unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verdübelung durch Multiplikation der Federsteifigkeit $c_{w,1a}$ für die alleinige Wirkung der Bewehrung mit dem Faktor k_{slip} berechnen kann, so dass Gleichung (10-30) gilt.

$$c_{w,1} = k_{slip} \cdot c_{w,1a} \quad (10-30)$$

Die Berechnung des Faktors k_{slip} ist in [15] beschrieben und erfolgt nach den daraus entnommenen Gleichungen (10-31) bis (10-33).

$$K_{sc} = \frac{N k_{sc}}{v - \left(\frac{v-1}{1+\xi}\right) \frac{h_s}{d_s^2}} \quad (10-31)$$

$$v = \sqrt{\frac{(1+\xi) N k_{sc} l d_s^2}{E_a I_a}} \quad (10-32)$$

$$\xi = \frac{E_a I_a}{d_s^2 E_s A_s} \quad (10-33)$$

Für den konkreten Fall eines Fahnenblechanschlusses sind folgende Anpassungen vorzunehmen:

h_s ist der Abstand zwischen Bewehrungslage und dem Angriffspunkt der Druckkraftkomponente des Anschlusses. Dieser Angriffspunkt soll gemäß [15] nach Bild 6.15 aus [14] bestimmt werden, allerdings beziehen sich die Abbildungen dort nicht auf Fahnenblech- oder vergleichbare Anschlüsse. Es wird deshalb vorgeschlagen, den Druckpunkt als die Lage der resultierenden Druckkraft zu interpretieren. Für den Fall, dass bei entsprechendem Lochspiel zuerst die unterste Schraube Kraftschluss erhält, fällt der Druckpunkt mit dieser Schraube zusammen. Sollte kein Lochspiel vorhanden und alle Schrauben von Anfang an kraftschlüssig sein, dann sind nur jene Schrauben in Betracht zu ziehen, die zum Hauptträger hin gerichtete „Druckkräfte“ übertragen, und es ist die Lage der Druckresultierenden zu ermitteln. Um überhaupt die Kräfte in den Federn berechnen zu können, müssen jedoch die Federsteifigkeiten aller Federn des Modells bekannt sein, d.h. auch die der Ersatzfeder für Bewehrung und Verdübelung, zu deren Berechnung aber gerade der Druckpunkt benötigt wird. Deshalb ist die Lage des Druckpunktes vorab zu schätzen, dann ist mit Hilfe dieses Schätzwertes die Federsteifigkeit $c_{w,1} = k_{slip} \cdot c_{w,1a}$ für Bewehrung und Verdübelung zu ermitteln. Unter Aufbringung eines beliebig großen Momentes auf das Federmodell können dann in allen Federn Kräfte berechnet werden, so dass daraus dann der wirkliche Druckpunkt als die Lage der Resultierenden aller Druck übertragenden Kräfte bestimmt werden kann. Da der Einfluss der Druckpunktlage auf die Federsteifigkeit $c_{w,1} = k_{slip} \cdot c_{w,1a}$ relativ gering ist, reicht dieser eine Iterationsschritt zur Bestimmung von h_s aus. In Abbildung 10-10 ist für zwei mögliche Kraftverteilungen die Lage des Druckpunktes beispielhaft illustriert.

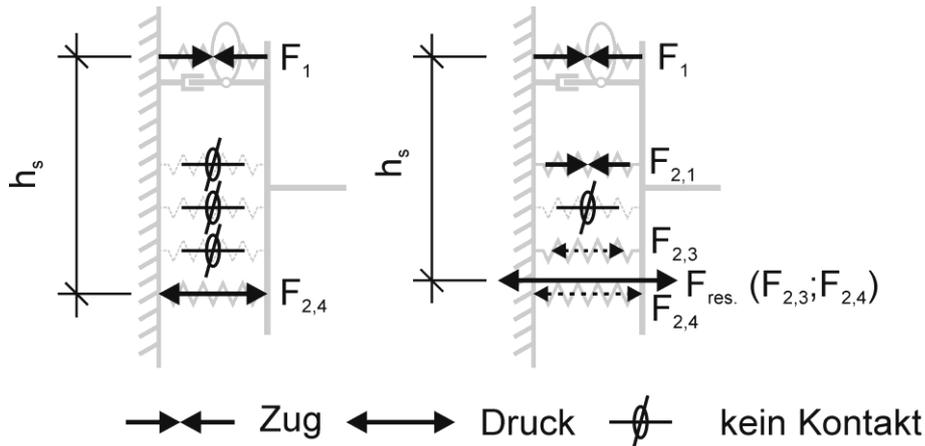


Abbildung 10-10: Lage h_s des Druckpunktes (Prinzip)

Die Länge ℓ des an den Anschluss grenzenden negativen Momentenbereiches ist bei Fahnenblechanschlüssen üblicherweise sehr viel kleiner als bei ausgesteiften Rahmentragwerken und kann deshalb nicht mit 15% der Stützweite angenommen werden. Für die Versuchsnachrechnung ist ℓ bekannt, weil die Momentenlinie bekannt ist. Für Bemessungsaufgaben ist ℓ zu schätzen, damit ist die Rotationssteifigkeit zu bestimmen, so dass die Schnittgrößenermittlung erfolgen kann. Aus der Momentenlinie folgt ein neuer Wert für ℓ und der Vorgang ist in iterativer Weise zu wiederholen, bis sich ℓ nicht mehr bemessungsrelevant ändert.

Mit der Kenntnis von ℓ ist auch die Anzahl N der innerhalb der Länge ℓ befindlichen Kopfbolzendübel bekannt. Das Flächenträgheitsmoment zweiten Grades I_a des Baustahlquerschnitts und der Abstand d_s zwischen Bewehrungslage und Schwerpunkt des Baustahlquerschnitts sind ohnehin bekannt. Was die Steifigkeit k_{sc} eines Verbundmittels (hier: eines Kopfbolzendübels) betrifft, so ist anzumerken, dass in [15] nur für Kopfbolzendübel mit Schaftdurchmesser 19 mm eine Angabe zu k_{sc} gemacht ist, und dass ansonsten k_{sc} abhängig von der Tragfähigkeit P_{Rk} des Verbundmittels und des Schlupfes s zu berechnen ist, wobei s aus Versuchen bekannt sein muss, was in der Regel nicht der Fall ist. Für andere Schaftdurchmesser muss deshalb auf andere Quellen zurückgegriffen werden, etwa auf [11].

Der Term $E_s \cdot A_s$ in Gleichung (10-33) entspricht der Dehnsteifigkeit der Bewehrung. Dieser Term bietet die Möglichkeit, durch einen zusätzlichen Faktor, der ψ genannt werden soll, den Tension-Stiffening-Effekt einzuarbeiten, was zu der modifizierten Gleichung (10-34) für den Wert ξ führt:

$$\xi = \frac{E_a I_a}{d_s^2 \psi E_s A_s} \quad (10-34)$$

Mit Bezug auf die Gleichungen (10-23) bis (10-25) gilt für ψ

- im ungerissenen Zustand:

$$\psi = \frac{c_{w,1a}(1)}{c_{w,1a}(3)} \quad (10-35)$$

- im Zustand der Rissbildung:

$$\psi = \frac{c_{w,1a}(2)}{c_{w,1a}(3)} \quad (10-36)$$

- bei abgeschlossener Rissbildung:

$$\psi = \frac{c_{w,1a}(3)}{c_{w,1a}(3)} = 1 \quad (10-37)$$

Damit sind alle benötigten Größen bekannt, um die Ersatzfeder für die Wirkung der Bewehrung in Verbindung mit der Nachgiebigkeit der Verdübelung $c_{w,1} = k_{\text{slip}} \cdot c_{w,1a}$ zu bestimmen

10.2.5 Komponente „Schrauben und Fahnenblech“

10.2.5.1 Schrauben mit Abscher- und Lochleibungsbeanspruchung

Bereits in Abschnitt 7.3.3 ist erläutert, dass sich die Ersatzfedersteifigkeit für jede einzelne Schraubenverbindung aus einer Serienschaltung von drei Federn zusammensetzt, nämlich für die Lochleibungsbeanspruchung des Fahnenblechs und des Trägersteges sowie für die Abscherbeanspruchung des Schraubenschaftes.

Die Bestimmung der Steifigkeitskoeffizienten k_{11} für Abscherbeanspruchung und k_{12} für Lochleibungsbeanspruchung erfolgt gemäß [14], Tabelle 6.11, in Abhängigkeit von Materialkennwerten und geometrischer Größen und bedarf keiner wesentlichen Erläuterung. Zu beachten ist, dass sich abhängig von Achs- und Randabständen und abhängig von der Krafrichtung relativ zu Bauteilrändern oder benachbarten Schrauben für die einzelnen Schrauben unterschiedliche Steifigkeitskoeffizienten ergeben. Für das vorgestellte Federmodell ist nur die horizontale Krafrichtung von Bedeutung.

Die Ersatzfeder $c_{w,2a-i}$ einer Schraube i lautet:

$$c_{w,2a-i} = \frac{E}{\frac{1}{k_{11}} + \frac{1}{k_{12,Steg}} + \frac{1}{k_{12,FB}}} \quad (10-38)$$

Wenn der Anschluss zwei Schraubenreihen aufweist, wie es bei den Versuchen V1-1 und V1-2 der Fall ist, dann sind die Federsteifigkeiten zweier in Krafrichtung hintereinander liegender Schrauben zu addieren, da es sich im mechanischen Sinn um eine Parallelschaltung von Federn handelt. Die Steifigkeit der zu einer gemeinsamen Ersatzfeder zusammengefassten Schrauben $i,1$ und $i,2$ der „Schraubenzeile“ i ergibt sich nach Gleichung (10-39).

$$c_{w,2a-i} = c_{w,2a-i,1} + c_{w,2a-i,2} \quad (10-39)$$

10.2.5.2 Wirkung des Fahnenblechs

Aus Abbildung 10-2 ist ersichtlich, dass das Fahnenblech nicht als eine einzige Ersatzfeder modelliert ist, sondern dass dessen Wirkung getrennt für jede einzelne Schraube als Wegfeder abgebildet wird, die mit der Ersatzfeder der Schraube in Serie geschaltet ist. Das Federmodell erfährt nämlich dadurch eine zusätzliche Weichheit, dass die Kräfte in den Schrauben nicht direkt in die starre Bezugsebene im Steg des Hauptträgers eingeleitet werden, sondern dass sich zwischen Schrauben und Bezugsebene das Fahnenblech mit seiner endlichen Steifigkeit befindet.

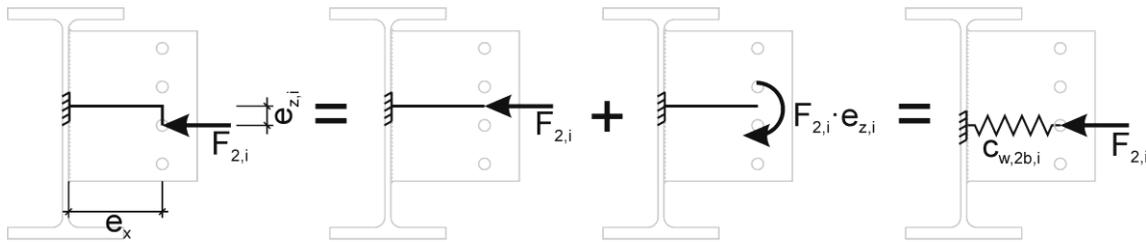


Abbildung 10-11: Modell für die Ersatzfedern des Fahnenblechs

Gemäß Abbildung 10-11 wird das Fahnenblech als Stab mit der Länge e_x bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes betrachtet. Die Schraubenkräfte werden am Stabende mit der Exzentrizität $e_{z,i}$ der jeweiligen Schraube zur Fahnenblechachse eingeleitet, wodurch Biegung um die starke Achse und Normalkraft im Fahnenblech entstehen. Für den Normalkraftanteil kann das Fahnenblech durch eine Wegfeder mit der Steifigkeit $c_{w,FB,i}$ nach Gleichung (10-40), für den Biegeanteil durch eine Drehfeder mit der Steifigkeit $c_{\phi,FB,i}$ nach Gleichung (10-41) substituiert werden. Der Lastangriffspunkt der Schraube i erfährt durch die Normalkraftbeanspruchung eine horizontale Verschiebung Δw_1 nach Gleichung (10-42). Außerdem sorgt die Biegebeanspruchung für eine Rotation des Stabendes, die in Verbindung mit der Exzentrizität $e_{z,i}$ zur Stabachse zu der zusätzlichen horizontalen Verschiebung Δw_2 nach Gleichung (10-43) führt. Aus der Summe der beiden Verschiebungsanteile Δw_1 und Δw_2 infolge der einwirkenden Kraft $F_{2,i}$ nach Gleichung (10-44) folgt durch Auflösen schließlich nach Gleichung (10-45) die Ersatzwegfeder mit der Steifigkeit $c_{w,2b,i}$.

$$c_{w,FB,i} = \frac{E A_{FB}}{e_x} \quad (10-40)$$

$$c_{\varphi,FB,i} = \frac{E I_{y,FB}}{e_x} \quad (10-41)$$

$$\Delta w_1 = \frac{F_{2,i}}{c_{w,FB,i}} \quad (10-42)$$

$$\Delta w_2 = \frac{F_{2,i} \cdot e_{z,i}^2}{c_{\varphi,FB,i}} \quad (10-43)$$

$$\Delta w = \Delta w_1 + \Delta w_2 = \frac{F_{2,i}}{c_{w,FB,i}} + \frac{F_{2,i} \cdot e_{z,i}^2}{c_{\varphi,FB,i}} = \frac{F_{2,i}}{c_{w,2b,i}} \quad (10-44)$$

$$c_{w,2b,i} = \frac{1}{\frac{e_x}{E A_{FB}} + \frac{e_x \cdot e_{z,i}^2}{E I_{y,FB}}} \quad (10-45)$$

Mechanisch korrekt müsste man zur Berechnung der Ersatzfedern $c_{w,2b,i}$ das Fahnenblech, insbesondere bei Abmessungen wie bei der Versuchsreihe 2, als Scheibe und nicht als Stab betrachten, da bei einer solchen Geometrie die Bernoullihypothese nicht gilt. Zu Vergleichszwecken wurde das Fahnenblech von Versuch V2-1 bzw. V2-2 als Scheibe modelliert und mit horizontalen Einzelkräften belastet. In Abbildung 10-12 ist exemplarisch für die Kraftwirkung der untersten Schraube qualitativ dargestellt, wie sich das Fahnenblech verformt.

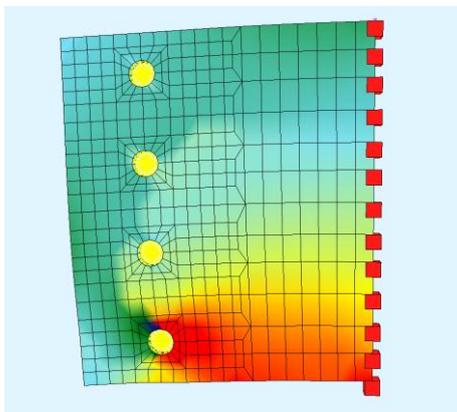


Abbildung 10-12: Fahnenblechverformung infolge Lasteinleitung an der untersten Schraube

Bei Berechnung der Verformungen mit dem Stabmodell werden diese gegenüber der zutreffenderen Scheibenberechnung für die inneren Schrauben um ca. 53% über- und für die äußeren Schrauben um ca. 17% unterschätzt. Dennoch ist das Stabmodell genügend genau, da sich der Fehler durch die Serienschaltung mit typischen Ersatzfedern für die Schrauben auf lediglich ca. 1,5% reduziert, wie eine Nachrechnung mit Werten der Versuchsreihe 2 ergeben hat. Berücksichtigt werden sollte die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs aber auf jeden Fall, da ansonsten gerade für die am Rand liegenden Schrauben die Ersatzfedern um ca. 10% zu steif angenommen würden.

10.2.5.3 Zusammenwirken von Schrauben und Fahnenblech

Die durch die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs reduzierte Ersatzfedersteifigkeit $c_{w,2-i}$ für die jeweilige Schraube i ergibt sich durch die Serienschaltung der Feder für die Schraube als solche mit der Feder für die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs an der Stelle dieser Schraube nach Gleichung (10-46).

$$c_{w,2-i} = \frac{1}{\frac{1}{c_{w,2a,i}} + \frac{1}{c_{w,2b,i}}} \quad (10-46)$$

10.2.6 Durchführung der Berechnung

10.2.6.1 Grundsätzliche Vorgehensweise

Das statische System für die Ermittlung der Rotationssteifigkeit ist ein starrer, auf elastischen Federn gelagerter Balken. Die Ersatzdrehfeder für den Betongurt wirkt als zusätzliche Auflagerdrehfeder. Der Grad der statischen Unbestimmtheit entspricht der Anzahl der „Schraubenzeilen“ des Anschlusses. Für Anschlüsse wie bei Versuchsreihe 2 mit vier Schrauben ist das System vierfach statisch unbestimmt. Da der auf Federn gelagerte Balken starr ist, kann ein beliebig großes Moment M an beliebiger Stelle aufgebracht werden. Mit Hilfe des Kraftgrößenverfahrens lassen sich die aus diesem Moment resultierenden Federkräfte F_1 und F_{2-1} bis F_{2-4} und das Moment M_3 in der Auflagerdrehfeder berechnen. Durch Division der Federkräfte durch die Federsteifigkeiten erhält man die Stauchung oder Dehnung der Federn. Aus der Dehnungsdifferenz zweier Federn, z.B. $\Delta w_1 - \Delta w_{2-4}$, und deren gegenseitigem Abstand, z.B. z_4 , folgt die Anschlussrotation φ , die alternativ auch durch Division des Momentes der Auflagerfeder durch deren Drehfedersteifigkeit erhältlich ist. Abschließend liefert die Division des aufgetragenen Momentes M durch die Verdrehung φ die gesuchte Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses. Dieses Prinzip ist in Abbildung 10-13 illustriert.

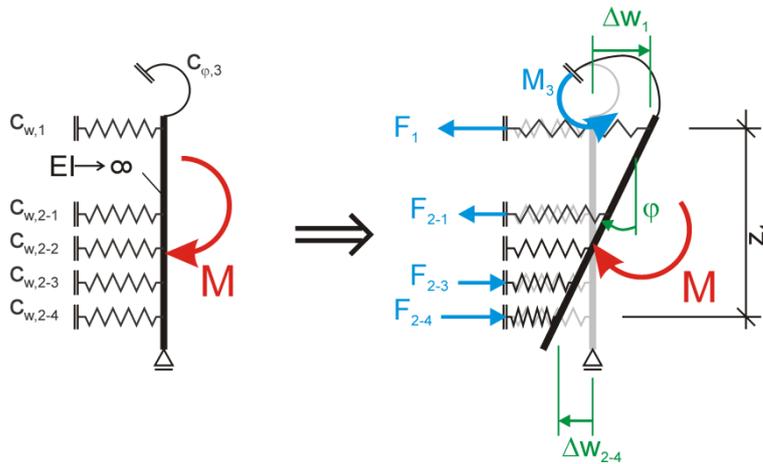


Abbildung 10-13: Prinzip der Bestimmung der Anschlusssteifigkeit S_j

Das statisch bestimmte Hauptsystem für die statisch unbestimmte Berechnung kann beliebig gewählt werden, z.B. so, dass der Balken nur auf der Ersatzfeder $c_{w,1}$ für Bewehrung und Verdübelung sowie auf der Wegfeder $c_{w,2-1}$ für die oberste Schraube und das Fahnenblech gelagert ist. Die Wegfedern $c_{w,2-2}$ ff. für alle weiteren Schrauben sowie die Drehfeder $c_{\varphi,3}$ für den Betongurt werden als statisch Unbestimmte X_1 bis X_3 bzw. X_4 freigeschnitten.

Abbildung 10-14 zeigt das statische System, Abbildung 10-15 zeigt den Lastspannungszustand (LSZ), Abbildung 10-16 bis Abbildung 10-19 zeigen die Einheitsspannungszustände (ESZ 1 bis ESZ 4) am statisch bestimmten Hauptsystem, jeweils mit den zugehörigen Auflagerreaktionen in den Federn.

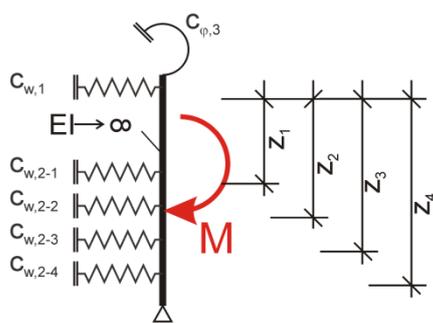


Abbildung 10-14: Statisches System (4-fach statisch unbestimmt)

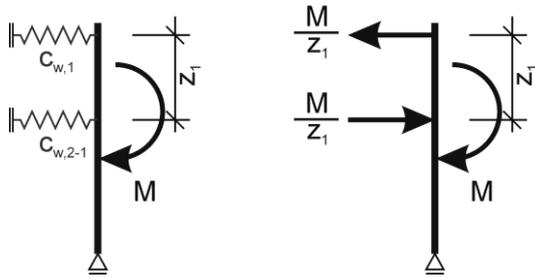
LSZ

Abbildung 10-15: Statisch bestimmtes Hauptsystem (Lastspannungszustand)

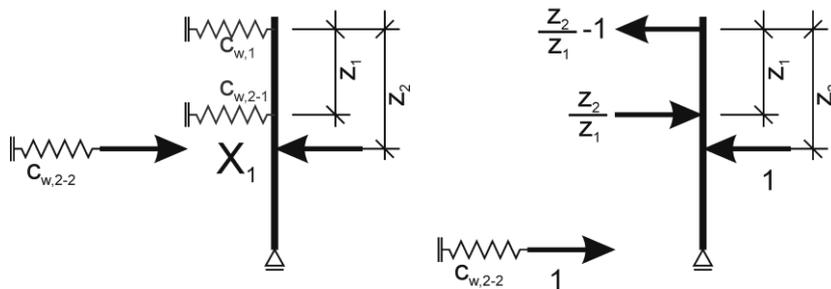
ESZ 1

Abbildung 10-16: Statisch bestimmtes Hauptsystem (Einheitsspannungszustand 1)

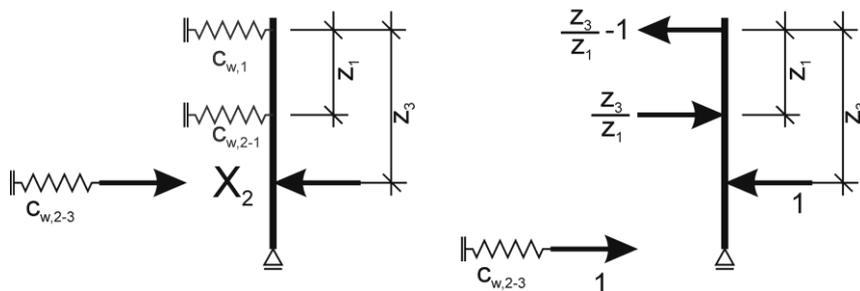
ESZ 2

Abbildung 10-17: Statisch bestimmtes Hauptsystem (Einheitsspannungszustand 2)

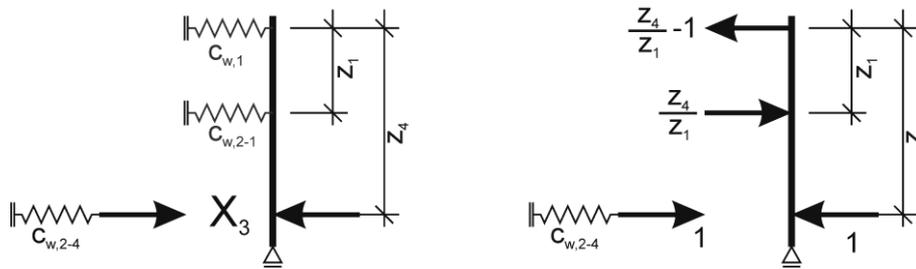
ESZ 3


Abbildung 10-18: Statisch bestimmtes Hauptsystem (Einheitsspannungszustand 3)

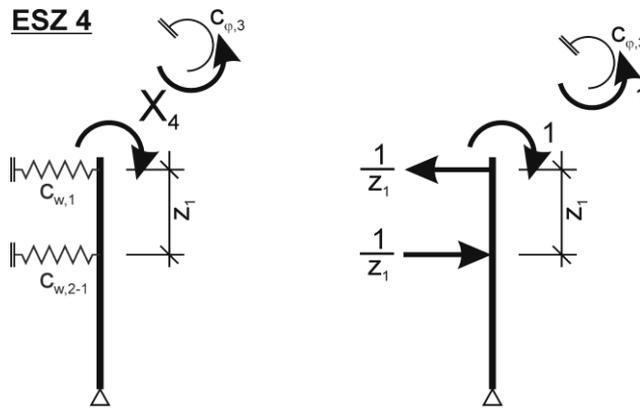
ESZ 4


Abbildung 10-19: Statisch bestimmtes Hauptsystem (Einheitsspannungszustand 4)

Es wird beispielhaft die Berechnung für einen Anschluss mit 4 Schraubenzeilen vorgeführt.

Die Verschiebungen bzw. Verdrehungen δ_{ik} an der Stelle i infolge der Einwirkung k ergeben sich nach den Gleichungen (10-47) bis (10-60).

$$\delta_{10} = \frac{M}{z_1} \cdot \frac{(z_2 - 1)}{z_1} + \frac{M \cdot z_2}{z_1^2} \quad (10-47)$$

$$\delta_{11} = \frac{\left(\frac{z_2}{z_1} - 1\right)^2}{c_{w,1}} + \frac{\left(\frac{z_2}{z_1}\right)^2}{c_{w,2-1}} + \frac{1}{c_{w,2-2}} \quad (10-48)$$

$$\delta_{12} = \delta_{21} = \frac{\left(\frac{z_2}{z_1} - 1\right) \cdot \left(\frac{z_3}{z_1} - 1\right)}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_2 \cdot z_3}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-49)$$

$$\delta_{13} = \delta_{31} = \frac{\left(\frac{z_2}{z_1} - 1\right) \cdot \left(\frac{z_4}{z_1} - 1\right)}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_2 \cdot z_4}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-50)$$

$$\delta_{14} = \delta_{41} = \frac{\left(\frac{z_2}{z_1} - 1\right) \cdot \frac{1}{z_1}}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_2}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-51)$$

$$\delta_{20} = \frac{\frac{M}{z_1} \cdot \left(\frac{z_3}{z_1} - 1\right)}{c_{w,1}} + \frac{\frac{M \cdot z_3}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-52)$$

$$\delta_{22} = \frac{\left(\frac{z_3}{z_1} - 1\right)^2}{c_{w,1}} + \frac{\left(\frac{z_3}{z_1}\right)^2}{c_{w,2-1}} + \frac{1}{c_{w,2-3}} \quad (10-53)$$

$$\delta_{23} = \delta_{32} = \frac{\left(\frac{z_3}{z_1} - 1\right) \cdot \left(\frac{z_4}{z_1} - 1\right)}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_3 \cdot z_4}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-54)$$

$$\delta_{24} = \delta_{42} = \frac{\left(\frac{z_3}{z_1} - 1\right) \cdot \frac{1}{z_1}}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_3}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-55)$$

$$\delta_{30} = \frac{\frac{M}{z_1} \cdot \left(\frac{z_4}{z_1} - 1\right)}{c_{w,1}} + \frac{\frac{M \cdot z_4}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-56)$$

$$\delta_{33} = \frac{\left(\frac{z_4}{z_1} - 1\right)^2}{c_{w,1}} + \frac{\left(\frac{z_4}{z_1}\right)^2}{c_{w,2-1}} + \frac{1}{c_{w,2-4}} \quad (10-57)$$

$$\delta_{34} = \delta_{43} = \frac{\left(\frac{z_4}{z_1} - 1\right) \cdot \frac{1}{z_1}}{c_{w,1}} + \frac{\frac{z_4}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-58)$$

$$\delta_{40} = \frac{\frac{M}{z_1^2}}{c_{w,1}} + \frac{\frac{M}{z_1^2}}{c_{w,2-1}} \quad (10-59)$$

$$\delta_{44} = \frac{1}{c_{w,1}} + \frac{1}{c_{w,2-1}} + \frac{1}{c_{\varphi,3}} \quad (10-60)$$

Durch Lösen des in Matrizenschreibweise dargestellten linearen Gleichungssystem nach Gleichung (10-61) erhält man die statisch Unbestimmten X_1 bis X_4 .

$$\begin{bmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} & \delta_{13} & \delta_{14} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \delta_{23} & \delta_{24} \\ \delta_{31} & \delta_{32} & \delta_{33} & \delta_{34} \\ \delta_{41} & \delta_{42} & \delta_{43} & \delta_{44} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ X_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\delta_{10} \\ -\delta_{20} \\ -\delta_{30} \\ -\delta_{40} \end{bmatrix} \quad (10-61)$$

Die Vorzeichenkonvention ist so, dass vom Hauptträger weg gerichtete Kräfte (d.h. Zugkräfte im Sinn eines das Anschlussmoment bildenden Kräftepaars) positiv definiert sind wie auch die zugehörigen Verformungen. Das Moment M_3 in der Auflagerfeder wird wie das Anschlussmoment M selbst als positiv definiert, wenn im Anschluss oben Zug und unten Druck wirkt. Damit ergeben sich die Federkräfte und das Federmoment wie folgt:

$$F_1 = \frac{M}{z_1} + X_1 \left(\frac{z_2}{z_1} - 1 \right) + X_2 \left(\frac{z_3}{z_1} - 1 \right) + X_3 \left(\frac{z_4}{z_1} - 1 \right) + \frac{X_4}{z_1} \quad (10-62)$$

$$F_{2-1} = - \left(\frac{M}{z_1} + X_1 \frac{z_2}{z_1} + X_2 \frac{z_3}{z_1} + X_3 \frac{z_4}{z_1} + \frac{X_4}{z_1} \right) \quad (10-63)$$

$$F_{2-2} = -X_1 \quad (10-64)$$

$$F_{2-3} = -X_2 \quad (10-65)$$

$$F_{2-4} = -X_3 \quad (10-66)$$

$$M_3 = -X_4 \quad (10-67)$$

Die Verformungen der Wegfedern $c_{w,1}$ und $c_{w,2-1}$ bis $c_{w,2-4}$ und die Verdrehung der Drehfeder $c_{\varphi,3}$ lauten:

$$\Delta w_1 = \frac{F_1}{c_{w,1}} \quad (10-68)$$

$$\Delta w_{2-1} = \frac{F_{2-1}}{c_{w,2-1}} \quad (10-69)$$

$$\Delta w_{2-2} = \frac{F_{2-2}}{c_{w,2-2}} \quad (10-70)$$

$$\Delta w_{2-3} = \frac{F_{2-3}}{c_{w,2-3}} \quad (10-71)$$

$$\Delta w_{2-4} = \frac{F_{2-4}}{c_{w,2-4}} \quad (10-72)$$

$$\Delta \varphi_3 = \frac{M_3}{c_{\varphi,3}} \quad (10-73)$$

Da die Verdrehung $\Delta \varphi_3$ der Drehfeder $c_{\varphi,3}$ identisch mit der Gesamtverdrehung φ des Anschlusses ist, ergibt sich nach Gleichung (10-74) mit dem beliebig großen, zur Durchführung der Berechnung erforderlichen Moment M die Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses.

$$S_j = \frac{M}{\varphi} = \frac{M}{\Delta \varphi_3} \quad (10-74)$$

Aus den Vorzeichen der Kräfte in den Schraubenverbindungen gemäß Gleichung (10-63) bis (10-66) ist ersichtlich, welche Schrauben tatsächlich Druck übertragen. Damit ist die Lage des Druckpunktes h_s als die Wirkungslinie der resultierenden Druckkraft nun genauer bestimmt, wodurch sich eine etwas andere Federsteifigkeit für die Bewehrung unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verdübelung ergibt als im ersten Berechnungsschritt angenommen. Deshalb sollte die Berechnung der Rotationssteifigkeit mit dem genaueren Wert für h_s nochmals wiederholt werden.

Von Interesse ist schließlich noch die Position des Rotationszentrums (Drehpunkt), die relativ zur Lage der Bewehrung mit z_0 bezeichnet wird. z_0 kann aus der Verformungsdifferenz zweier Federn und deren gegenseitigem Abstand berechnet werden. Vorzugsweise werden dazu die Federn für die Bewehrung und die unterste Schraube benutzt, was in Abbildung 10-20 dargestellt ist und z_0 nach Gleichung (10-75) ergibt.

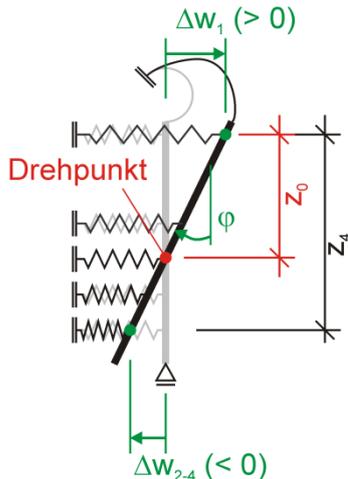


Abbildung 10-20: Position des Rotationszentrums

$$z_0 = \frac{\Delta w_1}{\Delta w_1 - \Delta w_{2-4}} \cdot z_4 \quad (10-75)$$

Aus der größten zulässigen Verlängerung oder Verkürzung $\Delta w_{ult,i}$ der jeweiligen Feder i kann durch Division durch den Abstand $(z_i - z_0)$ der Feder zum Rotationsnullpunkt auf die größte mögliche Rotation $\Delta \varphi_{max}$ geschlossen werden.

$$\Delta \varphi_{max} = \frac{\Delta w_{ult,i}}{z_i - z_0} \quad (10-76)$$

$\Delta \varphi_{max}$ ist deshalb von Bedeutung, weil sich abhängig vom Dehnungszustand einzelner Federn deren Steifigkeit oder sogar das statische System ändert. Im Fall der Feder für die Bewehrung ist deren Steifigkeit bei Berücksichtigung des Tension-Stiffening-Effektes zu Beginn sehr groß (Bereich 1). Sobald die Rissbildung einsetzt (Bereich 2) nimmt die Steifigkeit ab, so dass ab einer zum Punkt A (vgl. Abbildung 10-9) gehörenden Anschlussrotation auch eine geringere Rotationssteifigkeit vorliegt, usw. Systemwechsel können auftreten, wenn sich die Anzahl der Kraft übertragenden Schrauben abhängig von der Rotation ändert. Wenn alle Schrauben ein Lochspiel aufweisen, dann wirkt bei geringen Rotationen nur die Drehfeder $c_{\varphi,3}$ des Betongurtes, weil die Schrauben noch keinen Kontakt haben. Mit zunehmender Rotation erhält die unterste Schraube Kraftschluss und auch die Bewehrung wirkt aus Gleichgewichtsgründen mit. Nimmt die Rotation weiter zu, dann kann es durch Änderung des Zustandes des Betongurtes zu einer Steifigkeitsänderung kommen oder durch das Anliegen weiterer Schrauben zu einer erneuten Systemänderung.

Abhängig davon, ob Lochspiel in der Schraubenverbindung vorhanden ist oder nicht und ob der Tension-Stiffening-Effekt bei der Steifigkeitsberechnung berücksichtigt werden soll oder nicht, ergeben sich die vier folgenden Berechnungsvarianten.

10.2.6.2 Berechnung ohne TS-Effekt und ohne Lochspiel

Diese Variante stellt den einfachsten Fall dar. Abgesehen davon, dass die Lage der Druckresultierenden iterativ bestimmt werden muss, kann die Rotationssteifigkeit S_j direkt berechnet werden, da es abhängig von der Rotation weder System- noch Steifigkeitswechsel gibt. Man erhält im M - φ -Diagramm eine Gerade durch den Ursprung, deren Steigung der Anschlusssteifigkeit entspricht. Eine elastische Rotation ist möglich bis zum Fließen der Bewehrung oder bis zum Fließen einer Schraube. Im M - φ -Diagramm (vgl. Abbildung 10-21) ist der Fließbeginn durch eine kurze horizontale Gerade angedeutet, auch wenn bei einem realen Anschluss das Anschlussmoment nach Eintritt des Fließens mit geringerer Steigung weiter ansteigen würde, da in der Realität nicht alle Komponenten gleichzeitig fließen. Andererseits ist nicht berücksichtigt, dass das Fahnenblech oder die Verdübelung vorzeitig plastizieren können. Diese Effekte betreffen mehr die Tragfähigkeit und weniger die (elastische) Rotationssteifigkeit S_j , bzw. konkreter die Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$. Da der Berechnungsaufwand bei den anderen Varianten, bei denen die Zugversteifung und/oder das Lochspiel berücksichtigt werden, sprunghaft ansteigt, werden die nicht unmittelbar benötigten Effekte zugunsten eines einfachen Modells weggelassen. Ein Versagen der Verdübelung wird durch entsprechende Dimensionierung ausgeschlossen, und das Plastizieren des Fahnenblechs ist vollständig im Modell zur Bestimmung der Anschluss Tragfähigkeit enthalten. Wenn das in diesem Abschnitt vorgestellte Federmodell ausschließlich zur Steifigkeitsbestimmung S_j und nicht zur Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit $M_{j,Rd}$ verwendet wird, dann ist eine Überbeanspruchung des Anschlusses nicht zu befürchten.

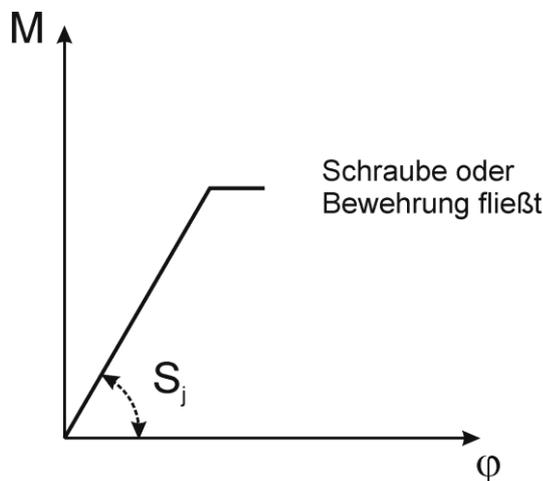


Abbildung 10-21: Anfang der M - φ -Charakteristik ohne Lochspiel und ohne TS-Effekt

10.2.6.3 Berechnung mit TS-Effekt und ohne Lochspiel

Diese Berechnungsvariante ist dadurch gekennzeichnet, dass sich die Steifigkeit $c_{w,1}$ der Ersatzfeder für die Bewehrung ändert, wenn der Beton vom ungerissenen in den gerissenen Zustand übergeht. Dadurch ändert sich abhängig von der Rotation auch die Anschlusssteifigkeit, was zu dem abschnittsweise linearen $M-\varphi$ -Diagramm in Abbildung 10-22 führt. Änderungen im statischen System finden nicht statt. Die Kurvendarstellung endet, wenn die Bewehrung oder eine Schraube zu Fließen beginnt. Im $M-\varphi$ -Diagramm wird dies durch eine kurze horizontale Fortsetzung der Kurve angedeutet. Wenn eine Schraube vor der Bewehrung fließt, dann endet die Kurve ggf. schon vor Beginn oder Abschluss der Rissbildung.

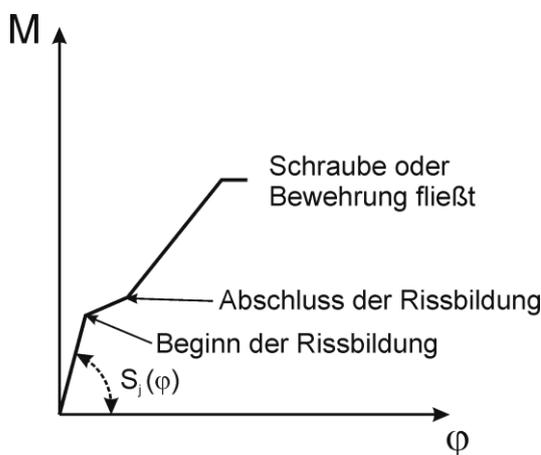


Abbildung 10-22: Anfang der $M-\varphi$ -Charakteristik ohne Lochspiel mit TS-Effekt

10.2.6.4 Berechnung ohne TS-Effekt und mit Lochspiel

Durch die Vernachlässigung des Tension-Stiffening-Effektes bleibt die Federsteifigkeit $c_{w,1a}$ der Ersatzfeder für die Bewehrung konstant. Wegen der durch das Lochspiel bedingten evtl. Änderungen des statischen Systems ändert sich abhängig von der Rotation aber u.U. auch die Lage der Druckkomponente, was sich in einer Änderung des Faktors k_{slip} und dadurch in einer Änderung der Federsteifigkeit $c_{w,1} = k_{slip} \cdot c_{w,1a}$ bemerkbar macht. Diese Variante ist bereits von einigen Fallunterscheidungen im Berechnungsablauf geprägt, was die Ermittlung des $M-\varphi$ -Diagramms verkompliziert. Insbesondere sind diverse Varianten bezüglich der Ausprägung des Lochspiels in Betracht zu ziehen. In Abbildung 10-23 sind die denkbaren Fälle qualitativ dargestellt. Die Kurve endet, wenn eine Schraube oder die Bewehrung fließt. Sie endet auch, sobald (sofern vorhanden) mehr als zwei Schrauben Kraftschluss besitzen, da bereits der Kraftschluss der zweiten Schraube keine signifikante Steifigkeitszunahme bringt.

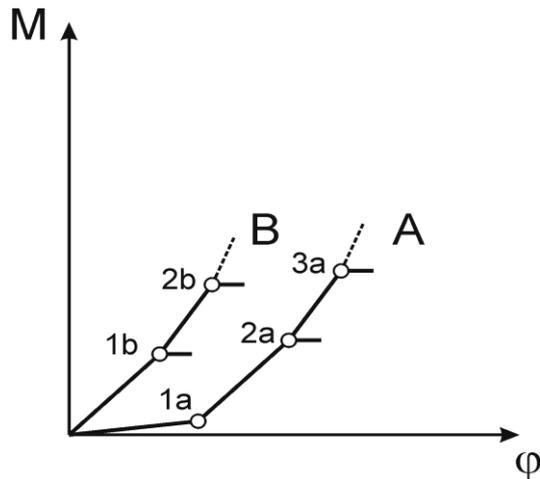


Abbildung 10-23: Anfang der M- ϕ -Charakteristik mit Lochspiel ohne TS-Effekt

Kurve A stellt den Standardfall dar, bei dem zu Beginn der Rotation keine der Schrauben Kontakt hat und nur die Biegesteifigkeit des Betongurtes in Form der Drehfeder $c_{\phi,3}$ vorhanden ist. Im Punkt 1a ist das Lochspiel der untersten Schraube überwunden und die Rotationssteifigkeit steigt sprunghaft an. Mit zunehmender Rotation fließt im Punkt 2a entweder die Bewehrung oder die unterste Schraube, oder eine weitere Schraube erhält Kraftschluss, so dass die Steifigkeit weiter zunimmt. Mit weiter zunehmender Rotation kann es im Punkt 3a entweder zum Fließen einer Komponente oder zum Kraftschluss in der dritten Schraube kommen, womit die Berechnung in jedem Fall abbricht.

Kurve B stellt den Sonderfall dar, dass alle Schrauben an der dem Hauptträger zugewandten Lochwandung anliegen und die Steifigkeit von Anfang an groß ist. Damit ist das Lochspiel in die andere Richtung aber maximal, so dass die Schrauben bei Beanspruchung in Richtung vom Hauptträger weg sofort ausfallen. Um die Steifigkeit bis zum Punkt 1b zu gewinnen ist deshalb eine iterative Berechnung nötig, indem zuerst alle Schrauben als wirksam betrachtet und im Nachgang jene eliminiert werden, die „Zug“ übertragen. Im Punkt 1b fließt entweder eine Komponente, oder es liegt eine weitere Schraube an. Sofern schon zwei oder mehr Schrauben Kontakt haben, endet die Berechnung, ansonsten wird sie mit etwas größerer Steifigkeit bis zum Punkt 2b fortgesetzt. Dort endet die Berechnung in jedem Fall, sei es durch Kraftschluss einer dritten Schraube oder durch Fließen einer der anderen Komponenten.

10.2.6.5 Berechnung mit TS-Effekt und mit Lochspiel

Bei der kompliziertesten der vier Berechnungsvarianten sind zur Bestimmung der anfänglichen Momenten-Rotations-Charakteristik sowohl die Änderung der Steifigkeit der Bewehrungs-Komponente als auch die Systemwechsel infolge der Überwindung von Lochspielen zu berücksichtigen. In Abbildung 10-24 ist qualitativ dargestellt, wel-

chen Verlauf die M - ϕ -Kurve abhängig von den individuellen Gegebenheiten und Randbedingungen nehmen kann. Der Sonderfall, dass bereits zu Beginn sämtliche Schrauben „auf Druck“ an den Lochwandungen anliegen, ist in analoger Weise zu Abbildung 10-23, Kurve B, denkbar und auch zu überprüfen, jedoch aus Gründen der Übersichtlichkeit in Abbildung 10-24 nicht eingezeichnet. Aufgrund der Ausführungen zu den anderen Berechnungsvarianten ist Abbildung 10-24 in Verbindung mit der Legende selbsterklärend.

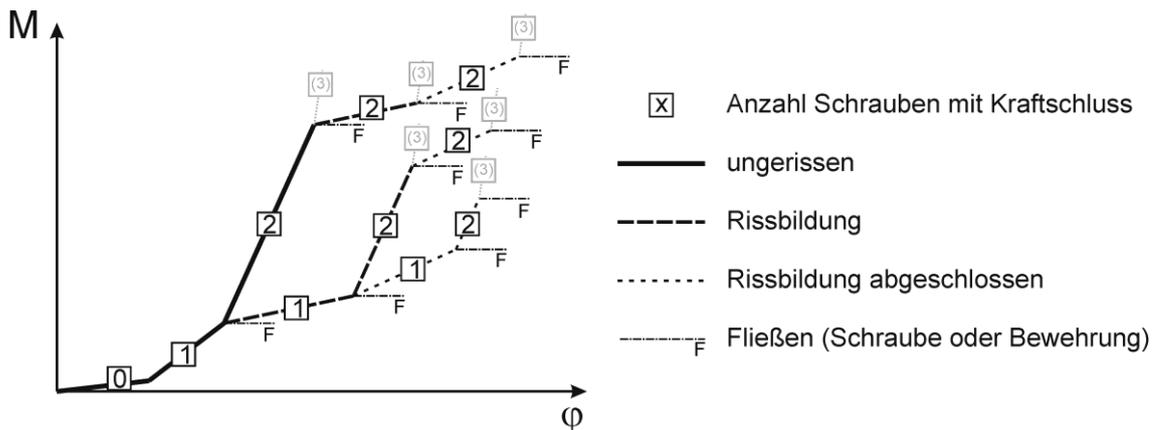


Abbildung 10-24: Anfang der M - ϕ -Charakteristik mit Lochspiel und mit TS-Effekt

10.2.6.6 Die Berechnungsvarianten im Vergleich

Mit der einfachsten Variante, bei der weder das Lochspiel noch die Zugversteifung berücksichtigt werden, lässt sich die Rotationssteifigkeit S_j , abgesehen von der notwendigen statisch unbestimmten Berechnung, noch gut von Hand ermitteln. Im Gegensatz dazu ist die zuletzt vorgestellte Variante mit Berücksichtigung beider Einflussgrößen aufgrund zahlreicher Wenn-Dann-Verzweigungen im Berechnungsablauf äußerst aufwendig. Für die weitere Auswertung wurde als Hilfsmittel eine Arbeitsmappe für die Tabellenkalkulation MS Excel [50] erstellt. Allein das Tabellenblatt zur Abarbeitung des in Abbildung 10-24 gezeigten Berechnungsschemas weist für einen vierzeiligen Anschluss (bei übersichtlicher Gestaltung und unter Einbeziehung der notwendigen Erläuterungen und Kommentare) einen Umfang von ca. 1700 Zeilen auf, woran man unschwer erkennt, dass von einer einfachen, praxistauglichen Berechnungsmethode nicht mehr die Rede sein kann.

Um die Unterschiede in der anfänglichen Momenten-Rotations-Charakteristik bei Anwendung der vier Berechnungsvarianten anhand konkreter Werte aufzuzeigen, werden diese exemplarisch für den Anschluss des Versuchs V2-2 ermittelt. Der Berechnung liegen die tatsächlichen Materialeigenschaften und Abmessungen zugrunde. Die Länge des negativen Momentenbereichs wird wie auf Laststufe 2 ermittelt mit 530 mm angenommen, was zu einer mitttragenden Breite $b_{\text{eff,Feder}} = 265$ mm führt. Es wirken

rechnerisch 1,77 Kopfbolzendübel mit, deren Steifigkeit im Sinne der Gleichung (10-31) mit $k_{sc} = 2000 \text{ kN/cm}$ in Anlehnung an [11] angesetzt wird. Die Länge der Bewehrung wird mit $L_{Bew} = 300 \text{ mm}$ bis zum ersten Kopfbolzendübel angenommen.

Auf die Darstellung einzelner Berechnungsschritte wird aus Platzgründen verzichtet. Die Berechnung erfolgt wie in Abschnitt 10.2.6.1 beschrieben. Die $M-\varphi$ -Kurve wird dabei aus einzelnen Teilgeraden aufgebaut, deren unterschiedliche Steigungen aus verschiedenen statischen Systemen und/oder sich ändernden Komponentensteifigkeiten resultieren.

In Abbildung 10-25 sind einige der theoretisch unendlich vielen Möglichkeiten dargestellt, wie das Lochspiel der Schraubenverbindungen verteilt sein kann. Die Angaben „links“ und „rechts“ beziehen sich auf die Lage des Nebenträgers relativ zum Hauptträger. Es wird nur auf Varianten mit gleich großem Lochspiel in allen Schrauben eingegangen, unterschiedlich große Lochspiele, z.B. aufgrund einer Verkantung oder Endverdrehung des Nebenträgers, werden nicht betrachtet.

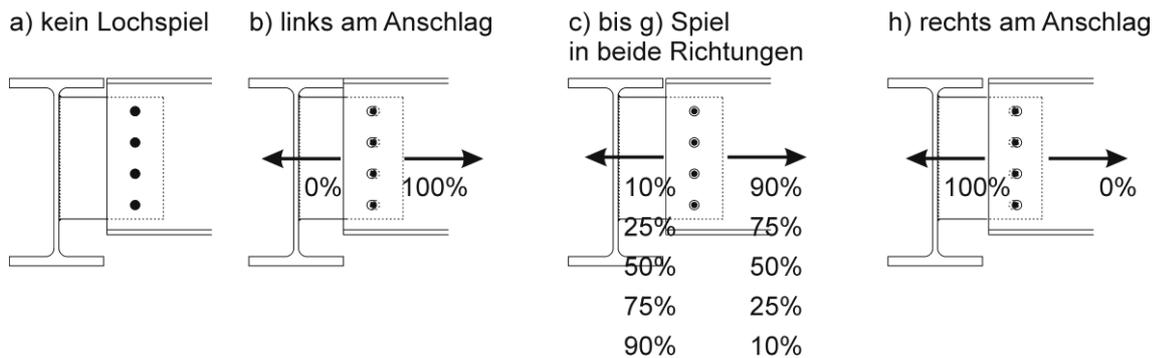


Abbildung 10-25: Einige mögliche Ausprägungen des Lochspiels

Für die gezeigten Varianten a) bis h) wurde die Berechnung jeweils mit und ohne Berücksichtigung der Zugversteifung durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 10-26 graphisch dargestellt (a) links, h) rechts).

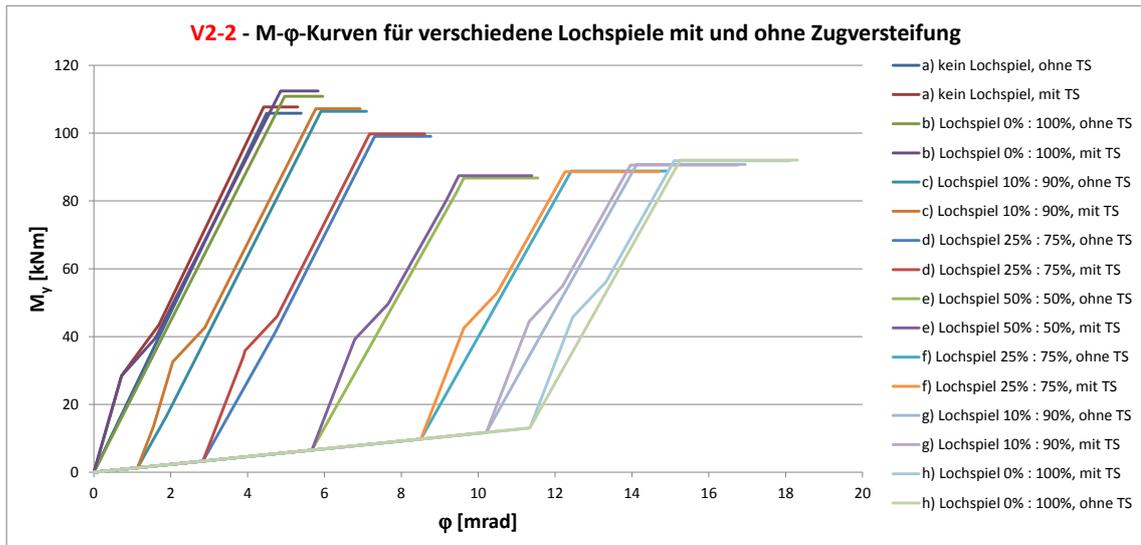


Abbildung 10-26: Mit dem Federmodell ermittelte M-φ-Charakteristiken

Der Tension-Stiffening-Effekt wirkt sich bei allen Lochspielvarianten steifigkeitserhöhend aus, solange die Anschlussmomente nicht größer als ca. 40 bis 55 kNm sind. Für größere Anschlussmomente besteht im Hinblick auf die Rotationssteifigkeit praktisch kein Unterschied zwischen den Berechnungsvarianten. Im Versuch wurden für V2-2 an der Stelle der Rotationsfeder im Schwerpunkt des Schraubenbildes bis zu ca. 160 kNm Anschlussmoment erzielt, das Anschlussverhalten ist bis ca. 80 kNm linear, ein stärkeres Abfallen der Steifigkeit tritt erst ab ca. 140 kNm auf (vgl. Abbildung 10-50 in Abschnitt 10.5.2).

Für Anschlussmomente $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ (bei V2-2 ca. 107 kNm entsprechend) gilt nach [14], Absatz 6.3.1 (6), bezüglich der Rotationssteifigkeit $S_j = S_{j,ini}$. Da sich die Zugversteifung nur auf geringem Lastniveau stärker auswirkt, würde man bei konsequenter Anwendung der Regel aus [14], Absatz 6.3.1 (6), die Steifigkeit S_j auf höherem Beanspruchungsniveau stark überschätzen bzw. die sich einstellende Rotation φ stark unterschätzen. Da Baukonstruktionen im Normalfall wirtschaftlich ausgelegt werden, ist die Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ weniger von Interesse als die (allgemeine) Rotationssteifigkeit S_j , die bis zu einem Beanspruchungsniveau $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ zutreffend sein muss. Deshalb kann die Empfehlung lauten, von der Regelung $S_j = S_{j,ini}$ für Momente $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ Abstand zu nehmen und S_j unter Berücksichtigung des TS-Effektes als $S_j(\varphi)$ in Abhängigkeit von der konkreten Rotation φ zu berechnen. Vielmehr bietet es sich aber an, den TS-Effekt einfach zu vernachlässigen. Dann nämlich ergibt sich hinsichtlich der Rotationssteifigkeit S_j für Momente in der Größenordnung $1/3 M_{j,Rd} \leq M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ im Vergleich zu einer Berechnung mit TS-Effekt kein nennenswerter Unterschied. Für Momente in der Größenordnung $M_{j,Ed} < 1/3 M_{j,Rd}$ wird S_j dann zwar unterschätzt und somit auch die sich tatsächlich einstellende Beanspruchung des Anschlusses. Weil der Anschluss aber auf einem derart niedrigen Belastungsniveau über genügend Tragreserven verfügt, stellt dies kein Problem dar.

Geht es darum, die Endverdrehung und damit die Durchbiegung des Nebenträgers zutreffend zu ermitteln, so ist der TS-Effekt erst recht von untergeordneter Bedeutung, da das Lochspiel deutlich größeren Einfluss auf die Rotation besitzt. Beispielsweise beträgt der Verdrehungsunterschied bei einem Moment von 80 kNm zwischen den Lochspielvarianten b) (0% : 100%) und e) (50% : 50%) 3,4 mrad gegenüber 9,2 mrad, was beinahe einem Faktor 3 entspricht.

Nach Abschluss der Rissbildung ist die Tangentensteifigkeit nach Augenschein bei allen Varianten gleich und damit vom Lochspiel unabhängig. In Zahlenwerten ausgedrückt bestehen aber durchaus Unterschiede (vgl. Tabelle 10-1).

Tabelle 10-1: Rotationssteifigkeiten (Tangentensteifigkeit) für verschiedene Lochspiele

Lochspiel-Variante	S_j ohne TS	S_j mit TS
[-]	[kNm/rad]	[kNm/rad]
a) ohne	23.548	23.548
b) 0% : 100%	22.326	22.353
c) 10% : 90%	22.352	22.352
d) 25% : 75%	22.352	22.352
e) 50% : 50%	22.352	22.352
f) 75% : 25%	20.185	20.185
g) 90% : 10%	20.185	20.185
h) 100% : 0%	20.185	20.185

Erwartungsgemäß hat die Zugversteifung nach Abschluss der Rissbildung keinen Einfluss mehr (minimale Unterschiede resultieren aus der iterativen Bestimmung des Druckpunktes). Abhängig vom Lochspiel ergeben sich aber drei verschiedene Steifigkeiten.

Ohne jedes Lochspiel wirken alle vier Schrauben mit und sorgen so für eine große Steifigkeit. Mit Lochspiel ergeben sich die in Abbildung 10-27 dargestellten Unterschiede.

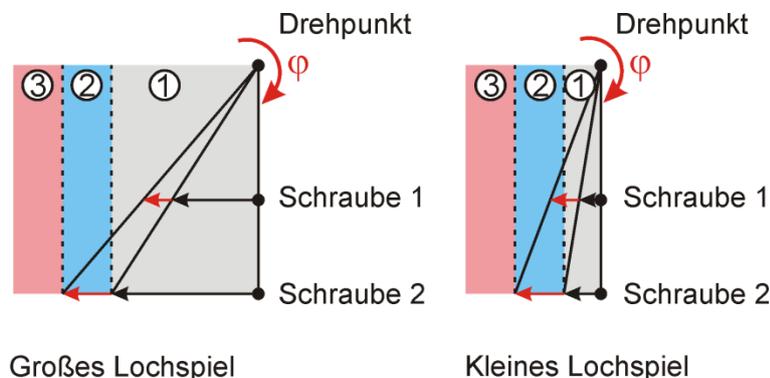


Abbildung 10-27: Vom Lochspiel abhängige Mitwirkung der Schrauben

Mit zunehmender Rotation φ überwindet die unterste Schraube das Lochspiel (grauer Bereich 1) und erhält Kraftschluss. Die Schraube verhält sich zuerst elastisch (blauer Bereich 2) und ab einer bestimmten Verformung plastisch (roter Bereich 3). Bei kleinen Lochspielen erhält die zweitunterste Schraube Kontakt, solange sich die unterste Schraube noch elastisch verhält, und trägt so zur Steifigkeit bei. Bei großen Lochspielen kommt die unterste Schraube ins Fließen, wenn die zweitunterste Schraube noch gar keinen Kontakt hat.

Aus demselben Grund tritt das durch die kurzen horizontalen Teile der M - φ -Kurven angedeutete Fließen einer Komponente für verschieden große Lochspiele auf höherem oder niedrigerem Momentenniveau auf (siehe Abbildung 10-26).

Bleibt der in der Praxis eher untypische Fall, dass überhaupt kein Lochspiel vorhanden ist, unberücksichtigt, so kann der durch unterschiedlich große Lochspiele verursachte Unterschied hinsichtlich der Rotationssteifigkeit (Tangentensteifigkeit) auf rund 10% beziffert werden.

10.3 Nachrechnung der 6 Versuche mit dem Federmodell

10.3.1 Vergleich mit den Versuchsergebnissen

Die Brauchbarkeit des Federmodells wird durch den Vergleich mit den Versuchsergebnissen überprüft. Da sich gemäß Modellvorstellung die Rotationsfeder im Schwerpunkt des Schraubenbildes befindet, müssen die Stützmomente $M_{\text{Stütz}}$ aus den Versuchen nach Gleichung (10-77) auf diese Stelle rückgerechnet werden.

$$M_j(x = e_x^*) = M_{\text{Stütz}} - V_z \cdot e_x^* \quad (10-77)$$

Die Messung der Rotation erfolgt wie in Abschnitt 6.4.1 erläutert auf zwei Arten und bereits an der richtigen Stelle. Allerdings sorgt die auf das Fahnenblech einwirkende Querkraft für einen Rotationsanteil, der in den Messwerten enthalten ist. Da das Federmodell nur die Verdrehung infolge des Anschlussmomentes berücksichtigt, muss die aus Querkraft resultierende Verdrehung herausgerechnet werden, um die Vergleichbarkeit mit den berechneten Werten zu gewährleisten. Näherungsweise erfolgt dies nach Gleichung (10-78) und ist wegen des kleineren Fahnenblechquerschnitts insbesondere für die Versuche der Reihe 1 von Bedeutung. „Anteil $V_{z,\text{FB}}$ “ ist der in Tabelle 6-21 und Tabelle 6-22 ausgewiesene Prozentsatz, zu dem das Fahnenblech an der Abtragung der Anschlussquerkraft beteiligt ist. Für höhere Laststufen ist kein Wert verfügbar, so dass für diese der letzte verfügbare Wert verwendet wird, zumal im Zusammenhang mit der Steifigkeit primär die unteren Laststufen von Interesse sind.

$$\varphi_{red} = \varphi - \Delta\varphi(V_z) = \varphi - \frac{\text{Anteil } V_{z,FB} \cdot V_z \cdot e_x^2}{2 \cdot EI_{y,FB}} \quad (10-78)$$

Die experimentell ermittelten und um die genannten Einflüsse bereinigten Momente M_j und Rotationen $\varphi_{y,red}$ sind in Tabelle 10-2 bis Tabelle 10-7 (grau hinterlegt) zusammengestellt. Dabei ist unterschieden, ob die Verdrehung mit den horizontal oder den vertikal angebrachten Wegaufnehmern ermittelt wurde.

Tabelle 10-2: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und -rotationen (V1-1)

V1-1			Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	$M_{Stütz}$	M_j	φ_y	$\varphi_{y,red}$	φ_y	$\varphi_{y,red}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	15,7	5,5	0,0030	0,0024	0,0036	0,0030
2	23,9	10,0	0,0044	0,0036	0,0049	0,0040
3	34,5	15,6	0,0062	0,0049	0,0069	0,0056
4	37,6	15,6	0,0076	0,0059	0,0084	0,0067
5	41,0	16,0	0,0095	0,0076	0,0104	0,0084
6	42,1	15,8	0,0110	0,0090	0,0123	0,0103
7	43,5	15,5	0,0137	0,0116	0,0155	0,0134
8	46,5	16,9	0,0186	0,0163	0,0199	0,0176
8a	49,7	19,3	0,0200	0,0177	0,0213	0,0189
8b	50,5	19,2	0,0256	0,0232	0,0271	0,0247
9	51,5	19,5	0,0304	0,0279	0,0314	0,0290
9a	50,3	18,1	0,0361	0,0337	0,0368	0,0344
10	49,6	17,1	0,0398	0,0373	0,0402	0,0377
11	47,5	14,6	0,0553	0,0528	0,0537	0,0512
12	41,4	8,0	0,0705	0,0680	0,0667	0,0641
13	43,8	10,0	0,0832	0,0806	0,0781	0,0756

Tabelle 10-3: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und -rotationen (V1-2)

V1-2			Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	$M_{Stütz}$	M_j	Φ_y	$\Phi_{y,red}$	Φ_y	$\Phi_{y,red}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	13,4	1,8	0,0038	0,0029	0,0041	0,0032
2	18,1	3,1	0,0052	0,0041	0,0054	0,0042
3	22,7	4,1	0,0062	0,0048	0,0072	0,0058
4	29,6	6,4	0,0090	0,0073	0,0098	0,0081
5	31,6	6,9	0,0105	0,0086	0,0112	0,0093
6	33,6	7,2	0,0127	0,0107	0,0133	0,0113
7	36,8	7,4	0,0189	0,0167	0,0188	0,0166
8	38,9	8,1	0,0250	0,0226	0,0245	0,0221
8a	42,4	10,8	0,0277	0,0253	0,0268	0,0244
9	42,2	10,4	0,0310	0,0285	0,0297	0,0273
9a	43,2	11,1	0,0344	0,0319	0,0326	0,0301
10	40,5	9,8	0,0413	0,0390	0,0383	0,0359
11	39,5	8,1	0,0545	0,0521	0,0512	0,0488
12	36,4	5,6	0,0665	0,0641	0,0644	0,0621
13	36,5	5,6	0,0707	0,0683	0,0770	0,0747

Tabelle 10-4: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und -rotationen (V1-3)

V1-3			Wegaufnehmer 4 und 7 (vertikal)		Wegaufnehmer 6 und 8 (horizontal)	
Laststufe	$M_{Stütz}$	M_j	Φ_y	$\Phi_{y,red}$	Φ_y	$\Phi_{y,red}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	13,5	3,5	0,0031	0,0024	0,0031	0,0024
2	19,2	5,8	0,0044	0,0034	0,0046	0,0036
3	29,2	9,0	0,0068	0,0054	0,0078	0,0064
4	33,6	10,3	0,0086	0,0069	0,0097	0,0080
5	35,5	10,8	0,0097	0,0080	0,0109	0,0091
6	35,9	9,9	0,0117	0,0098	0,0128	0,0110
6a	40,7	13,0	0,0146	0,0126	0,0159	0,0139
7	41,2	12,0	0,0189	0,0169	0,0205	0,0184
8	45,0	14,2	0,0256	0,0234	0,0265	0,0243
9	46,9	15,5	0,0326	0,0304	0,0323	0,0301
10	49,0	17,4	0,0390	0,0368	0,0385	0,0362
11	49,0	17,7	0,0527	0,0505	0,0506	0,0484
12	48,5	17,3	0,0630	0,0608	0,0629	0,0607
13	48,7	18,0	0,0716	0,0694	0,0733	0,0711

Tabelle 10-5: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und -rotationen (V2-1)

V2-1			Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	$M_{\text{Stütz}}$	M_j	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	39,2	18,2	0,0021	0,0019	0,0042	0,0040
2	58,6	26,5	0,0043	0,0040	0,0063	0,0060
3	107	55,1	0,0083	0,0079	0,0099	0,0096
4	121	63,4	0,0099	0,0095	0,0115	0,0111
5	137	73,0	0,0112	0,0108	0,0131	0,0127
6	146	78,9	0,0125	0,0121	0,0147	0,0143
6a	158	87,4	0,0126	0,0121	0,0164	0,0159
7	164	92,2	0,0134	0,0129	0,0181	0,0177
7a	176	101	0,0161	0,0156	0,0215	0,0211
8	180	104	0,0191	0,0186	0,0249	0,0245
8a	181	105	0,0218	0,0213	0,0283	0,0279
9	181	103	0,0286	0,0281	0,0349	0,0344
10	179	99,9	0,0349	0,0344	0,0420	0,0415
11	175	94,9	0,0344	0,0339	0,0509	0,0504
12	163	82,5	0,0565	0,0560	0,0609	0,0604
13	169	87,4			0,0679	0,0674

Tabelle 10-6: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und -rotationen (V2-2)

V2-2			Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	$M_{\text{Stütz}}$	M_j	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	48,8	25,8	0,0024	0,0023	0,0021	0,0020
2	75,4	41,0	0,0039	0,0037	0,0035	0,0034
3	132	77,9	0,0058	0,0055	0,0067	0,0065
4	153	92,3	0,0071	0,0068	0,0083	0,0080
5	172	107	0,0084	0,0081	0,0099	0,0096
6	188	119	0,0096	0,0093	0,0116	0,0112
6a	195	125	0,0109	0,0106	0,0132	0,0129
7	212	138	0,0120	0,0117	0,0148	0,0145
7a	221	145	0,0148	0,0144	0,0182	0,0178
8	230	153	0,0179	0,0175	0,0212	0,0208
8a	232	155	0,0215	0,0211	0,0240	0,0236
8b	234	157	0,0252	0,0248	0,0269	0,0265
9	236	158	0,0282	0,0278	0,0300	0,0296
10	232	153	0,0369	0,0365	0,0372	0,0368
11	218	138	0,0503	0,0499	0,0457	0,0453
12	208	127	0,0678	0,0674	0,0543	0,0539
13	202	119			0,0620	0,0616

Tabelle 10-7: Auf $x = e_x^*$ bezogene Anschlussmomente und –rotationen (V2-3)

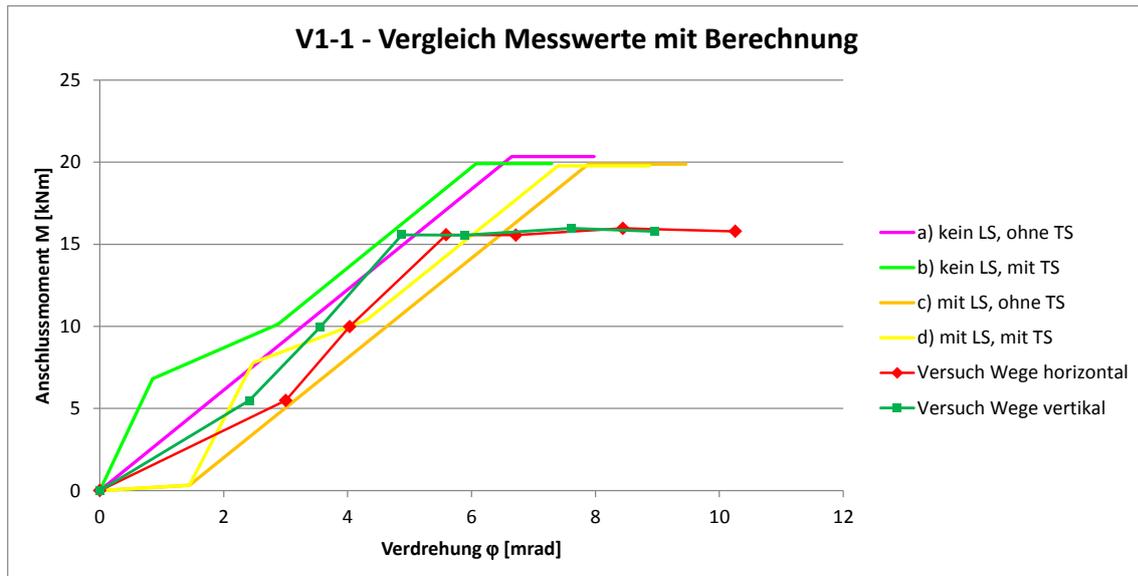
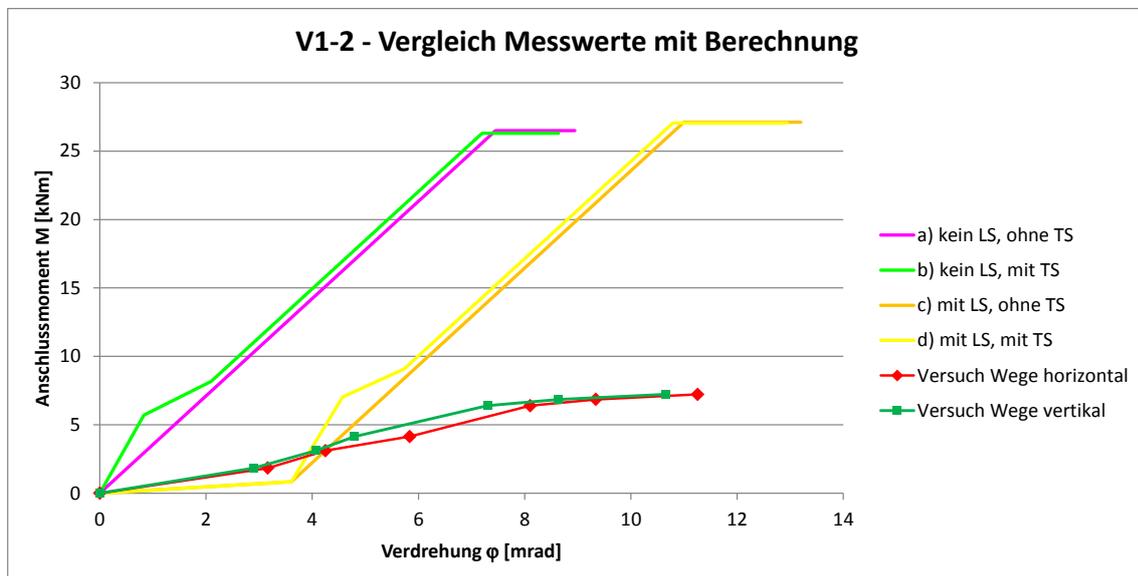
V2-3			Wegaufnehmer 5 bis 8 (vertikal)		Wegaufnehmer 11 bis 14 (horizontal)	
Laststufe	$M_{\text{Stütz}}$	M_j	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$	Φ_y	$\Phi_{y,\text{red}}$
[-]	[kNm]	[kNm]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
0	0	0,0	0	0,0000	0	0,0000
1	45,0	22,9	0,0022	0,0021	0,0032	0,0030
2	70,9	37,4	0,0035	0,0034	0,0050	0,0048
3	118	65,6	0,0065	0,0063	0,0084	0,0083
4	133	74,9	0,0076	0,0074	0,0100	0,0099
5	147	84,1	0,0088	0,0086	0,0116	0,0114
6	160	93,2	0,0101	0,0099	0,0131	0,0129
7	178	106	0,0123	0,0121	0,0163	0,0161
7a	188	114	0,0151	0,0149	0,0194	0,0192
8	200	123	0,0194	0,0192	0,0225	0,0223
8a	202	125	0,0223	0,0221	0,0256	0,0254
8b	209	131	0,0256	0,0254	0,0288	0,0286
9	214	136	0,0290	0,0288	0,0322	0,0320
10	220	141	0,0362	0,0360	0,0386	0,0384
11	229	148	0,0424	0,0422	0,0445	0,0443
12	235	152	0,0482	0,0480	0,0503	0,0501
13	240	157	0,0571	0,0569	0,0555	0,0553

In Tabelle 10-8 sind die für die Steifigkeitsberechnung erforderlichen Eingangswerte für die 6 Versuche zusammengestellt.

Tabelle 10-8: Parameter für die Berechnung der Rotationssteifigkeit

Versuch	L (M < 0)	N_{KBD} (M < 0)	k_{sc}	$b_{\text{eff,Feder}}$	L_{Bew}	Verteilung Lochspiel	Ersatzfeder Schraube + Fahnenblech			
							$c_{w,2-1}$	$c_{w,2-2}$	$c_{w,2-3}$	$c_{w,2-4}$
[-]	[m]	[-]	[kN/cm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]	[kN/cm]
V1-1	0,39	1,30	2.000	195	300	10% : 90%	1.580	1.580	-	-
V1-2	0,28	0,93	2.000	140	300	25% : 75%	1.580	1.580	-	-
V1-3	0,32	1,07	2.000	160	300	10% : 90%	985	985	-	-
V2-1	0,45	1,50	2.000	225	300	25% : 75%	1.439	1.507	1.507	1.439
V2-2	0,53	1,77	2.000	265	300	25% : 75%	1.437	1.504	1.504	1.437
V2-3	0,50	1,67	2.000	250	300	10% : 90%	1.431	1.498	1.498	1.431

Die Diagramme in Abbildung 10-28 bis Abbildung 10-33 enthalten für die unteren Laststufen die auf zweierlei Arten gemessenen Momenten-Rotations-Kurven (grün und rot). Außerdem sind die mit dem Modell ermittelten M- φ -Linien für die vier vorgestellten Varianten mit und ohne Lochspiel (LS) sowie mit und ohne TS-Effekt (TS) eingezeichnet. Dabei ist das Lochspiel aus den in Abbildung 10-25 gezeigten Möglichkeiten so gewählt, dass die rechnerisch ermittelte Kurve möglichst nahe an der experimentell ermittelten Kurve zu liegen kommt. Die gewählte Lochspielvariante ist in der 7. Spalte von Tabelle 10-8 angegeben.

Abbildung 10-28: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V1-1)Abbildung 10-29: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V1-2)

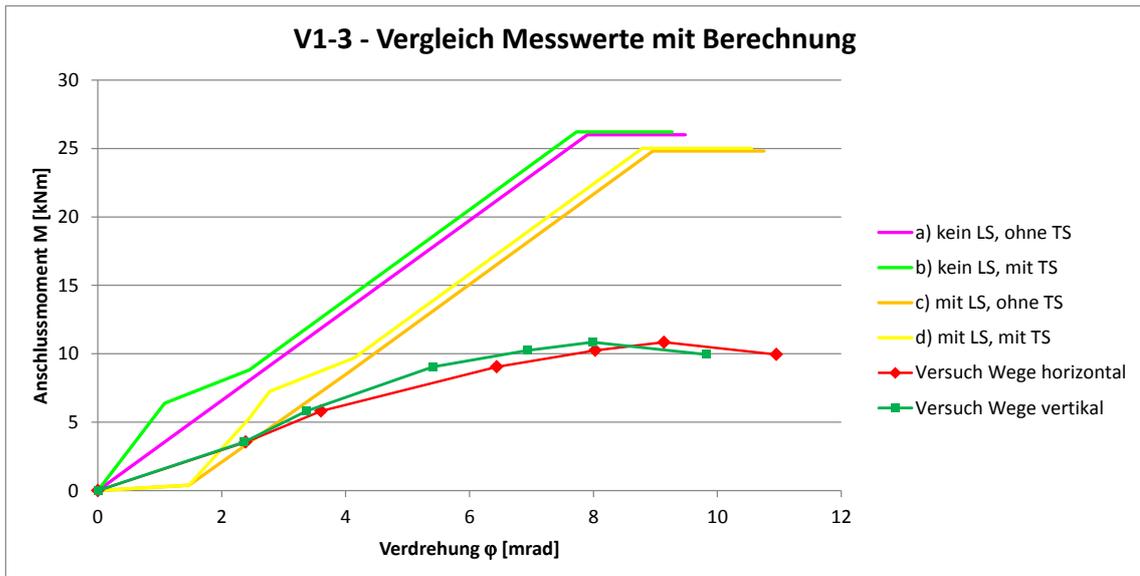


Abbildung 10-30: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V1-3)

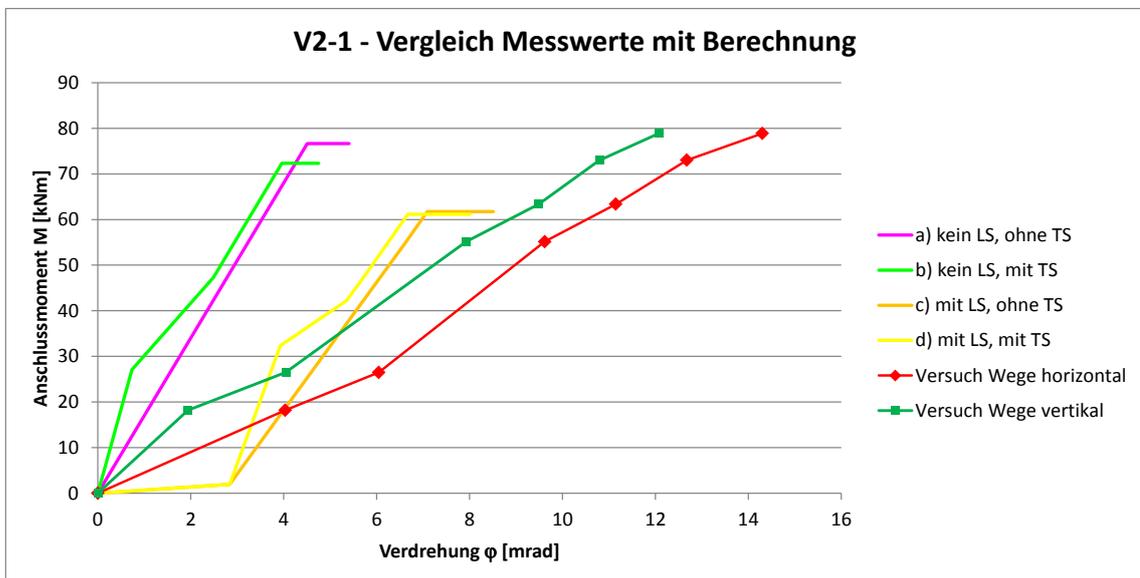


Abbildung 10-31: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V2-1)

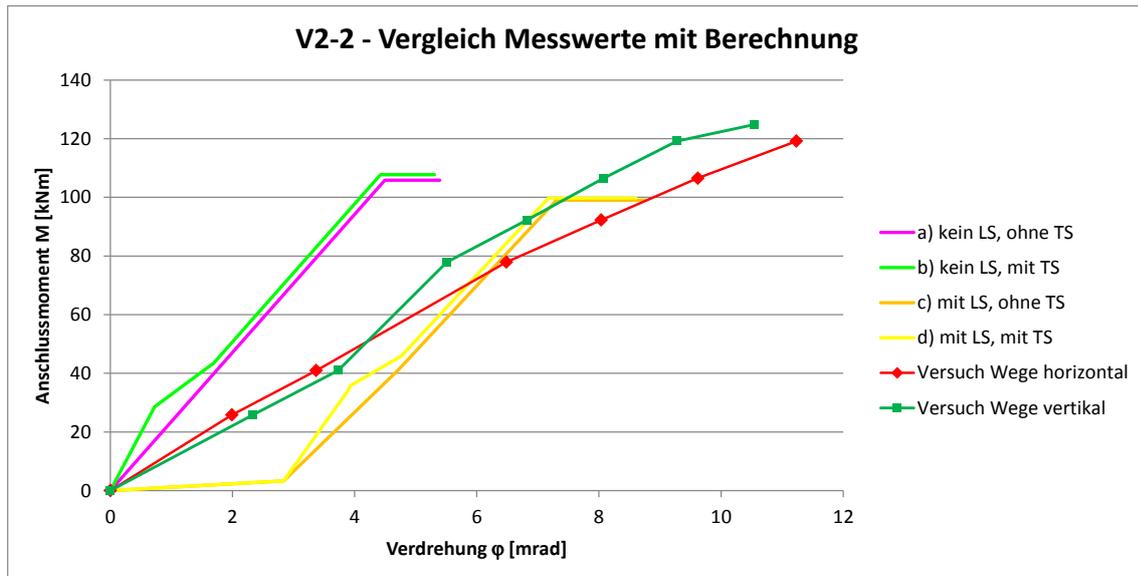


Abbildung 10-32: Gemessene und berechnete M-φ-Charakteristik im Vergleich (V2-2)

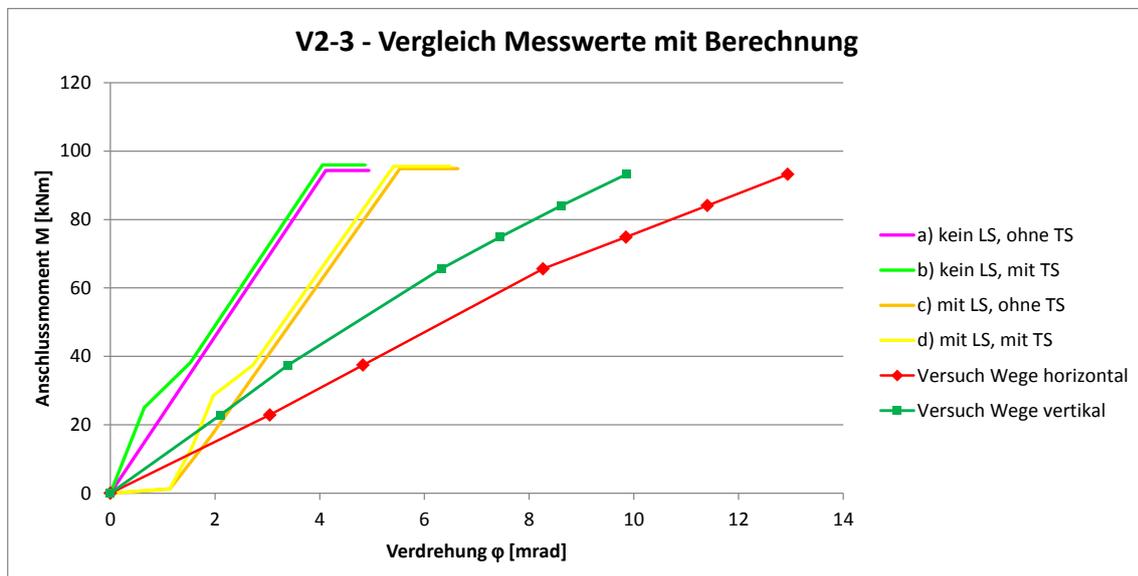


Abbildung 10-33: Gemessene und berechnete M-φ-Charakteristik im Vergleich (V2-3)

10.3.2 Bewertung der Berechnungsergebnisse

Mit Ausnahme des Versuchs V1-1 ist die berechnete Rotationssteifigkeit durchwegs deutlich größer als die tatsächlich vorhandene. Die gute Übereinstimmung bei Versuch V1-1 wird als „Zufallstreffer“ interpretiert, da sich dieser Versuch in anderem Zusammenhang schon mehrmals als schwierig begründbar zu steif oder zu tragfähig erwiesen hat und deshalb grundsätzlich als „Ausreißer“ in Betracht kommt.

Um eine bessere Übereinstimmung zu erzielen, muss die Steifigkeit des Federmodells reduziert werden. Das Modell selbst soll wie vorgestellt beibehalten werden, und auch an der Länge des negativen Momentenbereichs und der daraus resultierenden mittragenden Breite $b_{\text{eff,Feder}}$ soll nichts geändert werden, da die Momentenverteilung ja aus dem Versuch bekannt ist. Deshalb wird die Steifigkeit einzelner Komponenten direkt reduziert, wie im folgenden Abschnitt beschrieben.

10.4 Anpassung der Modellparameter

10.4.1 Länge der Bewehrung

Die Länge L_{Bew} hat direkten Einfluss auf die Steifigkeit $c_{w,1a}$ der Ersatzfeder für die Bewehrung und verhält sich umgekehrt proportional zu dieser. Eine Vergrößerung von L_{Bew} ist geeignet, die Komponentensteifigkeit $c_{w,1a}$ zu verringern. Bisher wurde für L_{Bew} der Abstand zwischen der Hauptträgerachse und dem ersten Kopfbolzendübel angesetzt. Bedenkt man, dass jede Bewehrung eine Verankerungslänge benötigt, innerhalb der über Verbundspannungen die zu verankernde Kraft kontinuierlich eingeleitet wird, so ist klar, dass bereits innerhalb der Verankerungslänge Dehnungen in der Bewehrung auftreten müssen. Aus diesem Grund wird vorgeschlagen, die Länge L_{Bew} über den ersten Kopfbolzendübel hinaus zumindest um die halbe mittragende Breite $b_{\text{eff,Feder}}$ zu vergrößern. Dem Vorschlag liegt eine Lastausbreitung unter 1:2 zugrunde, die vom ersten Kopfbolzendübel, wie in Abbildung 10-34 dargestellt, ausgeht.

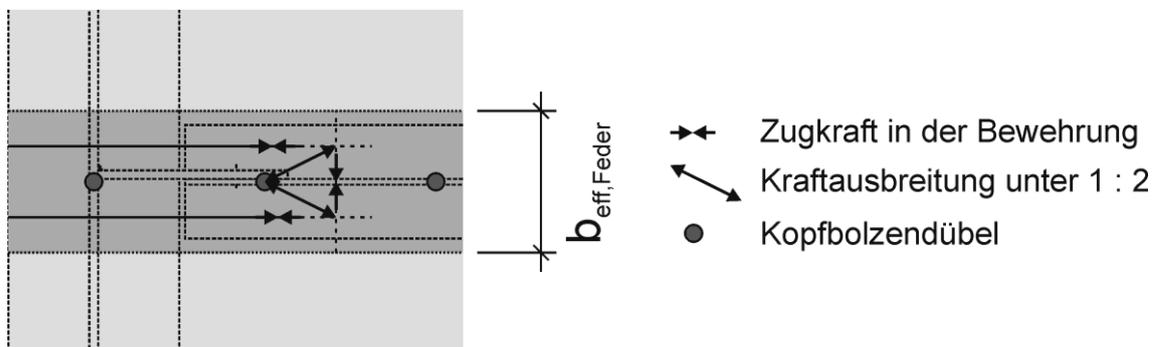


Abbildung 10-34: Kraftausbreitung vom Kopfbolzen in die Bewehrung

10.4.2 Steifigkeit der Verbundmittel

Die Schubsteifigkeit der Verbundmittel beeinflusst durch die Serienschaltung der daraus resultierenden Feder mit der Ersatzfeder für die Bewehrung direkt die Rotationssteifigkeit des Anschlusses.

Die Angaben in Normung und Literatur bezüglich der Größe der Steifigkeit eines Verbundmittels, nach [15], Anhang A, A.3, mit k_{sc} bezeichnet, unterliegen starken Streuungen oder sind nicht für alle Schaftdurchmesser von Kopfbolzendübeln verfügbar. In [15] ist nur für Kopfbolzendübel mit \varnothing 19 mm ein Wert angegeben, gültig für Vollbetonplatten und in Kombination mit Profilblechen: $k_{sc} = 1000$ kN/cm.

In [11] ist für Kopfbolzendübel mit Schaftdurchmesser 19 mm oder 22 mm in Verbindung mit Vollbetonplatten eine Steifigkeit $c_s = 3000$ kN/cm und in Verbindung mit Profilblechen $c_s = 2000$ kN/cm angegeben, die für die bisherigen Berechnungen der Rotationssteifigkeit angesetzt wurde.

In [24] wird die Federsteifigkeit eines Verbundmittels mit C_D bezeichnet. In Verbindung mit Profilblechen beträgt $C_D = 1250$ kN/cm für Kopfbolzendübel mit \varnothing 19 mm und $C_D = 1500$ kN/cm für Kopfbolzendübel mit \varnothing 22 mm.

In [43] werden mit Bezug auf die Arbeit von *Dabaon* [5] gegenüber [11] und [24] geringere Werte ausgewiesen (dort mit c_{Rd} bezeichnet), beispielsweise $c_{Rd} = 1130$ kN/cm für Kopfbolzendübel \varnothing 19 mm und $c_{Rd} = 750$ kN/cm für \varnothing 22 mm, wobei aus [43] nicht hervorgeht, warum für Dübel mit \varnothing 19 mm eine größere Steifigkeit angegeben wird als für Dübel mit \varnothing 22 mm.

In [33] sind mit Bezug auf die Arbeiten von *Becker* [2], *Aribert* und *Aziz* [1], *Lebet* [35] sowie *Ollgaard et al.* [41] Formeln „zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von randfernen Kopfbolzendübeln in Vollbetongurten aus Normalbeton“ [33] abgedruckt, die in den Gleichungen (10-79) bis (10-82) wiedergegeben sind. Diese Formeln drücken die Dübelkraft (mit P bezeichnet) in Abhängigkeit von der Dübeltragfähigkeit (mit P_t bezeichnet) und der Schlupfverformung (mit s bezeichnet) aus. In die Formel von *Becker* geht zusätzlich noch der mittlere Schlupf s_t bei Traglast ein, für den $s_t = 2,5$ mm angenommen wird.

Becker [2]:

$$P = P_t \cdot \frac{12 \cdot (s/s_t) - (s/s_t)^{1,6}}{1 + 10 \cdot (s/s_t)} \quad (10-79)$$

Aribert und *Aziz* [1]:

$$P = P_t \cdot (1 - e^{-0,7 \cdot s})^{0,8} \quad (10-80)$$

Lebet [35]:

$$P = P_t \cdot \frac{4,3 \cdot s}{1 + 4,3 \cdot s} \quad (10-81)$$

Ollgaard et al. [41]:

$$P = P_t \cdot (1 - e^{-0,709 \cdot s})^{0,44} \quad (10-82)$$

Auch wenn die Gleichungen (10-79) bis (10-82) für Vollbetonplatten gelten, so werden für die nachfolgenden Betrachtungen für P_t doch die Werte für P_{Rd} aus Tabelle 7-1, die nach [15] unter Berücksichtigung der quer verlaufenden Profilbleche berechnet wurden, angesetzt. Dies wird damit begründet, dass sich die Steifigkeiten für die Verbundmittel nach [11] mit und ohne Profilblech um den Faktor 1,5 unterscheiden, nach [24] unterscheiden sie sich sogar um den Faktor 2. Da sich die Dübeltragfähigkeiten P_{Rd} mit und ohne Profilblech nur um den Faktor 1,33 unterscheiden, werden sich auch die mit den Gleichungen (10-79) bis (10-82) berechneten Steifigkeiten der Verbundmittel nur um diesen Faktor unterscheiden. Weil unstrittig ist, dass die Nachgiebigkeit der Verbundmittel in Verbindung mit Profilblechen größer ist als bei einer Vollbetonplatte, erscheint diese Vorgehensweise geeignet, diesem Umstand grundsätzlich Rechnung zu tragen und dabei dennoch nicht die Steifigkeit zu sehr zu unterschätzen.

In Abbildung 10-35 sind die vier Ansätze exemplarisch für den Versuch V2-2 mit einer Dübeltragfähigkeit $P_{Rd} = 93,4$ kN graphisch dargestellt.

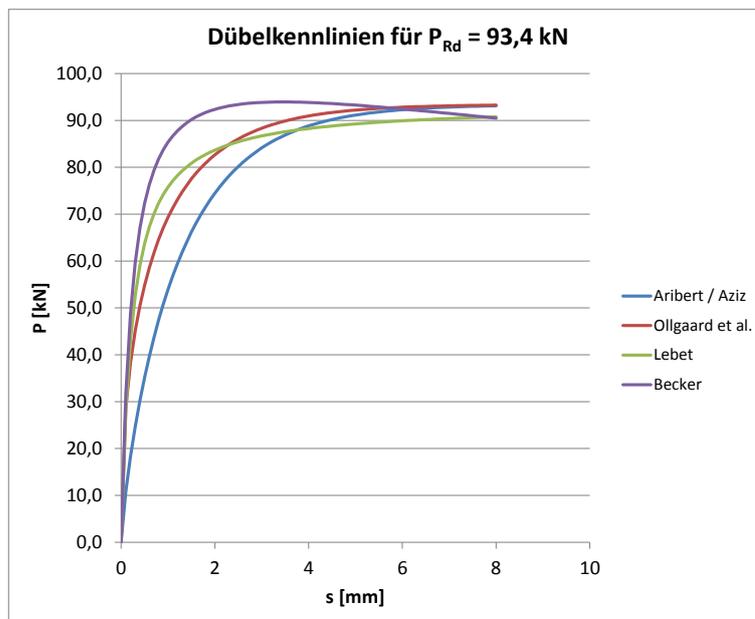


Abbildung 10-35: Vier Ansätze zur Darstellung der Dübelkennlinie (V2-2)

Für die Versuchsnachrechnung gibt die gemessene Relativverschiebung zwischen Profilblech und Stahlträger einen Anhaltspunkt für die Schlupfverformungen s . Für Versuchsreihe 1 wird die Messung des Weggebers 3 (vgl. Abbildung 5-12 ff.), für Versuchsreihe 2 werden die Messungen der Weggeber 3 und 4 (vgl. Abbildung 5-16 ff.) herangezogen. Für die untersten vier Laststufen sind die Messwerte in Tabelle 10-9 zusammengestellt.

Tabelle 10-9: Schlupf in der Verbundfuge für die Laststufen 1 bis 4

Laststufe	Schlupf [mm] (Weggeber 3)			Schlupf [mm] (Weggeber 4)			Schlupf [mm] (Weggeber 3)		
	V1-1	V1-2	V1-3	V2-1	V2-2	V2-3	V2-1	V2-2	V2-3
1	-0,2	-0,3	-0,2	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,2
2	-0,6	-0,4	-0,2	-0,2	-0,3	-0,3	0,0	-0,3	-0,5
3	-1,0	-0,6	-0,5	-0,8	-1,0	-1,0	-0,3	-0,7	-0,9
4	-1,3	-0,9	-0,7	-1,1	-1,3	-1,4	-0,6	-1,0	-1,2

Zur Berechnung der Federsteifigkeit k_{sc} der Verbundmittel als Sekantensteifigkeit wird in etwa der Schlupf auf Laststufe 2 bis 3 als relevant erachtet. Tabelle 10-10 enthält die Eingangswerte und als Ergebnis die Sekantensteifigkeiten, die sich mit den vier Ansätzen nach Gleichung (10-79) bis (10-82) ergeben. In der rechten Spalte von Tabelle 10-10 ist die geringste der vier Steifigkeiten nochmals abgedruckt. Weil diese für jeden Versuch wesentlich geringer ist als der bisher einheitlich angesetzte Wert $c_s = 2000$ kN/cm nach [11], erfüllt sie den Zweck, die Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses in einem Maß, das durch Literaturquellen zu rechtfertigen ist, zu reduzieren.

Tabelle 10-10: Federsteifigkeit für Kopfbolzendübel nach verschiedenen Ansätzen

Versuch	P_{Rd}	s	Becker		Aribert / Aziz		Lebet		Ollgaard et al.		min k_{sc}
			$P(s)$	$k_{sc} = P(s)/s$	$P(s)$	$k_{sc} = P(s)/s$	$P(s)$	$k_{sc} = P(s)/s$	$P(s)$	$k_{sc} = P(s)/s$	
[-]	[kN]	[mm]	[kN]	[kN/cm]	[kN]	[kN/cm]	[kN]	[kN/cm]	[kN]	[kN/cm]	[kN/cm]
V1-1	58	0,8	50,8	635	29,5	368	44,9	562	40,1	502	368
V1-2	51,3	0,5	39,7	795	19,3	387	35,0	700	30,1	603	387
V1-3	50	0,4	35,9	897	16,2	405	31,6	790	27,0	676	405
V2-1	111,3	0,5	86,2	1.724	41,9	839	76,0	1.519	65,4	1.308	839
V2-2	93,4	0,7	79,4	1.134	43,7	625	70,1	1.002	61,8	883	625
V2-3	94,6	0,7	80,4	1.149	44,3	633	71,0	1.014	62,6	894	633

10.4.3 Steifigkeit der Schraubenverbindungen

Im ersten Ansatz wurde die Ersatzfedersteifigkeit der Schraubenverbindungen mit Hilfe der in [14] genannten Steifigkeitskoeffizienten k_{11} und k_{12} berechnet. In [44] wird ausgeführt, dass die Steifigkeitskoeffizienten für Abscheren und Lochleibung von *Jaspart* entwickelt worden sind. Im Beitrag [42] unter Mitwirkung *Jasparts* als Koautor, sind u.a. für die Komponente Abscheren die Steifigkeit S_b und für die Komponente Lochleibung die Steifigkeit S_p angegeben.

Die Steifigkeiten lauten:

$$S_b = 8 d^2 f_{ub} / d_{M16} \quad (10-83)$$

$$S_p = 12 k_b k_t d f_u \quad (10-84)$$

Zum Vergleich werden die Steifigkeitskoeffizienten aus [14] für Abscheren (k_{11}) und Lochleibung (k_{12}) betrachtet. Diese lauten:

$$k_{11} = \frac{16 n_b d^2 f_{ub}}{E d_{M16}} \quad (10-85)$$

$$k_{12} = \frac{24 n_b k_b k_t d f_u}{E} \quad (10-86)$$

Die verwendeten Formelzeichen entsprechen in beiden Darstellungen einander, ihre Bedeutung ist hier nicht weiter von Belang und kann [14] oder [42] entnommen werden. Die Gleichungen (10-83) und (10-84) gelten für eine einzelne Schraube. Wird in den Gleichungen (10-85) und (10-86) der Faktor für die Anzahl der Schraubenreihen $n_b = 1$ gesetzt, so besteht diesbezüglich kein Unterschied mehr in der Darstellungsweise. Der Elastizitätsmodul im Nenner der Gleichungen (10-85) und (10-86) ist darin begründet, dass es sich bei den Gleichungen (10-83) und (10-84) um Steifigkeiten handelt und bei den Gleichungen (10-85) und (10-86) um Steifigkeitskoeffizienten.

Die Abweichungen im formalen Aufbau der Gleichungen sind somit leicht nachvollziehbar. Nicht erklärbar ist hingegen, dass sich unabhängig von der Darstellungsweise als Steifigkeit oder Steifigkeitskoeffizient mit den Angaben aus [14] doppelt so große Federsteifigkeiten ergeben wie mit den Angaben aus [42].

Diese Erkenntnis fügt sich optimal in das Bild, dass im ersten Ansatz die Rotationssteifigkeiten der Anschlüsse viel zu groß berechnet worden sind.

Um nun die Federsteifigkeiten $c_{w,2a-i}$ der Ersatzfedern für die Schrauben nicht einfach unbesehen zu halbieren, werden zuvor die Angaben aus [42] durch eine Vergleichsrechnung verifiziert.

In [45] sind zahlreiche Versuche an Schraubenverbindungen zusammengestellt. Auf die Problematik eines einschnittigen Fahnenblechanschlusses übertragbar ist ein Zugversuch an dem in Abbildung 10-36 dargestellten Probekörper.

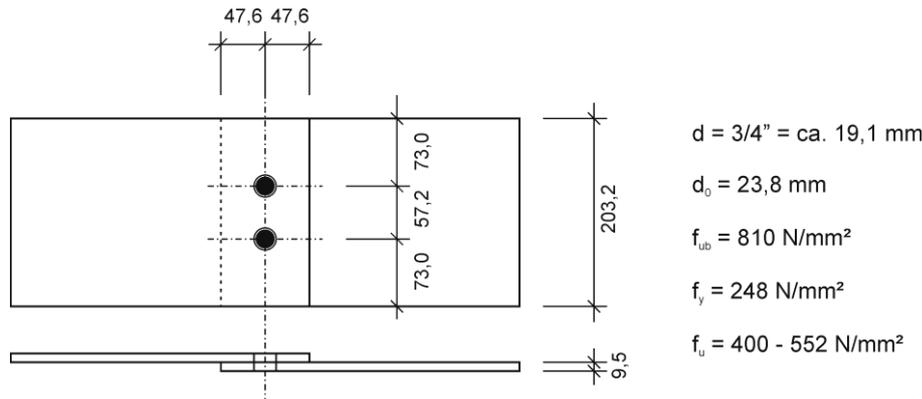


Abbildung 10-36: Einschnittiger Probekörper für Zugversuch

Mit den gegebenen Werkstoffkennwerten und Abmessungen ergeben sich nach [14] oder nach [42] folgende Eingangswerte für die Gleichungen (10-83) bis (10-86):

$$k_{b1} = 0,25 \cdot \frac{e_b}{d} + 0,5 = 0,25 \cdot \frac{47,6}{19,1} + 0,5 = 1,12 \leq 1,25 \quad (10-87)$$

$$k_{b2} = 0,25 \cdot \frac{p_b}{d} + 0,375 \leq 1,25 \Rightarrow k_{b2} = 1,25 \text{ (nur eine Schraubenreihe)} \quad (10-88)$$

$$k_b = k_{b1} \leq k_{b2} = 1,12 \quad (10-89)$$

$$k_t = 1,5 \cdot \frac{t_j}{d_{M16}} = 1,5 \cdot \frac{9,5}{16} = 0,89 \leq 2,5 \quad (10-90)$$

Die Ersatzfedersteifigkeit der Verbindung errechnet sich als Serienschaltung dreier Federn und wird in [42] mit S_{eq} bezeichnet.

$$S_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{S_b} + \frac{1}{S_{p1}} + \frac{1}{S_{p2}}} \quad (10-91)$$

$$S_b = 8 \cdot 1,91^2 \cdot \frac{81,0}{1,6} = 1477 \text{ kN/cm} \quad (10-92)$$

$$S_{p1} = S_{p2} = 12 \cdot 1,12 \cdot 0,89 \cdot 1,91 \cdot (40,0 \dots 55,2) = 914 \dots 1261 \text{ kN/cm} \quad (10-93)$$

Damit ergibt sich abhängig von der Streubreite der Zugfestigkeit je Schraube eine Ersatzfedersteifigkeit von

$$S_{eq} = 349 \dots 442 \text{ kN/cm} \tag{10-94}$$

Eine Berechnung nach [14] würde eine doppelt so große Steifigkeit ergeben, in der Schreibweise einer Ersatzfeder nämlich

$$S_{eq} = 698 \dots 884 \text{ kN/cm} \tag{10-95}$$

In Abbildung 10-37 ist das aus [45] entnommene Kraft-Verformungs-Diagramm für den betrachteten Versuch wiedergegeben. Darin sind die nach [14] und [42] berechneten Steifigkeiten als Geraden ergänzt, wobei die Werte aus Gleichung (10-94) und (10-95) verdoppelt wurden, da der Anschluss zwei Schrauben besitzt.

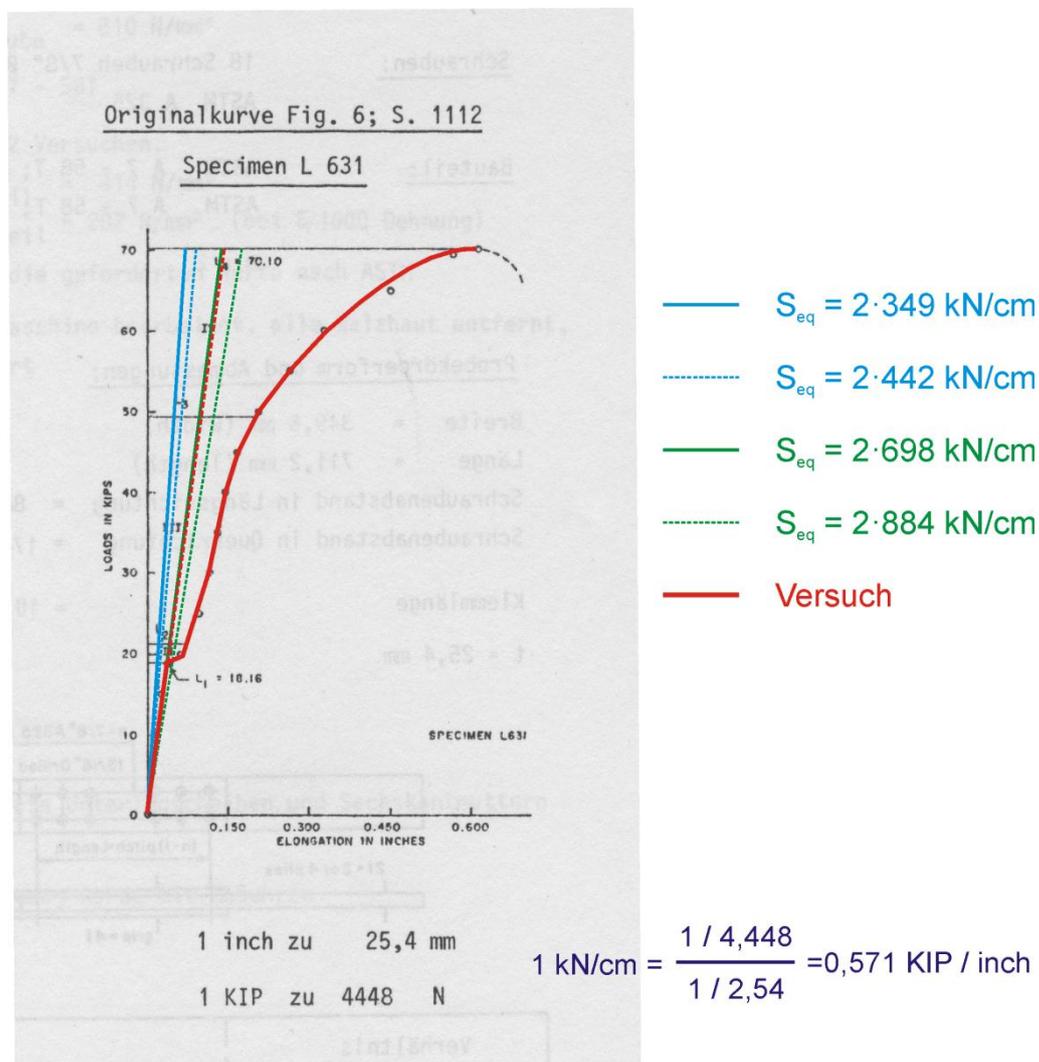


Abbildung 10-37:Kraft-Weg-Diagramm [45] zum Versuch gemäß Abbildung 10-36

Ganz offensichtlich treffen die nach [42] berechneten Steifigkeiten deutlich besser zu als die nach [14] berechneten.

Aufgrund dieser Erkenntnis werden für die weiteren Berechnungen die Steifigkeiten $c_{w,2a-i}$ der Ersatzfedern für die Schrauben im Vergleich zum ersten Ansatz nach [14] um 50% reduziert, was einer Berechnung auf Grundlage von [42] gleichkommt.

10.4.4 Rotationssteifigkeit mit geänderten Modellparametern

Die neuen Parameter sind in Tabelle 10-11 zusammengestellt. Mit ihnen werden erneut die Momenten-Rotations-Kurven der Versuche den berechneten Rotationssteifigkeiten gegenübergestellt (vgl. Diagramme in Abbildung 10-38 bis Abbildung 10-43).

Tabelle 10-11: Modifizierte Parameter für die Berechnung der Rotationssteifigkeit

Versuch	L (M < 0) [m]	N _{KBD} (M < 0) [-]	k _{sc} [kN/cm]	b _{eff,Feder} [mm]	L _{Bew} [mm]	Verteilung Lochspiel [-]	Ersatzfeder Schraube + Fahnenblech			
							c _{w,2-1} [kN/cm]	c _{w,2-2} [kN/cm]	c _{w,2-3} [kN/cm]	c _{w,2-4} [kN/cm]
V1-1	0,39	1,30	370	195	400	0% : 100%	816	816	-	-
V1-2	0,28	0,93	390	140	370	25% : 75%	816	816	-	-
V1-3	0,32	1,07	405	160	380	10% : 90%	513	513	-	-
V2-1	0,45	1,50	840	225	410	25% : 75%	749	767	767	749
V2-2	0,53	1,77	625	265	430	10% : 90%	748	765	765	748
V2-3	0,50	1,67	630	250	425	10% : 90%	745	763	763	745

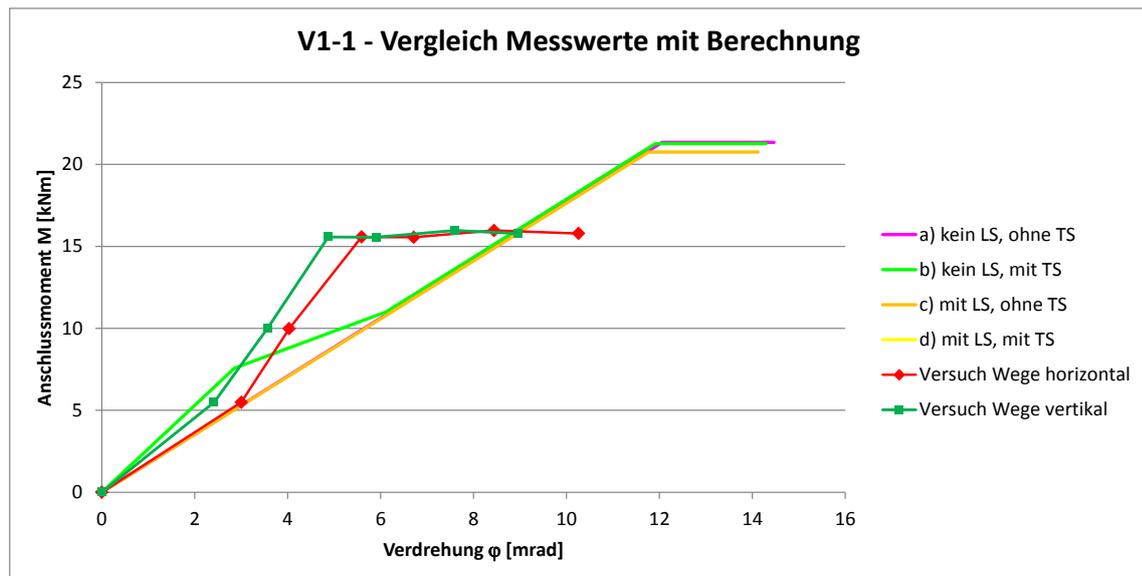


Abbildung 10-38: Gemessene und berechnete M-φ-Charakteristik im Vergleich (V1-1)

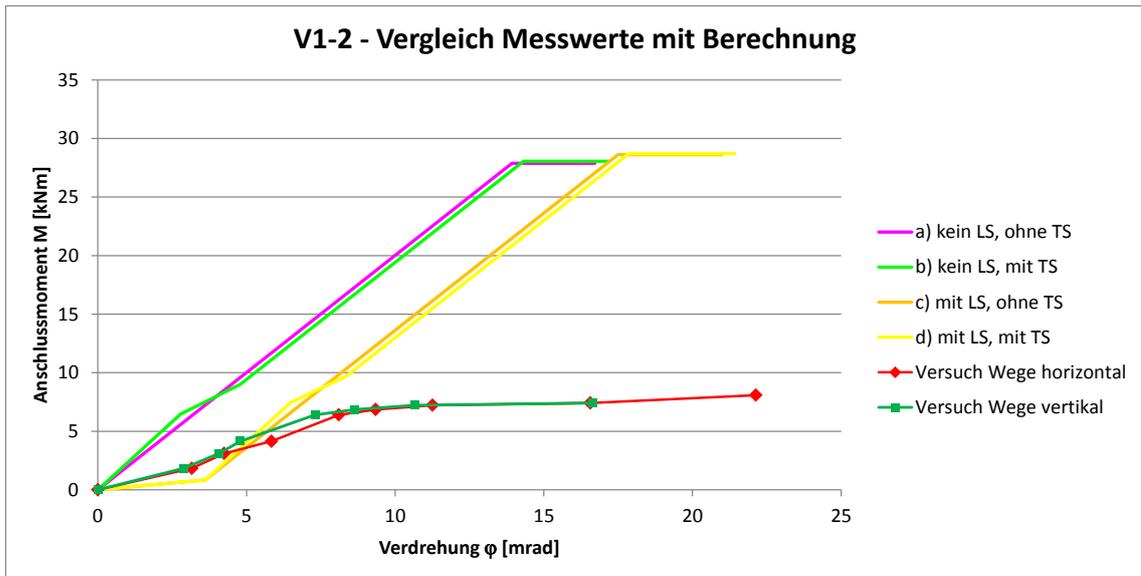


Abbildung 10-39: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V1-2)

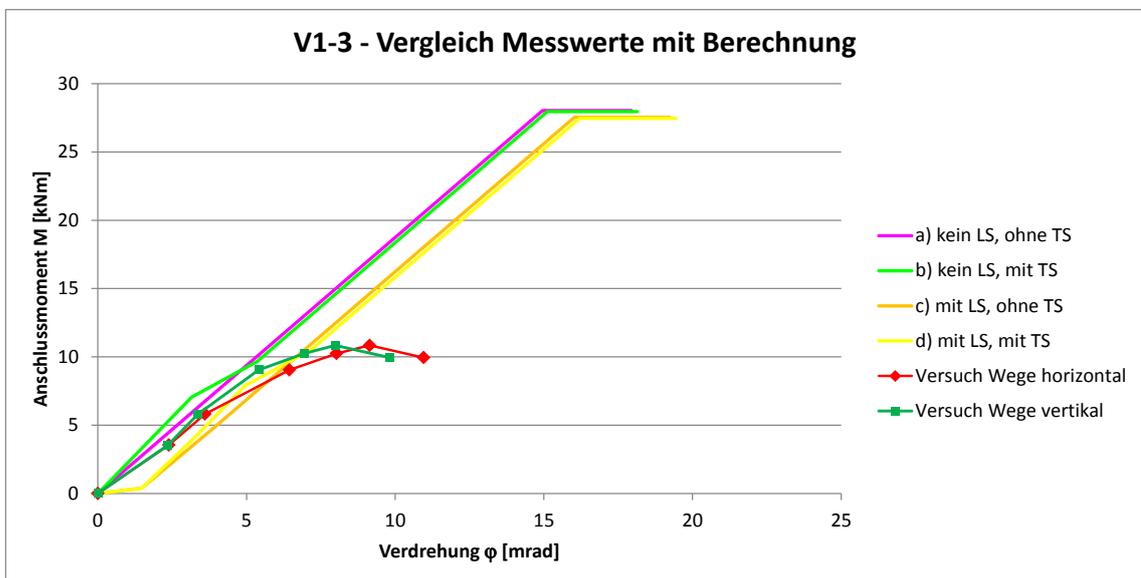
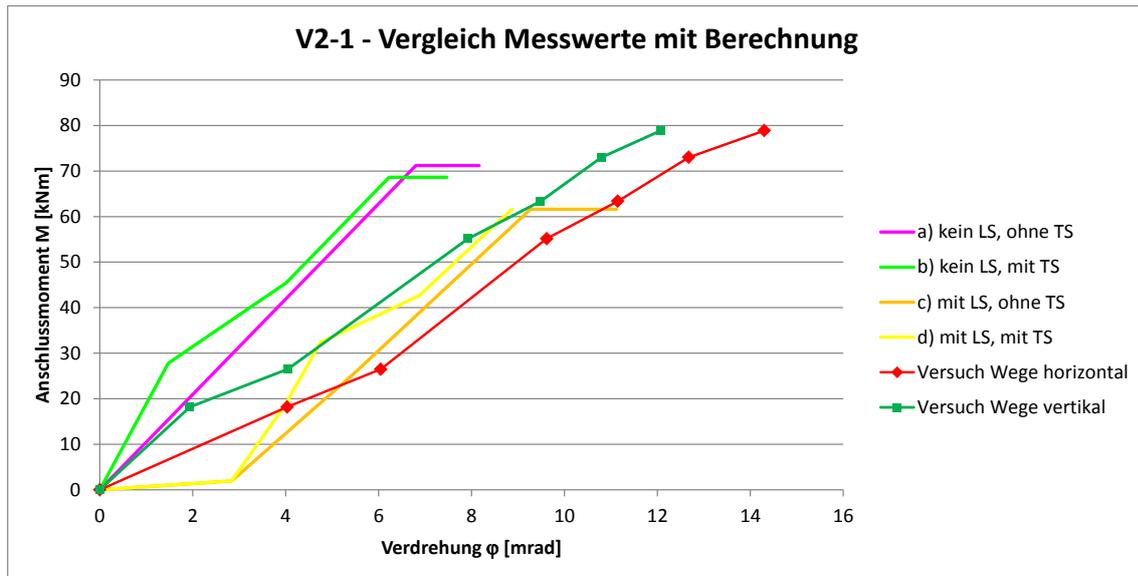
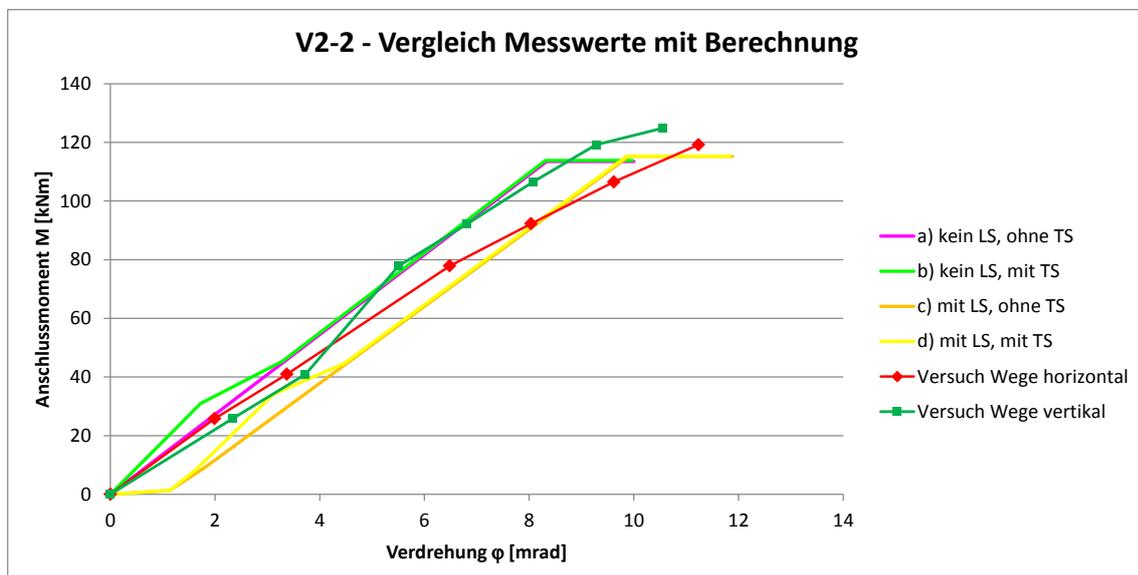


Abbildung 10-40: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V1-3)

Abbildung 10-41: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V2-1)Abbildung 10-42: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V2-2)

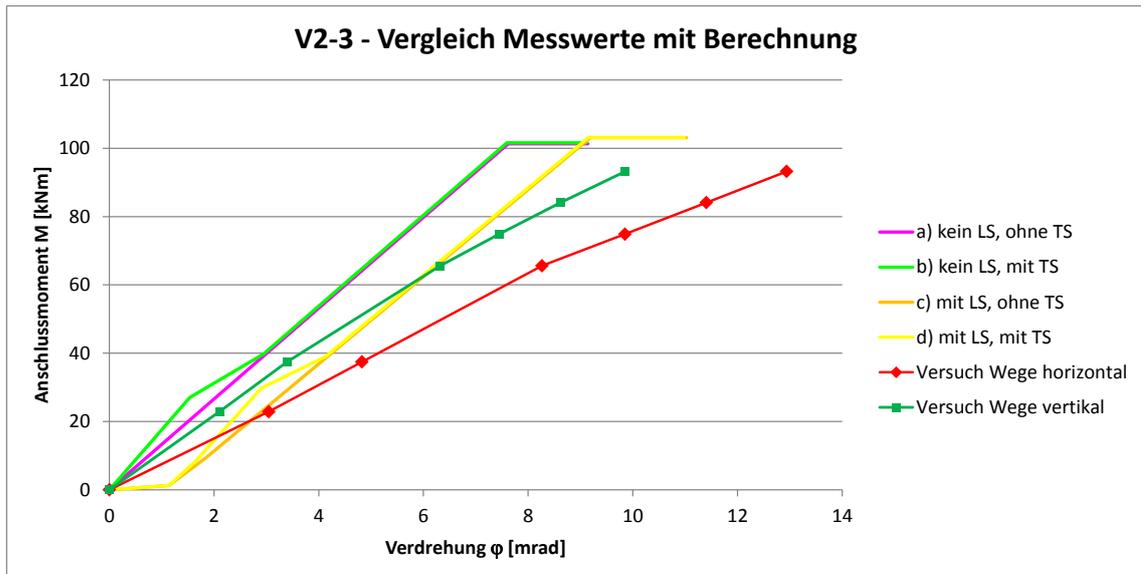


Abbildung 10-43: Gemessene und berechnete M- ϕ -Charakteristik im Vergleich (V2-3)

Erwartungsgemäß wird nach Modifizierung der Modellparameter die Rotationssteifigkeit für Versuch V1-1 zu gering abgebildet, wofür die Ursache weiterhin nicht im Modell, sondern im nicht schlüssig erklärbar steifen und tragfähigen Verhalten des Versuchs V1-1 gesehen wird. Für Versuch V1-2 ist die rechnerische Steifigkeit nun geringer, die Unterschiede zwischen Versuch und Berechnung sind aber weiterhin recht groß. Alle anderen Versuche werden hinsichtlich ihrer Steifigkeit sehr zutreffend abgebildet.

Als Ursache für die starke Abweichung bei Versuch V1-2 kommt in Betracht, dass das Federmodell primär für einreihige Anschlüsse entwickelt worden ist. Zwar spricht formal nichts dagegen, die beiden Schraubenreihen der Versuche V1-1 und V1-2 als Parallelschaltung von Federn zu erfassen, die tatsächlichen Verhältnisse und Kraftflüsse sind aber nicht bekannt. Durch die Anordnung der Schrauben im 2 x 2-Raster können diese ein Moment nicht nur durch ein horizontales Kräftepaar, sondern auch durch ein vertikales Kräftepaar abtragen. Aufgrund des Lochspiels ist dieser Effekt aber nicht quantifizierbar, möglicherweise geht auch die unerwartet große Steifigkeit des Versuchs V1-1 auf diesen Effekt zurück. Andererseits ist es aufgrund von Fertigungstoleranzen oder wegen der Verformungskinetik denkbar, dass beide Schraubenreihen doch nicht als parallel geschaltete Federn wirken, weil vielleicht nur eine Schraubenreihe wirklich Kraftschluss besitzt, was die im Vergleich zur Berechnung zu kleine Steifigkeit des Versuchs V1-2 erklären würde.

Wegen der relativ kleinen Anschlussmomente, die in Richtung Feldmitte rasch abklingen, ist aber noch ein wesentlich gewichtigerer Effekt in Betracht zu ziehen: dass sich im Zusammenhang mit dem Resttragwerk die Rotationsfeder für den Anschluss an der Stelle des Schraubenbildschwerpunktes befindet, ist eine reine Modellannahme. Bei mehrreihigen Anschlüssen baut sich die Druckkomponente des Federmodells über die

Schraubenreihen hinweg kontinuierlich auf und erreicht ihre volle Größe erst an der Stelle der ersten Schraubenreihe, also der, die dem lastabtragenden Hauptträger am nächsten liegt. Für den Vergleich zwischen Modell und Versuch sollten demnach die Momente an der Stelle der ersten Schraubenreihe ermittelt werden und nicht an der Stelle des Schwerpunktes des Schraubenbildes. Bei nur zwei Schraubenreihen mit einem gegenseitigen Abstand von 65 mm wie bei V1-1 und V1-2 mag der Unterschied von 32,5 mm bedeutungslos erscheinen, bei Betrachtung der an dieser Stelle gemessenen Momente ergibt sich aber wie in Abbildung 10-44 dargestellt eine viel bessere Übereinstimmung.

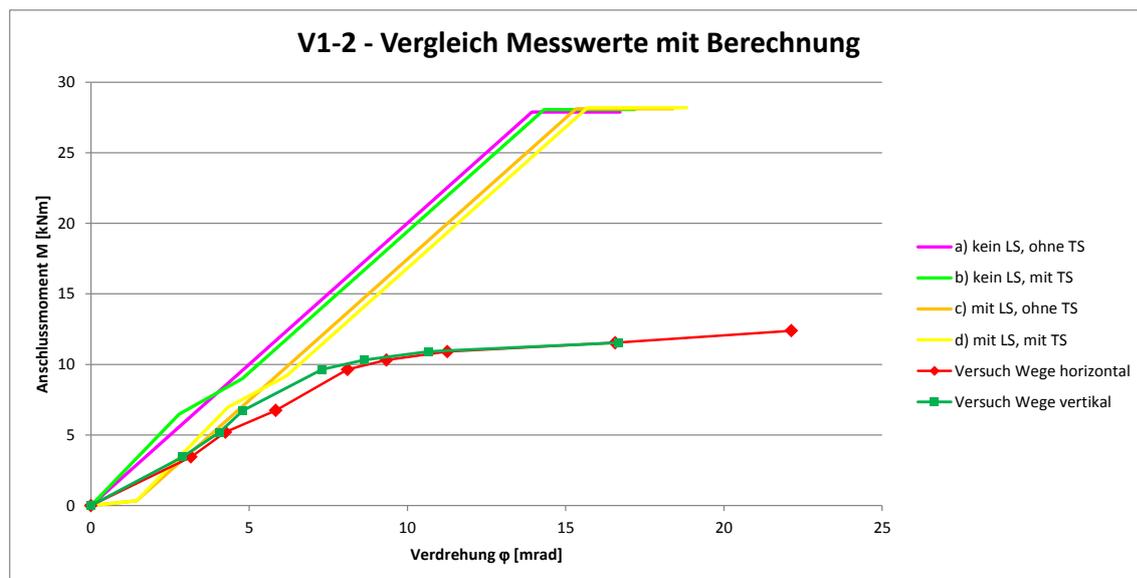


Abbildung 10-44: M- ϕ -Charakteristik an der Stelle der ersten Schraubenreihe (V1-2)

10.4.5 Ergebnisbewertung und Zwischenbilanz

In den Diagrammen ist nur ein kleiner Ausschnitt aus den experimentell ermittelten Momenten-Rotations-Charakteristiken dargestellt, was einen sehr genauen Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hinsichtlich Lage und Steigung der Kurven erlaubt. Die gewählte Darstellungsart erweckt aber den Anschein, dass das Federmodell nur ungefähr zutreffend ist. Tatsächlich ist die Übereinstimmung aber außerordentlich gut, wenn man die vollständigen Momenten-Rotations-Charakteristiken betrachtet. Eine Ausnahme stellen die Versuche V1-1 und V1-2 mit zweireihigen Fahnenblechanschlüssen dar. Wie in Abschnitt 6.3.5 erläutert bringt diese Konstruktionsart auch im Hinblick auf die Tragfähigkeit keine Vorteile, so dass zugunsten der Klarheit des Federmodells die Empfehlung abermals lauten kann, bevorzugt einreihige Fahnenblechanschlüsse zu konstruieren, zumal der Fertigungsaufwand dafür geringer ist.

Es hat sich gezeigt, dass die Steifigkeiten der Einzelkomponenten großen Einfluss auf die berechnete Rotationssteifigkeit haben und dass die Angaben in der Literatur zur Größe der Komponentensteifigkeiten untereinander teilweise stark abweichend bzw. sogar widersprüchlich sind. Aufgrund dieser Unsicherheiten macht es wenig Sinn, ein sehr detailliertes Federmodell zur Berechnung der Rotationssteifigkeit zu verwenden, da damit eine gar nicht vorhandene Genauigkeit vorgetäuscht würde. Im folgenden Abschnitt wird aufgezeigt, wie das Modell auf einen für den Praktiker erträglichen Komplexitätsgrad reduziert werden kann und wie mit den Streuungen der Modelleingangswerte umzugehen ist.

10.5 Vorschlag für die praktische Umsetzung

10.5.1 Reduzierung des Federmodells auf die nötigsten Komponenten

Da sich der Tension-Stiffening-Effekt nur auf niedrigem Momenten- bzw. Rotations-Niveau bemerkbar macht, wird er im Zuge der Modellvereinfachung nicht weiter berücksichtigt. Die Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi,3}$ als Ersatz für die Biegesteifigkeit des Betongurtes ist im Zusammenspiel mit den anderen Federn des Modells von untergeordneter Bedeutung und sorgt nur für eine Art Grundsteifigkeit, solange die Schrauben wegen des Lochspiels noch keinen Kraftschluss besitzen. Ohne TS-Effekt und ohne die Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi,3}$ besteht die M - φ -Beziehung für den elastischen Bereich aus einer einzigen Geraden. Ein eventuelles Lochspiel kann im M - φ -Diagramm einfach durch Parallelverschiebung dieser Geraden erfasst werden. Zwar wirkt sich die Größe des Lochspiels insofern auf die Rotationssteifigkeit aus, als dadurch zusätzlich zur untersten Schraube ggf. weitere Schrauben Kraftschluss aufweisen. Der dadurch erzielte Steifigkeitsgewinn liegt aber beispielsweise für den Versuch V2-2 wie aus Tabelle 10-1 ersichtlich bei ca. 10 %, was angesichts der großen Unsicherheiten bei den Ersatzfedersteifigkeiten der einzelnen Komponenten durchaus vernachlässigbar ist. Aus diesem Grund wird vereinfachend auch nur die unterste Schraube als Feder für die Druckkomponente angesetzt.

Derart vereinfacht sieht das Federmodell aus wie in Abbildung 10-45 dargestellt.

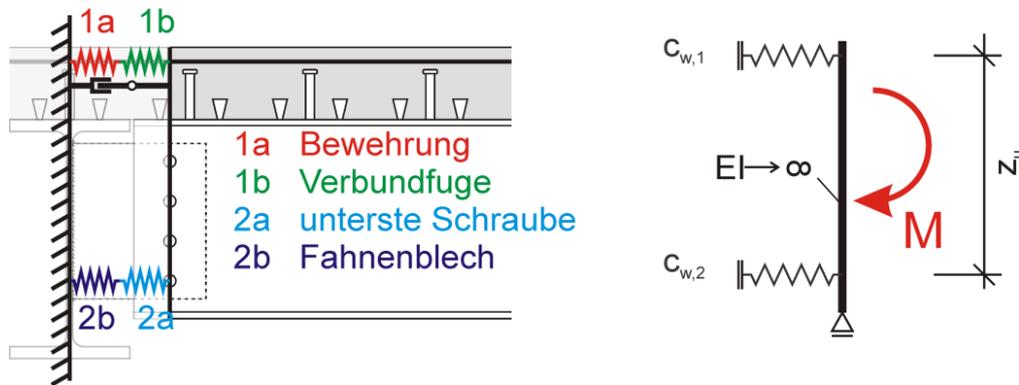


Abbildung 10-45: Vereinfachtes Federmodell

Die Rotationssteifigkeit lässt sich mit diesem Modell auf einfache Weise ohne statisch unbestimmte Berechnung nach Gleichung (10-96) ermitteln.

$$S_j = \frac{z_u^2}{\frac{1}{c_{w,1}} + \frac{1}{c_{w,2}}} \quad (10-96)$$

z_u ist der Abstand zwischen der Bewehrungslage und der untersten Schraube, die Federsteifigkeiten $c_{w,1}$ und $c_{w,2}$ lassen sich in gewohnter Weise berechnen. Da definitionsgemäß nur die unterste Schraube Druck überträgt, ist auch keine iterative Berechnung der Lage des Druckpunktes h_s erforderlich.

10.5.2 Eingrenzung der Rotationssteifigkeit

Mit den vorgeschlagenen Vereinfachungen wird nun für jeden Versuch die Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses ermittelt.

Zuerst geschieht dies mit den ursprünglichen Modellparametern aus Abschnitt 10.3.1, Tabelle 10-8. In den Diagrammen in Abbildung 10-46 bis Abbildung 10-51 sind die vollständigen M - φ -Kurven aus den Versuchen dargestellt. Für eine Beurteilung im Gesamtzusammenhang sind in den Diagrammen nochmals die berechneten M - φ -Charakteristiken aus Abschnitt 10.3.1 enthalten. Außerdem ist die mit dem vereinfachten Modell berechnete Rotationssteifigkeit S_j als Gerade in das jeweilige Diagramm eingezeichnet, die als „Näherung“ bezeichnet wird. Bei einigen Versuchen wurde diese Gerade um einige Millirad parallel verschoben, um die Steigung der Versuchskurve optisch besser mit der berechneten Steifigkeit vergleichen zu können. Die Parallelverschiebung entspricht einem Ausgleich des Lochspiels.

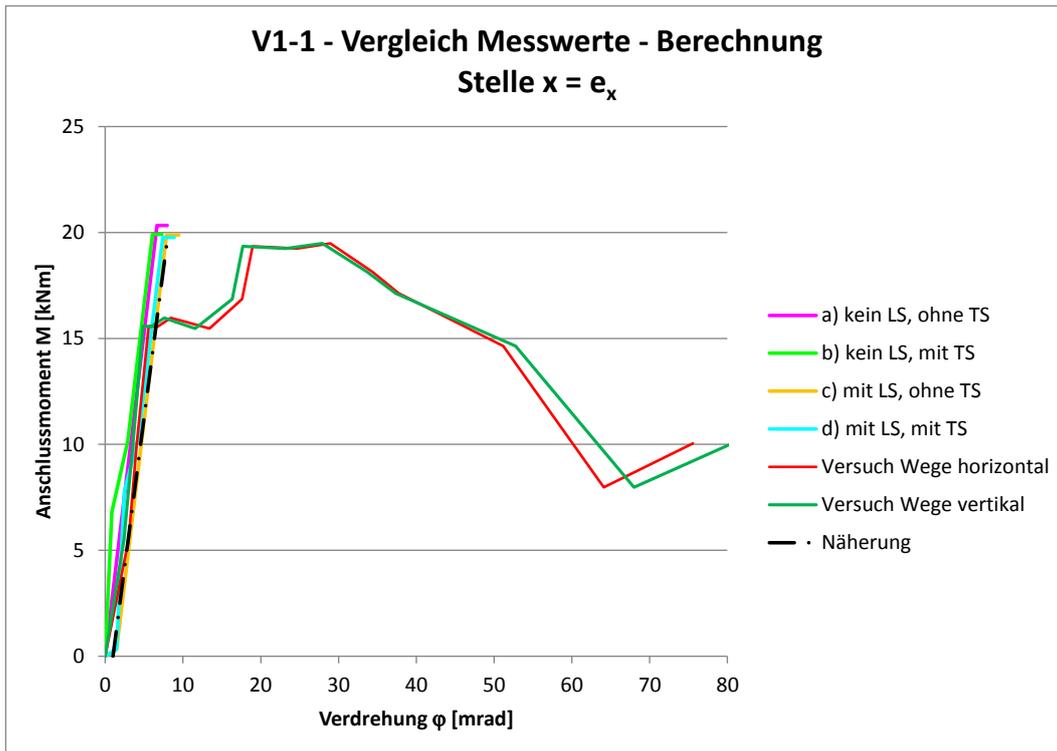


Abbildung 10-46: M- φ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-1, Ausgangssituation)

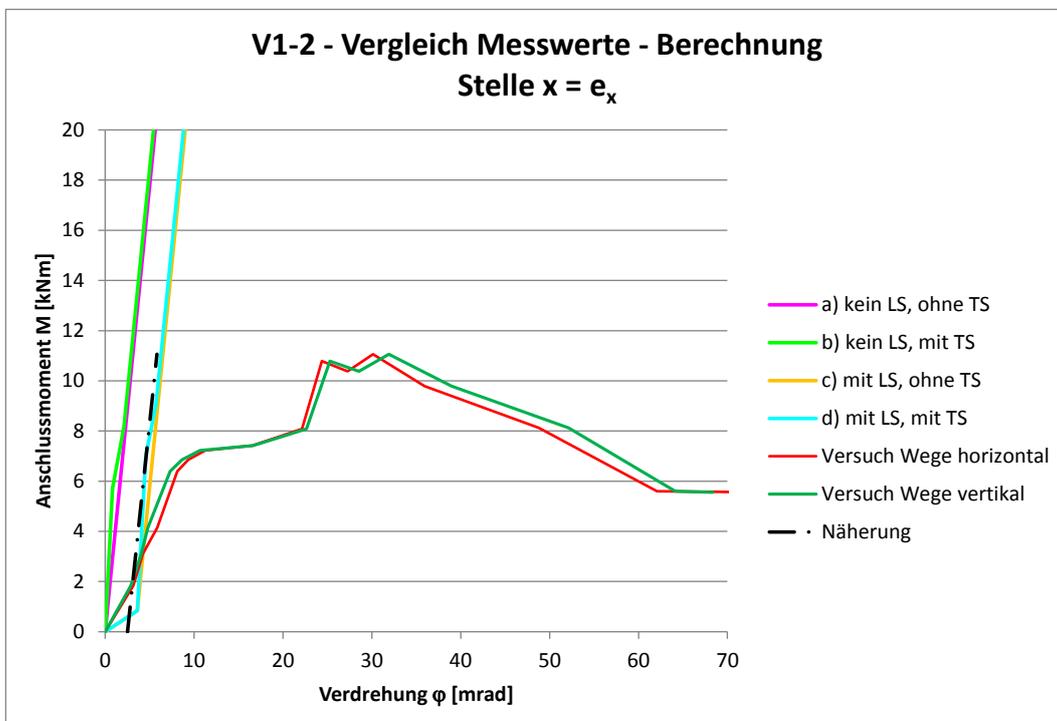


Abbildung 10-47: M- φ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-2, Ausgangssituation)

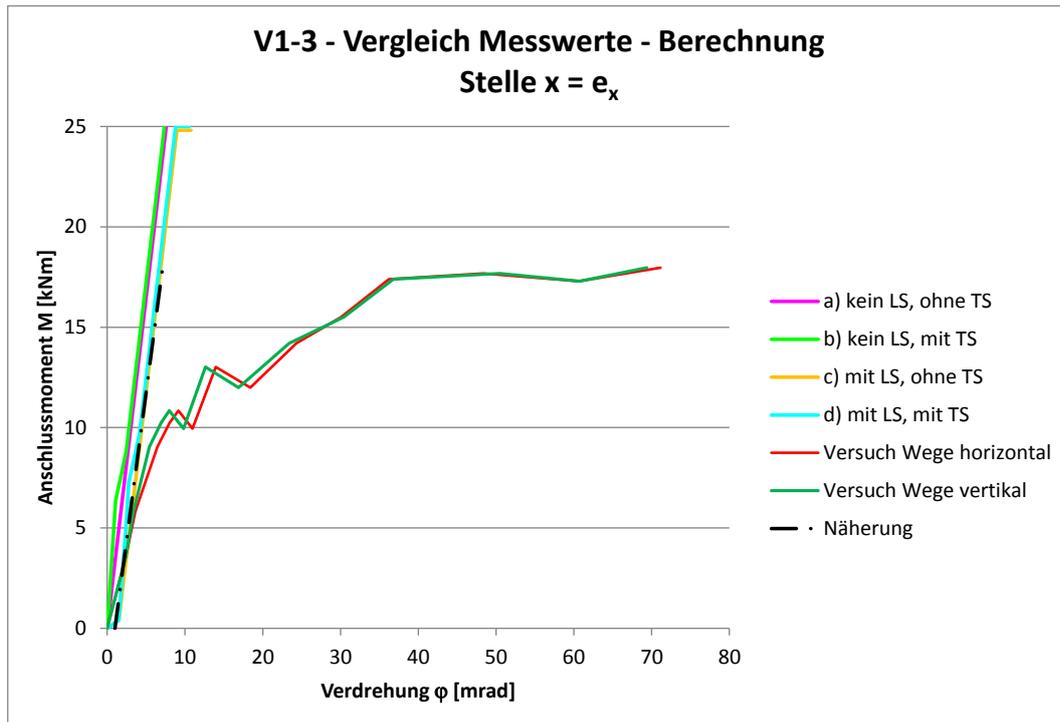


Abbildung 10-48: M-φ-Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-3, Ausgangssituation)

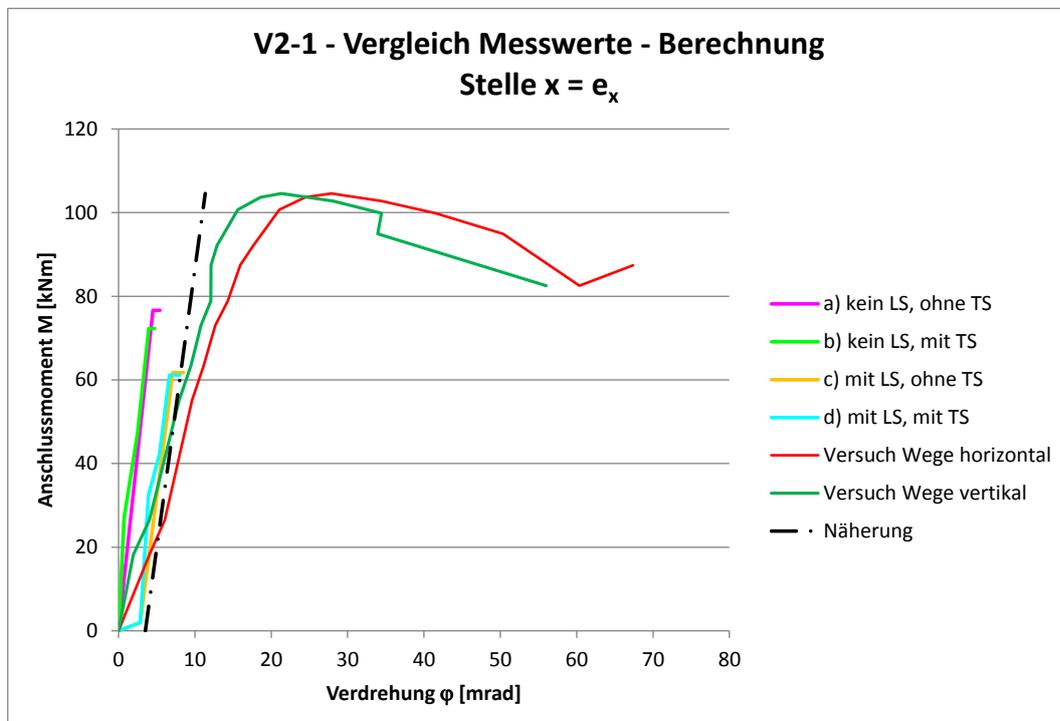


Abbildung 10-49: M-φ-Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-1, Ausgangssituation)

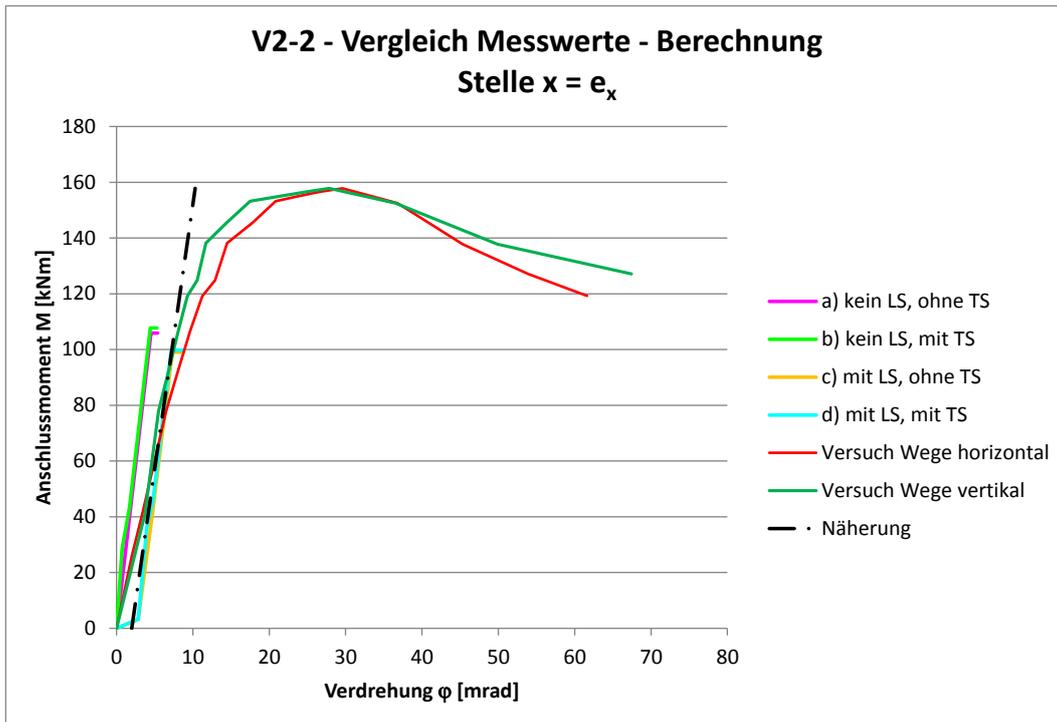


Abbildung 10-50: M- ϕ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-2, Ausgangssituation)

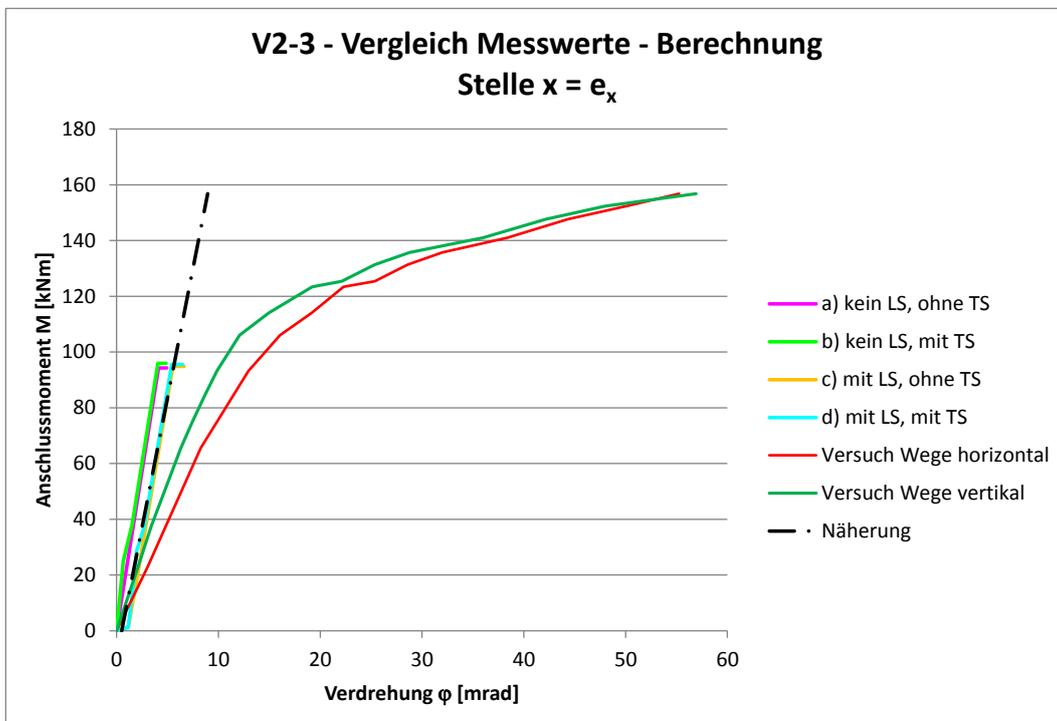


Abbildung 10-51: M- ϕ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-3, Ausgangssituation)

Wie die mit dem detaillierteren Modell berechneten M - φ -Kurven erweist sich auch die mit dem einfachen Modell ermittelte Steifigkeitsgerade („Näherung“) als zu steil. Man erkennt aber umgekehrt, dass mit diesem Ansatz die Steifigkeit des Anschlusses in allen Fällen leicht überschätzt und niemals unterschätzt wird (außer bei Versuch V1-1, der aus den schon genannten Gründen als „Ausreißer“ betrachtet wird).

Ebenso wird für die gemäß Abschnitt 10.4, Tabelle 10-11, modifizierten Modellparameter mit Hilfe des vereinfachten Federmodells die Rotationssteifigkeit S_j berechnet und abermals als Gerade mit der Bezeichnung „Näherung“ in die Diagramme mit den vollständigen M - φ -Beziehungen eingetragen (siehe Abbildung 10-52 bis Abbildung 10-57). Als Varianten werden noch Geraden mit 20% größerer und kleinerer Steigung, entsprechend 120% und 80% der berechneten Steifigkeit, ergänzt. Im Einzelfall sind die Geraden wieder leicht parallel verschoben, damit sie nahe an den Versuchskurven liegen.

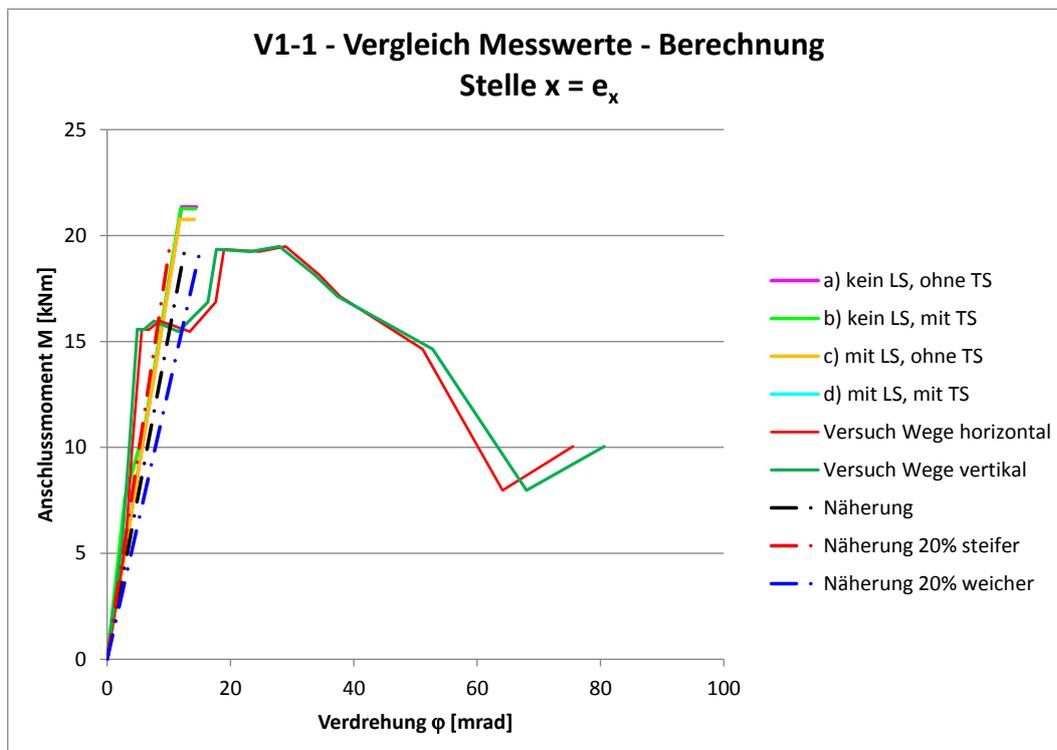


Abbildung 10-52: M - φ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-1, angepasste Parameter)

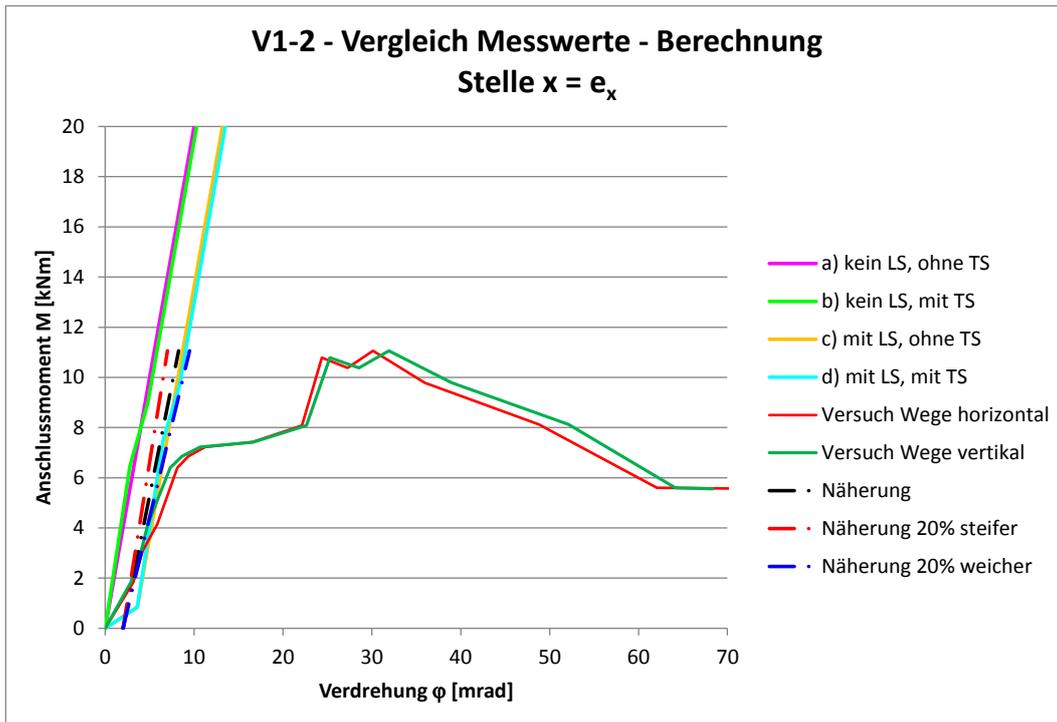


Abbildung 10-53: M- ϕ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-2, angepasste Parameter)

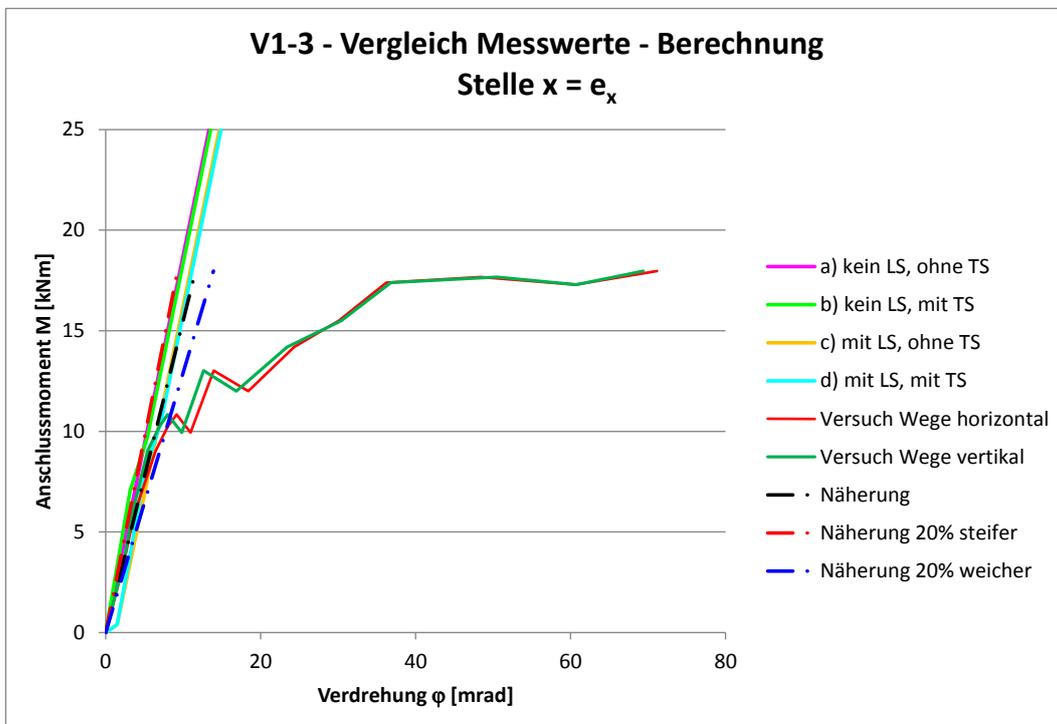


Abbildung 10-54: M- ϕ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V1-3, angepasste Parameter)

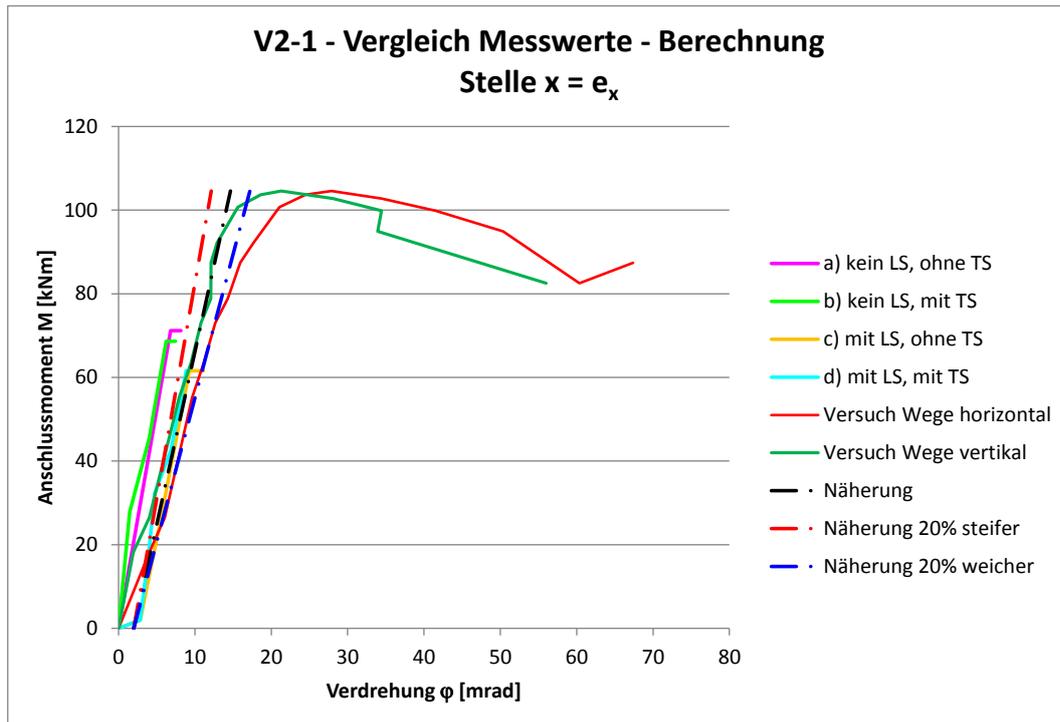


Abbildung 10-55: M-φ-Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-1, angepasste Parameter)

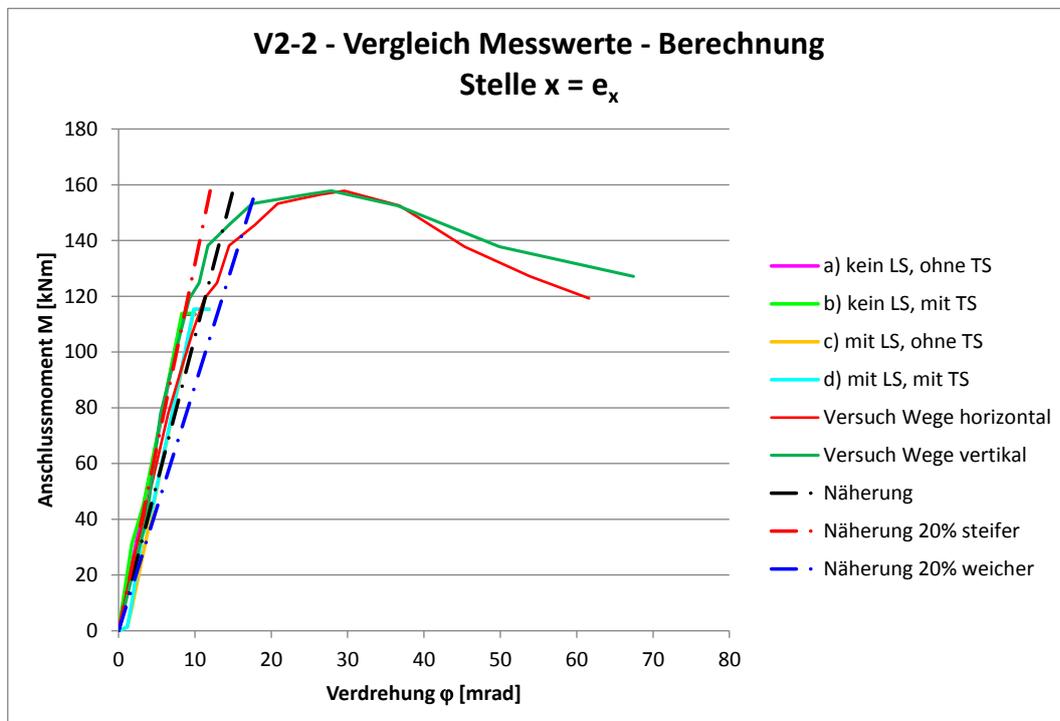


Abbildung 10-56: M-φ-Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-2, angepasste Parameter)

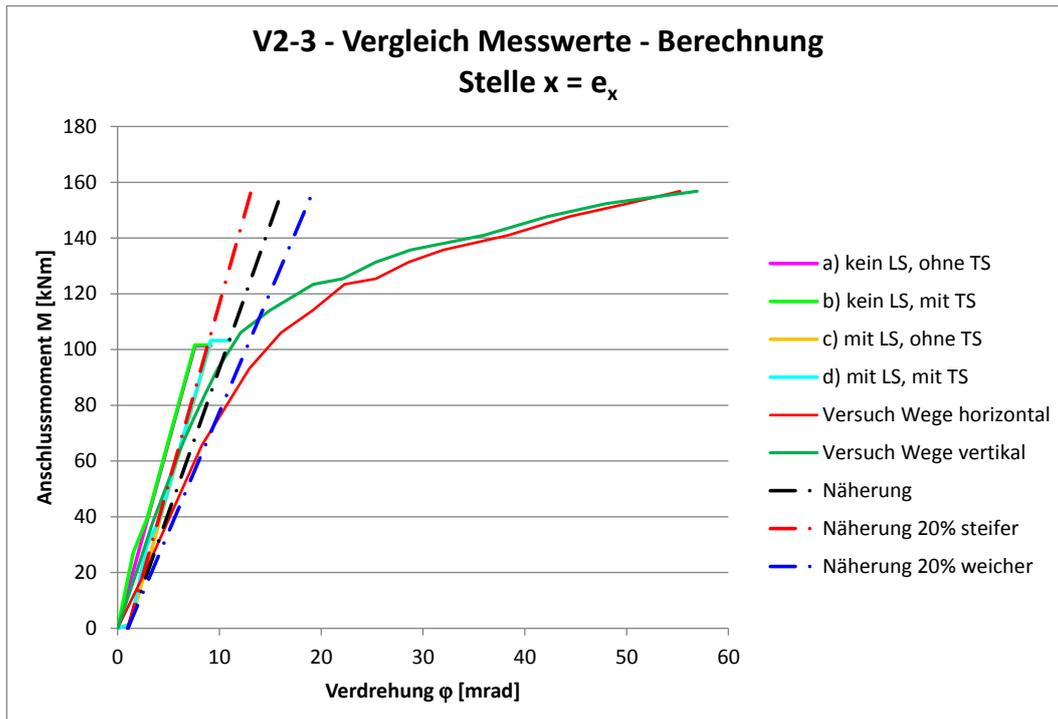


Abbildung 10-57: M- ϕ -Kurve und berechnete Anfangssteifigkeit (V2-3, angepasste Parameter)

Auch mit dem vereinfachten Modell wird die Rotationssteifigkeit unter Ansatz der modifizierten Modellparameter wesentlich besser abgebildet. Mit Ausnahme der Versuche V1-1 und V1-2, für die die potenziellen Ursachen für die Abweichungen in Abschnitt 10.4.4 erläutert worden sind, liegen die elastischen Teile der gemessenen M- ϕ -Kurven innerhalb des Bereiches, der von den beiden Geraden mit um 20% erhöhter bzw. verminderter Steigung begrenzt wird.

Die tatsächliche Rotationssteifigkeit kann somit durch Anwendung des vereinfachten Federmodells nach Abbildung 10-45 in Verbindung mit den modifizierten Modellparametern nach Tabelle 10-11 innerhalb einer Bandbreite von $\pm 20\%$ zutreffend abgeschätzt werden. Je nach Erfordernis ist entweder die Obergrenze oder die Untergrenze für die Steifigkeit zu wählen.

In Tabelle 10-12 sind für die 6 Versuche die rechnerisch ermittelten Rotationsfedersteifigkeiten S_j zusammengestellt. $S_{j,0}$ ist der mit den ursprünglich angenommenen Modellparametern bestimmte Wert, $S_{j,\text{mod}}$ der mit den modifizierten Parametern bestimmte Wert. Hervorgehoben ist die Steifigkeit, für die die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen jeweils am besten ist, d.h. bei der die beste Parallelität zwischen Steifigkeitsgerade und Versuchskurve vorliegt.

Tabelle 10-12: Berechnete Rotationsfedersteifigkeiten S_j

Versuch	$S_{j,0}$ [kNm/rad]	$S_{j,mod}$ [kNm/rad]	$0,8 \cdot S_{j,mod}$ [kNm/rad]	$1,2 \cdot S_{j,mod}$ [kNm/rad]
V1-1	2.812	1.538	1.230	1.846
V1-2	3.321	1.769	1.415	2.123
V1-3	2.934	1.551	1.241	1.861
V2-1	13.307	8.258	6.606	9.910
V2-2	19.035	10.537	8.430	12.644
V2-3	18.562	10.342	8.274	12.410

$S_{j,0}$: Rotationssteifigkeit mit anfänglichen Modellparametern bestimmt

$S_{j,mod}$: Rotationssteifigkeit mit modifizierten Modellparametern bestimmt

10.5.3 Die Rotationsfeder im Gesamtsystem

10.5.3.1 Überprüfung der Güte des Modells

In [37] wird gezeigt, dass die Schnittgrößen und die Verformungen von mehrfeldrigen, mit langen Fahnenblechen angeschlossenen Verbundträgern mit einem einfachen, aus Stäben und Federn bestehenden Modell bei Kenntnis der relevanten Modellparameter prinzipiell zutreffend berechnet werden können. Darauf aufbauend und unter Verwendung der zwischenzeitlich beim Schreiben dieser Arbeit neu hinzugekommenen Erkenntnisse wird nun ein leicht abgewandeltes statisches System gewählt:

Die Rotationsfeder, deren Steifigkeit S_j mit dem vereinfachten Federmodell berechnet wird, verbindet im Abstand e_x^* vom Mittelaufleger den jeweiligen Nebenträger im Schwerpunkt des Schraubenbildes mit dem Fahnenblech. Das von der Feder übertragene Anschlussmoment nimmt bis zur Hauptträgerachse dem Betrag nach zu, weil aus der Anschlussquerkraft in Verbindung mit der Anschlusszentrizität e_x^* ein Versatzmoment resultiert (entsprechend dem lokalen Moment M_{lokal} aus Kapitel 9). Für ein Trägersystem über zwei Felder wie in den Versuchen ist das statische System in Abbildung 10-58 dargestellt.

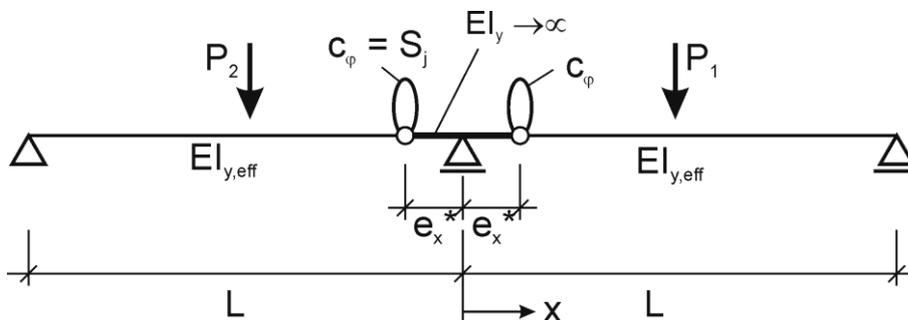


Abbildung 10-58: Statisches System für die Schnittgrößenberechnung

Dass die Rotationssteifigkeit S_j mit Hilfe des vereinfachten Federmodells aus Abschnitt 10.5.1 im Rahmen der Streuungen der Modellparameter zutreffend erfasst wird, konnte in Abschnitt 10.5.2 gezeigt werden. Nun muss noch gezeigt werden, dass auch mit dem statischen System nach Abbildung 10-58 die Schnittgrößenverteilung und die Systemsteifigkeit genügend genau erfasst werden.

Die Federsteifigkeit S_j wird innerhalb einer Bandbreite von 80% bis 120% der mit den modifizierten Modellparametern berechneten Drehfedersteifigkeit $S_{j,\text{mod}}$ angenommen.

Die Biegesteifigkeit $EI_{y,0,\text{eff}}$ des Feldquerschnitts wird mit realen Abmessungen und Materialkennwerten berechnet. Der Einfluss der Nachgiebigkeit der Verbundfuge auf das Flächenträgheitsmoment 2. Grades wird nach [23] berücksichtigt. Die Gleichungen (10-97) bis (10-104) geben die relevanten Formeln aus [23] wieder.

$$I_{y,0,\text{eff}} = I_{y,c,0} + I_{y,a} + \frac{A_{c,\text{eff}} A_a}{A_{c,\text{eff}} + A_a} a^2 \quad (10-97)$$

$$A_{c,\text{eff}} = \frac{A_c}{n_{0,\text{eff}}} = \frac{b_{\text{eff},1} \cdot h_c}{n_{0,\text{eff}}} \quad (10-98)$$

$$n_{0,\text{eff}} = n_0(1 + \beta_s) \quad (10-99)$$

$$\beta_s = \frac{\pi^2 E_a A_{c,0}}{L^2 c_s} \quad (10-100)$$

$$c_s = \frac{k_{sc}}{\Delta x_{KBD}} \quad (10-101)$$

$$A_{c,0} = \frac{A_c}{n_0} = \frac{b_{\text{eff},1} \cdot h_c}{n_0} \quad (10-102)$$

$$I_{y,c,0} = \frac{I_{y,c}}{n_0} \quad (10-103)$$

$$a = \frac{h_a}{2} + h_f - \frac{h_c}{2} \quad (10-104)$$

Dieser Ansatz ist aus der Lösung der Differentialgleichung des elastischen Verbundes abgeleitet und ist exakt für einen Einfeldträger unter sinusförmiger Belastung. Für den vorliegenden Fall stellen die Gleichungen eine Näherung dar. Die Genauigkeit der Nä-

herung ist in Anbetracht der in der Literatur stark unterschiedlichen Angaben zur Steifigkeit von Kopfbolzendübeln in jedem Fall ausreichend.

Die kurzen Stababschnitte der Länge e_x^* zwischen Mittelaufleger und Rotationsfeder werden mit unendlich großer Biegesteifigkeit modelliert. Obgleich sich die Fahnenbleche unter Einwirkung der Querkraft verformen, ist eine Abbildung dieser Stabbereiche mit endlicher Biegesteifigkeit nicht angebracht, da in der Rotationsfeder alle notwendigen Grundkomponenten bereits enthalten sind. Eine endliche Biegesteifigkeit könnte auch hier durch eine Drehfeder ersetzt werden, und diese ergäbe zusammen mit der eigentlichen Rotationsfeder S_j eine Serienschaltung von Federn, was die Anschlusssteifigkeit stark reduzieren würde. Bedenkenswert erscheint zunächst der Ansatz, die Durchsenkung der Fahnenbleche infolge der eingeleiteten Querkraft in Form eines nachgiebigen Mittelauflegers abzubilden, um eine Serienschaltung von Rotationsfedern zu umgehen und den Effekt dennoch abzubilden. Im Zuge von hier nicht dargestellten Vergleichsrechnungen hat sich aber herausgestellt, dass ein nachgiebiges Mittelaufleger, das die vertikale Verformbarkeit von Fahnenblechen und Schrauben berücksichtigt, eine viel zu geringe Durchlaufwirkung ergeben würde. Tatsächlich stellt der durchlaufende und auf dem Hauptträgerflansch aufliegende Betongurt zusätzlich zu den Fahnenblechen einen stärkeren Widerstand gegen lokale vertikale Verformungen dar, so dass der Modellbereich zwischen den Rotationsfedern mit unendlich großer Biegesteifigkeit belassen werden kann, ebenso wie das unnachgiebige Mittelaufleger.

In Tabelle 10-13 sind die Parameter zusammengestellt, für die sich auf den Laststufen 1 bis 3 insgesamt die beste Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung ergibt. In der Tabelle sind die Rotationssteifigkeit S_j , das effektive Flächenträgheitsmoment $I_{y,eff}$ und die der Berechnung desselben zugrunde liegende Federsteifigkeit eines Kopfbolzendübels k_{sc} angegeben. Die Steifigkeit k_{sc} wurde iterativ im Rahmen einer durch Literaturangaben zu rechtfertigenden Größenordnung variiert (vgl. Abschnitt 10.4.2). Die Träger der Reihe 2 sind der Realität entsprechend abschnittsweise mit Stahlquerschnitt ($I_{y,a}$, L_{Stahl}) und Verbundquerschnitt ($I_{y,eff}$, $L_{Verbund}$) modelliert. Die effektive Biegesteifigkeit des Verbundquerschnitts $I_{y,eff}$ wird für Versuchsreihe 2 mit den Gleichungen (10-97) ff. unter Ansatz einer Länge $L = 11$ m berechnet, da diese der Länge eines realen (reinen) Verbundträgers mit diesem Querschnitt entspricht.

In Tabelle 10-14 bis Tabelle 10-19 sind die Größen „Feldmoment $M_{F,1}$ “, „Stützmoment M_S “ und „Verformung w_1 unter der Einzellast P_1 “ für Versuch und Berechnung mit den Parametern nach Tabelle 10-13 zusammengestellt. Enthalten sind die Laststufen 1 bis 3. Die in beiden Feldern leicht unterschiedlichen Pressenkräfte P_1 und P_2 werden nun auch bei der Berechnung berücksichtigt.

Tabelle 10-13: Zusammenstellung von Berechnungsparametern

Versuch	S_j	L bzw. $L_{Verbund}$	$I_{y,eff}$	L_{Stahl}	$I_{y,a}$	k_{sc}	Δx_{KBD}	e_x^*	$x(P_1)$
[-]	[kNm/rad]	[m]	[cm ⁴]	[m]	[cm ⁴]	[kN/cm]	[mm]	[mm]	[m]
V1-1	1.846	6,00	11.400	-	-	500	300	243	1,75
V1-2	1.415	6,00	10.600	-	-	390	300	243	1,75
V1-3	1.241	6,00	13.700	-	-	1.000	300	240	1,75
V2-1	6.606	5,50	118.000	3,2	48.200	1.000	300	250	3,50
V2-2	9.500	5,50	116.000	3,2	48.200	1.000	300	250	3,50
V2-3	8.274	5,50	109.000	3,2	48.200	700	300	250	3,50

Tabelle 10-14: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V1-1)

V1-1			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P_1	P_2	M_s	$M_{F,1}$	w_1	M_s	$M_{F,1}$	w_1
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	57,5	57,5	-15,7	60,1	5,7	-17,8	58,7	5,2
2	77,6	77,0	-23,9	79,2	7,9	-23,9	78,5	7,0
3	105	105	-34,5	106	11,4	-32,5	108	9,4

Tabelle 10-15: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V1-2)

V1-2			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P_1	P_2	M_s	$M_{F,1}$	w_1	M_s	$M_{F,1}$	w_1
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	65,8	65,2	-13,4	72,1	5,8	-18,9	68,2	6,5
2	85,4	85	-18,1	93,1	8,7	-24,6	88,4	8,4
3	106	101	-22,7	115	10	-29,8	109	10,5

Tabelle 10-16: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V1-3)

V1-3			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P_1	P_2	M_s	$M_{F,1}$	w_1	M_s	$M_{F,1}$	w_1
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	57,4	56,5	-13,5	61,6	4,5	-14,5	59,8	4,4
2	76,7	75,9	-19,2	81,4	6,7	-19,4	81,3	6,0
3	116	115	-29,2	122	11,6	-29,2	123	9,0

Tabelle 10-17: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V2-1)

V2-1			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P_1	P_2	M_s	$M_{F,1}$	w_1	M_s	$M_{F,1}$	w_1
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	138	137	-39,2	264	7,2	-39,5	264	7,2
2	211	212	-58,6	405	11,6	-60,7	404	11,0
3	335	338	-107	638	20,6	-96,9	644	17,5

Tabelle 10-18: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V2-2)

V2-2			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P_1	P_2	M_s	$M_{F,1}$	w_1	M_s	$M_{F,1}$	w_1
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	150	144	-48,8	284	7,7	-50,3	283	7,8
2	224	217	-75,4	423	12,1	-75,4	423	11,6
3	349	346	-132	651	21,3	-119	659	18,0

Tabelle 10-19: Berechnungs- und Versuchsergebnisse im Vergleich (V2-3)

V2-3			Versuchsergebnisse			Berechnungsergebnisse		
Laststufe	P ₁	P ₂	M _s	M _{F,1}	w ₁	M _s	M _{F,1}	w ₁
[-]	[kN]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm]	[kNm]	[mm]
1	144	154	-45	275	8,0	-48,9	273	7,8
2	217	229	-70,9	412	12,6	-73,1	411	11,7
3	336	347	-118	634	21,9	-112	637	18,2

Da bei den Versuchen V1-1 und V1-2 die Rotationssteifigkeit S_j zu klein (V1-1) bzw. zu groß (V1-2) berechnet wird, kommt es insbesondere bei V1-2 zu deutlichen Abweichungen zwischen Versuch und Berechnung. Wie erläutert ist die Ursache darin zu sehen, dass das Federmodell primär für Fahnenblechanschlüsse mit einer Schraubenreihe entwickelt worden ist. Für alle anderen Versuche mit einreihigen Anschlüssen können die Momentenverteilung und die Trägerdurchbiegung mit der vorgestellten Berechnungsmethode sehr zutreffend erfasst werden. Man erkennt, dass mit zunehmender Last die Stützmomente und die Verformungen leicht unterschätzt werden. Dies liegt daran, dass Biege- und Rotationssteifigkeit für alle Laststufen konstant angenommen werden, tatsächlich verlieren die Kopfbolzendübel aber kontinuierlich an Steifigkeit (vgl. exemplarisch Abbildung 10-35), so dass mit zunehmender Last die Stützmomente und die Verformungen größer ausfallen als berechnet. Überhaupt hat die Steifigkeit der Kopfbolzendübel k_{sc} nicht unwesentlichen Einfluss auf die Momentenverteilung und auf die Trägerverformung. Wie Tabelle 10-13 zu entnehmen ist, sind für eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung tendenziell eher geringe Dübelsteifigkeiten anzusetzen im Vergleich zu $k_{sc} = 2000 \text{ kN/cm}$ in Anlehnung an [11].

Das Modell ist demnach genau genug, aber die Berechnungsparameter sind naturgemäß größeren Streuungen unterworfen. Die zutreffende Erfassung von Verbundmittelseifigkeiten ist eine vollkommen eigenständige Aufgabenstellung, die nicht Gegenstand dieser Arbeit sein kann.

10.5.3.2 Umgang mit den streuenden Modellparametern

Hinweis: Die Begriffe „Überschätzung“ und „Unterschätzung“ beziehen sich auf den Betrag der jeweiligen Größe. Eine Überschätzung des (eigentlich negativen) Anschlussmomentes meint also ein dem Betrag nach zu groß berechnetes Anschlussmoment.

Unter Ansatz der modifizierten Modellparameter nach Tabelle 10-11 kann die Rotationssteifigkeit S_j innerhalb einer Bandbreite von $\pm 20\%$ eingegrenzt werden, wobei meist die Untergrenze von $0,8 \cdot S_{j,mod}$ die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen liefert. Zur Vereinfachung der sprachlichen Darstellung wird die Reduzierung von $S_{j,mod}$ auf $0,8 \cdot S_{j,mod}$ als „80%-Ansatz“ und entsprechend die Vergrößerung auf $1,2 \cdot S_{j,mod}$ als „120%-Ansatz“ bezeichnet.

Für eine praxisgerechte Schnittgrößenermittlung bietet es sich an, die Rotationssteifigkeit mit ihrer oberen Grenze von $1,2 \cdot S_{j,mod}$ anzunehmen. Damit geht eine etwas zu große Durchlaufwirkung einher, die zu einer auf der sicheren Seite liegenden Überschätzung der Anschlussschnittgrößen und zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Unterschätzung der Feldmomente führt. Mit der kleinsten anzunehmenden Rotationssteifigkeit von $0,8 \cdot S_{j,mod}$ ergeben sich die größten anzunehmenden Feldmomente und die größten Durchbiegungen der Nebenträger. Der „Fehler auf der unsicheren Seite“ hinsichtlich der Feldmomente und der Durchbiegungen lässt sich demnach als prozentuale Abweichung zwischen 120%-Ansatz und 80%-Ansatz ausdrücken.

Der Vergleich der beiden Ansätze erfolgt exemplarisch für die Anschlüsse der Versuche V1-1, V1-2, V2-1 und V2-2 in Form einer Parameterstudie. Die Rotationssteifigkeiten sind in groben Zügen durch die Anschlussgeometrie und die Materialeigenschaften vorgegeben, im Detail sind sie aber aufgrund der Abhängigkeit von der mitragenden Breite und der Position des Momentennullpunktes indirekt von der Trägerlänge, vom Feldquerschnitt und von der Art der Belastung abhängig.

Das statische System für die Parameterstudie ist in Abbildung 10-59 dargestellt.

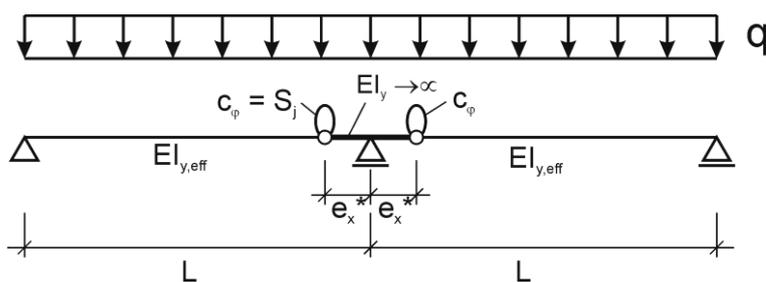


Abbildung 10-59: Zweifeldsystem für die Parameterstudien

Ausgangssituation („Basis“) ist jeweils ein Feldquerschnitt wie im zugehörigen Versuch mit einer Breite von 1,20 m. Dessen effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,eff}$ unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Verbundes wird mit der Näherung nach [23] bei einem Dübelabstand von 300 mm und einer Dübelsteifigkeit $k_{sc} = 2.000 \text{ kN/cm}$ berechnet.

Bei den Trägern entsprechend der Versuchsreihe 1 beträgt die Trägerlänge $L = 6,0 \text{ m}$, Belastung ist eine Linienlast $q = 25,0 \text{ kN/m}$. Die Träger entsprechend der Versuchsreihe 2 sind $L = 11,0 \text{ m}$ lang, Belastung ist eine Linienlast $q = 50,0 \text{ kN/m}$. Die Rotationsfedern befindet sich an der Stelle $x = +/- e_x^*$ im Schwerpunkt des Schraubenbildes.

Ausgehend davon werden innerhalb sinnvoller Grenzen entweder die Trägerlänge oder die Trägersteifigkeit variiert (unabhängig voneinander und ungeachtet dessen, dass eine größere Länge auch eine größere mittragende Breite und damit eine größere Steifigkeit zur Folge hat). Eine größere Biegesteifigkeit wird durch eine zur Spannweite passende realistische Breite und starren Verbund erzielt, eine kleinere Biegesteifigkeit durch weichere Dübel und einen größeren Dübelabstand.

In Tabelle 10-20 bis Tabelle 10-27 sind für alle Varianten die Anschlussmomente M_j (vorzeichenrichtig), die Feldmomente M_F und die Durchbiegungen w in Feldmitte angegeben, die sich nach 120%-Ansatz und 80%-Ansatz ergeben. Zum Vergleich sind außerdem jeweils das Feldmoment M_F und die Durchbiegung w eines Einfeldträgers mit einer korrespondierenden Spannweite vom Schwerpunkt des Schraubenbildes bis zum Endauflager angegeben. Die Rotationssteifigkeiten S_j wurden wegen ihrer Abhängigkeit vom Momentennullpunkt iterativ ermittelt und anschließend um 20% vergrößert oder verkleinert.

Mit „Fehler (120%-80%)“ wird die prozentuale Abweichung zwischen 120%-Ansatz und 80%-Ansatz bezeichnet, mit „Vorteil (120%-EF)“ wird angegeben, um welchen Prozentsatz das Feldmoment bzw. die Durchbiegung im Vergleich zu einem Einfeldträger geringer sind, wenn die Berechnung mit dem 120%-Ansatz erfolgt.

Tabelle 10-20: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V1-1)

Anschlussstyp V1-1												
Variante:	"Basis"				"länger"				"kürzer"			
$b_{\text{eff},1}$ [mm]:	1.200											
C_{KBD} [kN/cm]:	2.000											
a_{KBD} [mm]:	300											
$I_{y,\text{eff}}$ [cm ⁴]:	15.600											
L [m]:	6,00				10,00				-			
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
[-]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	1.180	100	-6,7	10,5	1.520	278	-39,0	82,9	-	-	-	-
120%-Ansatz	1.780	98,8	-9,8	10,3	2.280	271	-54,9	80	-	-	-	-
Einfeldträger	-	104	-	10,9	-	298	-	90,1	-	-	-	-
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-1,5	46,0	-1,9	-	-2,7	40,8	-3,5	-	-	-	-
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-4,6	-	-5,7	-	-9,0	-	-11,2	-	-	-	-

Tabelle 10-21: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V1-1; Fortsetzung)

Anschlussstyp V1-1												
Variante:	"Basis"				"steifer"				"weicher"			
$b_{\text{eff},1}$ [mm]:	1.200				1500				1200			
C_{KBD} [kN/cm]:	2.000				starrer Verbund				500			
a_{KBD} [mm]:	300								600			
$I_{y,\text{eff}}$ [cm ⁴]:	15.600				19.200				9.200			
L [m]:	6,00											
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
[-]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	1.180	100	-6,7	10,5	1.130	101	-5,29	8,6	1.300	97,8	-11,8	17,2
120%-Ansatz	1.780	98,8	-9,8	10,3	1.700	99,7	-7,75	8,5	1.960	95,3	-16,9	16,6
Einfeldträger	-	104	-	10,9	-	104	-	8,9	-	104	-	18,5
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-1,5	46,0	-1,9	-	-1,3	46,5	-1,5	-	-2,6	43,2	-3,5
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-4,6	-	-5,7	-	-3,8	-	-4,8	-	-8,0	-	-10,3

Tabelle 10-22: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V1-2)

Anschlussstyp V1-2												
Variante:	"Basis"				"länger"				"kürzer"			
$b_{eff,1}$ [mm]:					1.200							
C_{KBD} [kN/cm]:					2.000							
a_{KBD} [mm]:					300							
$I_{y,eff}$ [cm ⁴]:					15.600							
L [m]:	6,00				10,00				-			
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	1.650	99,1	-9,13	10,3	2.080	273	-50,9	80,7	-	-	-	-
120%-Ansatz	2.470	97,1	-13,1	10,1	3.120	263	-70,4	77,1	-	-	-	-
Einfeldträger	-	104	-	10,9	-	298	-	90	-	-	-	-
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-2,0	43,5	-1,9	-	-3,4	38,3	-4,5	-	-	-	-
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-6,3	-	-7,5	-	-11,5	-	-14,4	-	-	-	-

Tabelle 10-23: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V1-2; Fortsetzung)

Anschlussstyp V1-2												
Variante:	"Basis"				"steifer"				"weicher"			
$b_{eff,1}$ [mm]:	1.200				1500				1200			
C_{KBD} [kN/cm]:	2.000				starrer Verbund				500			
a_{KBD} [mm]:	300								600			
$I_{y,eff}$ [cm ⁴]:	15.600				19.200				9.400			
L [m]:	6,00											
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	1.650	99,1	-9,13	10,3	1.590	100	-7,29	8,5	2.040	95,2	-17,1	16,3
120%-Ansatz	2.470	97,1	-13,1	10,1	2.390	98,4	-10,6	8,3	2.700	93,1	-21,5	15,8
Einfeldträger	-	104	-	10,9	-	104	-	8,9	-	104	-	18,1
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-2,0	43,5	-1,9	-	-1,6	45,4	-2,0	-	-2,2	25,7	-3,1
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-6,3	-	-7,5	-	-5,0	-	-6,4	-	-10,1	-	-12,8

Tabelle 10-24: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V2-1)

Anschlussstyp V2-1												
Variante:	"Basis"				"länger"				"kürzer"			
$b_{eff,1}$ [mm]:					1.200							
C_{KBD} [kN/cm]:					2.000							
a_{KBD} [mm]:					300							
$I_{y,eff}$ [cm ⁴]:					128.000							
L [m]:	11,00				18,00				8,00			
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	7.000	692	-61,6	30,7	8.800	1.813	-320	217	6.200	365	-21,1	8,4
120%-Ansatz	10.500	679	-88,7	29,9	13.200	1.754	-443	208	9.300	360	-30,8	8,3
Einfeldträger	-	722	-	32,3	-	1.969	-	240	-	375	-	8,7
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-1,9	44,0	-2,6	-	-3,3	38,7	-4,2	-	-1,3	46,0	-1,7
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-6,0	-	-7,6	-	-10,9	-	-13,6	-	-4,0	-	-5,1

Tabelle 10-25: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V2-1; Fortsetzung)

Anschlussstyp V2-1												
Variante:	"Basis"				"steifer"				"weicher"			
$b_{\text{eff},1}$ [mm]:	1.200				2750				1200			
c_{KBD} [kN/cm]:	2.000				starrer Verbund				500			
a_{KBD} [mm]:	300								600			
$I_{y,\text{eff}}$ [cm ⁴):	128.000				170.000				87.000			
L [m]:	11,00											
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
[-]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	7.000	692	-61,6	30,7	6.650	700	-45,2	23,4	7.600	676	-93,7	43,8
120%-Ansatz	10.500	679	-88,7	29,9	9.970	690	-65,7	23,0	11.400	658	-132	42,3
Einfeldträger	-	722	-	32,3	-	722	-	24,4	-	722	-	47,6
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-1,9	44,0	-2,6	-	-1,4	45,4	-1,7	-	-2,7	40,9	-3,4
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-6,0	-	-7,6	-	-4,5	-	-5,6	-	-8,9	-	-11,1

Tabelle 10-26: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V2-2)

Anschlussstyp V2-2												
Variante:	"Basis"				"länger"				"kürzer"			
$b_{\text{eff},1}$ [mm]:	1.200											
c_{KBD} [kN/cm]:	2.000											
a_{KBD} [mm]:	300											
$I_{y,\text{eff}}$ [cm ⁴):	126.000											
L [m]:	11,00				18,00				8,00			
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
[-]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	8.720	685	-76,3	30,7	10.440	1.787	-373	216	7.840	362	-26,7	8,5
120%-Ansatz	13.080	669	-109	29,8	15.660	1.722	-511	206	11.760	356	-38,7	8,31
Einfeldträger	-	722	-	32,9	-	1.969	-	244	-	375	-	8,9
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-2,3	42,5	-2,9	-	-3,6	37,0	-4,8	-	-1,6	44,9	-2,0
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-7,4	-	-9,3	-	-12,6	-	-15,7	-	-5,1	-	-6,4

Tabelle 10-27: Auswirkung der Rotationssteifigkeit (Anschluss wie V2-2; Fortsetzung)

Anschlussstyp V2-2												
Variante:	"Basis"				"steifer"				"weicher"			
$b_{\text{eff},1}$ [mm]:	1.200				2750				1200			
c_{KBD} [kN/cm]:	2.000				starrer Verbund				500			
a_{KBD} [mm]:	300								600			
$I_{y,\text{eff}}$ [cm ⁴):	126.000				167.000				87.000			
L [m]:	11,00											
	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F	S_j	M_F	M_j	w_F
[-]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm]	[kNm]	[mm]
80%-Ansatz	8.720	685	-76,3	30,7	8.320	694	-56,6	23,6	9.280	668	-111	43,1
120%-Ansatz	13.080	669	-109	29,8	12.480	682	-81,7	23,1	13.920	647	-155	41,4
Einfeldträger	-	722	-	32,9	-	722	-	24,8	-	722	-	47,6
Fehler (120% - 80%) [%]:	-	-2,3	42,5	-2,9	-	-1,8	44,3	-2,1	-	-3,1	39,3	-3,9
Vorteil (120% - EF) [%]:	-	-7,4	-	-9,3	-	-5,6	-	-6,8	-	-10,4	-	-13,0

Für praxisübliche Verbundträgersysteme, deren Eigenschaften zwischen den Varianten „Basis“ und „steifer“ liegen, wird mit dem 120%-Ansatz für die Rotationssteifigkeit das Feldmoment höchstens um 2,3% unterschätzt, was im Hinblick auf die Bemessung unkritisch ist. Gleichzeitig wird im Vergleich zum als realistisch erachteten 80%-Ansatz der Betrag des Anschlussmomentes um ca. 42% bis 47% überschätzt, was den nötigen Spielraum für eine „auf der sicheren Seite“ liegende Bemessung des Anschlusses verschafft. Die mit beiden Steifigkeitsansätzen berechneten Durchbiegungen unterscheiden sich um nicht mehr als 2,6% und sind im Vergleich zur Durchbiegung eines Einfeldträgers um ca. 5% bis 10% kleiner. Der Vorteil, der sich bei Berücksichtigung der Durchlaufwirkung gegenüber einer Berechnung als Einfeldträger in Form eines kleineren Feldmomentes ergibt, kann für die praxisrelevanten Varianten mit ca. 4% bis 8% beziffert werden.

Für die anderen Varianten liegen die Unterschiede in einer ähnlichen Größenordnung, insbesondere kann auch hier die Unterschätzung der Feldmomente als unkritisch bezeichnet werden, zumal bei realen Trägern die Varianten „länger“ und „steifer“ aufgrund der Abhängigkeit der mittragenden Breite von der äquivalenten Stützweite nicht unabhängig voneinander auftreten und sich die Effekte zum Teil gegenseitig kompensieren.

10.5.3.3 Anmerkungen zum unbekanntem Lochspiel

Die Parameterstudie aus Abschnitt 10.5.3.2 beruht auf einem rein linear-elastischen Bauteilverhalten und berücksichtigt nicht das eventuell vorhandene Lochspiel der Schrauben. Zu Belastungsbeginn handelt es sich bis zum horizontalen Kraftschluss der Schrauben bei einem Fahnenblechanschluss um einen gelenkigen Anschluss. Aus der Anschlusskinematik und den sich einstellenden Enddrehwinkeln des Sekundärträgers kann bestimmt werden, ab welcher Last sich eine Durchlaufwirkung einstellt.

Betrachtet wird ein 11,0 m langer Träger mit einem Querschnitt und einem Anschluss wie bei Versuch V2-2. Der gegenseitige Abstand zweier Träger, d.h. die tatsächliche Gurtbreite, beträgt aber nicht wie im Versuch 1,20 m, sondern 4,00 m.

Im Bauzustand handelt es sich um einen Stahlträger, dessen Stützweite, d.h. der Abstand zwischen den Schwerpunkten der Schraubenbilder an beiden Trägerenden, $L_{BZ} = 10,50$ m beträgt.

Das Eigengewicht von Stahlträger und Betongurt, das im Bauzustand vollständig auf den Stahlträger wirkt (Verkehrsverbund, keine Hilfsstützen), beträgt $g_0 = 16,6$ kN/m.

Die Endverdrehung des Trägers ergibt sich nach Gleichung (10-105).

$$\varphi_{g,BZ} = \frac{g_0 \cdot L_{BZ}^3}{24 \cdot E_a J_a} = \frac{0,166 \cdot 1050^3}{24 \cdot 21.000 \cdot 48.200} = 7,91 \cdot 10^{-3} \text{ rad} \quad (10-105)$$

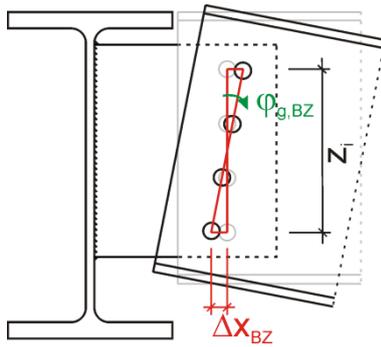


Abbildung 10-60: Endverdrehung des Nebenträgers im Bauzustand

Gemäß Abbildung 10-60 bewegt sich die unterste Schraube infolge der Endverdrehung $\varphi_{g,BZ}$ um das Maß Δx_{BZ} zum Hauptträger hin und die oberste Schraube ebenso weit vom Hauptträger um Δx_{BZ} weg.

$$\Delta x_{BZ} = \varphi_{g,BZ} \cdot \frac{z_i}{2} = 7,91 \cdot 10^{-3} \cdot 150 = 1,19 \text{ mm} \quad (10-106)$$

Bei einem Lochspiel von $\Delta d = 3 \text{ mm}$ je Blech und für den ungünstigsten anzunehmenden Fall, dass die oberste Schraube nach der Verdrehung um den Winkel $\varphi_{g,BZ}$ an der feldseitigen Lochwand gerade Kontakt hat, ist das verbleibende Lochspiel Δx_{EZ} der untersten Schraube maximal (vgl. Abbildung 10-61 und Gleichung (10-107)).

$$\Delta x_{EZ} = 2 \cdot (\Delta d - \Delta x_{BZ}) = 2 \cdot (3,0 - 1,19) = 3,62 \text{ mm} \quad (10-107)$$

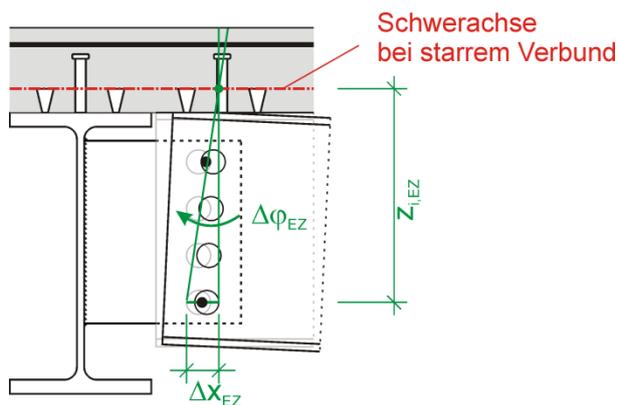


Abbildung 10-61: Endverdrehung des Nebenträgers im Endzustand

Nach Erhärten des Betons handelt es sich um einen Verbundträger. Schnittgrößen, Verformungen und Verdrehungen werden mit Bezug auf dessen Schwerachse berech-

net, die unter der vereinfachenden Annahme starren Verbundes ermittelt wird und für das betrachtete Beispiel ca. 130 mm unterhalb der Betonoberkante liegt.

Aus dem noch verbleibenden Schlupf Δx_{EZ} der untersten Schraube kann in Verbindung mit dem Abstand $z_{i,EZ}$ zum neuen Drehpol berechnet werden, welche Endverdrehung $\Delta\varphi_{EZ}$ bis zum Kraftschluss in der unteren Schraube noch erforderlich ist:

$$\Delta\varphi_{EZ} = \frac{\Delta x_{EZ}}{z_{i,EZ}} = \frac{3,62}{435} = 8,32 \cdot 10^{-3} \text{ rad} \quad (10-108)$$

Das Flächenträgheitsmoment $I_{y,eff}$ des Verbundträgers beträgt bei einem Dübelabstand von 300 mm und einer Dübelsteifigkeit von $k_{sc} = 1000 \text{ kN/cm}$ ca. 132.000 cm^4 . Mit Hilfe der Gleichung (10-109) kann die im Endzustand erforderliche Last Δq rückgerechnet werden, die zum vollständigen Schließen des Lochspiels erforderlich ist.

$$\Delta q = \frac{24 \cdot E_a I_{y,eff} \cdot \Delta\varphi_{EZ}}{L_{BZ}^3} = \frac{24 \cdot 21.000 \cdot 132.000 \cdot 8,32 \cdot 10^{-3}}{1.050^3} \cdot 100 = 47,8 \text{ kN/m} \quad (10-109)$$

Bei einem Nebenträgerabstand von 4,0 m wäre demnach eine Flächenlast von ca. 12 kN/m^2 erforderlich, um das Lochspiel vollständig zu schließen, bei Inrechnungstellung der Steifigkeit des Betongurtes in Form von Anschlussdrehfedern sogar noch mehr.

Angesichts eines Verkehrslastansatzes nach [9] von z.B. $q = 5,0 \text{ kN/m}^2$ für die Zufahrtsrampe eines Parkhauses der Kategorie F4 oder z.B. $q = 7,5 \text{ kN/m}^2$ für eine Fabrik- oder Werkstattdecke der Kategorie E3 bedeutet dies, dass sich infolge der Verkehrslast eine Trägerendverdrehung einstellt, die nicht ausreicht, um ein eventuell vorhandenes Lochspiel zu schließen. Selbst wenn sich die Schrauben planmäßig mittig in den Schraubenlöchern befinden, das Lochspiel in beiden Verschiebungsrichtungen gleichmäßig verteilt ist und damit der erforderliche Differenzdrehwinkel $\Delta\varphi_{EZ}$ nur halb so groß ist wie oben berechnet, dann ist eine Verkehrslast von ca. $6,0 \text{ kN/m}^2$ erforderlich, um das Lochspiel zu schließen. Bei einem Lastansatz von $7,5 \text{ kN/m}^2$ würden nur ca. $1,5 \text{ kN/m}^2$ der Verkehrslast auf das Durchlaufsystem wirken.

Für kleinere Trägerhöhen wie bei Versuchsreihe 1 tritt die Problematik in analoger Weise auf, auf eine rechnerische Darstellung wird aus Platzgründen verzichtet.

Theoretisch weist der Anschluss bei entsprechender Ausprägung des Lochspiels lediglich die Einspannwirkung auf, die aus dem Versatz e_x^* des Schraubenbildschwerpunktes gegenüber der Hauptträgerachse resultiert (im Sinne des lokalen Momentes

M_{lokal}). Der Momentennullpunkt befindet sich dann an der Stelle des Schwerpunktes des Schraubenbildes.

Praktisch haben aber alle 6 Versuche gezeigt, dass sich der Momentennullpunkt weiter in Richtung Feldmitte befindet, dass die Einspannwirkung also größer ist. Zudem stimmen bei den einreihigen Anschlüssen die mit dem Federmodell berechneten Rotationssteifigkeiten sehr gut mit der anfänglichen Steigung der M - φ -Kurve des jeweiligen Versuchs überein. Zur Erzielung der guten Übereinstimmung wurde die berechnete Steifigkeitskurve bei Versuch V2-1 um 2 mrad und bei Versuch V2-3 um 1 mrad parallel verschoben (vgl. Abbildung 10-55 und Abbildung 10-57). Durch Auflösen der Gleichung (10-108) nach Δx_{EZ} lässt sich den Parallelverschiebungen der Kurven ein effektiv vorhandenes Lochspiel von ca. 0,9 mm bzw. ca. 0,4 mm zuordnen (vgl. hierzu auch die Lochspiele nach Tabelle 7-5, die im Zuge der Kalibrierung des FEM-Modells als zutreffend ermittelt worden sind).

Zur Kompensierung von Lochspielen dieser Größe wäre nach Gleichung (10-109) bei einem realen Träger mit 11,0 m Länge und 4,0 m Breite eine Flächenlast von ca. 1,4 kN/m² bis 2,9 kN/m² erforderlich.

Unterstellt man typischerweise eine Verkehrslast von $q = 5,0$ kN/m² und eine Ausbaulast von $g_1 = 1,0$ kN/m², dann wirken mindestens 50% der bemessungsrelevanten Lasten auf das Durchlaufsystem und der Rest auf den Einfeldträger. Das tatsächliche Feldmoment infolge der nach Fertigstellung des Verbundes aufgebrachten Lasten kann dann zutreffend als Mittelwert der Feldmomente erfasst werden, die mit dem 80%-Ansatz (vgl. Abschnitt 10.5.3.2) an einem Durchlaufsystem und an einem Einfeldträger berechnet werden.

Im Vergleich dazu wird bei einer Bemessung mit dem 120%-Ansatz (vgl. Abschnitt 10.5.3.2) das Feldmoment für praxisübliche Trägerausführung entsprechend den Varianten „Basis“ und „steifer“ (vgl. Tabelle 10-20 bis Tabelle 10-27) in einer Größenordnung von 3% bis 5% unterschätzt, was weiterhin als unkritisch erachtet werden kann. Auf die Darstellung der zugehörigen Parameterstudie wird aus Platzgründen verzichtet.

Als weitere Argumente dafür, dass die Berechnung mit dem 120%-Ansatz trotz eines evtl. Lochspiels zutreffend ist, können angeführt werden:

- Durch die Verformungen des reinen Stahlträgers im Bauzustand wird ein Teil des Lochspiels durch den Enddrehwinkel des Trägers aufgebraucht. Die Gurtbreite der Verbundträger aus den Versuchen beträgt 1,20 m, reale Verbundträger besitzen größere Gurtbreiten. Damit ist bei realen Trägern die im Bauzustand auf den Stahlträger wirkende Last größer und somit auch die Endverdrehung, die einen Großteil des Lochspiels aufzehrt (Verkehrsverbund vorausgesetzt).
- Auch wenn die Schrauben nicht planmäßig vorgespannt sind, so sorgt auch die Teilvorspannung „handfest“ angezogener Schrauben für einen gewissen

Kraftschluss durch Reibung, selbst wenn das Lochspiel noch nicht überwunden ist. Da sich die unterste Schraube in dem Bereich von Fahnenblech bzw. Nebenträgersteg befindet, der Druckspannungen erfährt, kommt es infolge der Querdehnung dieser Bleche unter Last zu einem Anstieg der Reibungskräfte, weil die Querdehnung durch die Schraube behindert wird und dadurch die Kontaktpressung zwischen den Berührungsflächen ansteigt.

- Unterstellt man, dass die Nebenträger aufgrund ihres Eigengewichts hinsichtlich der Einleitung der vertikal wirkenden Anschlussquerkraft kraftschlüssig montiert sind, dann kann sich aufgrund des Lochspiels in horizontaler Richtung dennoch kein kraftfreier Schlupf einstellen. Dies wäre nur bei Langlöchern möglich. Bei runden Löchern schiebt sich dagegen bildlich gesprochen der Schraubenschaft an der gekrümmten Lochwandung des in Richtung des Kraftflusses unteren Bleches „bergauf“ und ebenso die Lochwandung des oberen Bleches auf dem Schraubenschaft. Die horizontale Komponente der schräg gerichteten Kontaktkraft zwischen Schraubenschaft und Lochwand sorgt trotz des Lochspiels für horizontalen Kraftschluss (vgl. Abbildung 10-62 a). Außerdem ist die Übertragung von Horizontalkräften durch Reibung im Schraubenloch möglich (vgl. Abbildung 10-62 b). Mit zunehmender Rotation gewinnt der Einfluss der Lochform an Bedeutung für die Übertragung einer horizontalen Schraubenkraft, wohingegen die Reibung an Bedeutung verliert.

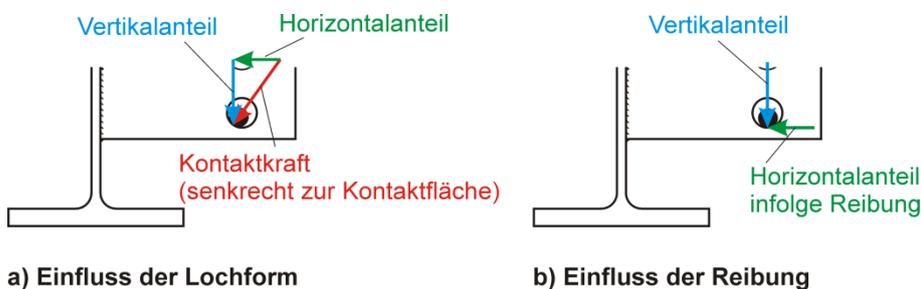


Abbildung 10-62: Übertragung horizontaler Kraftanteile trotz Lochspiels

Theoretisch kann das Lochspiel die Ausbildung einer Durchlaufwirkung beeinträchtigen oder ganz verhindern. Praktisch können derartige Bedenken aber durch Quantifizierung der Größenordnung des Fehlers, der bei der Berechnung der Feldmomente auf der unsicheren Seite tatsächlich begangen wird, sowie durch die angeführten Argumente entkräftet werden.

10.5.4 Fazit bezüglich der Anwendbarkeit des Federmodells

Mit dem vereinfachten Federmodell nach Abbildung 10-45 kann die Rotationssteifigkeit S_j auf unkomplizierte Weise berechnet werden. Durch eine Erhöhung des berechneten Wertes um 20% erreicht man eine Schnittgrößenverteilung, die für den An-

schluss auf der sicheren Seite liegt und für die Bemessung des Feldquerschnitts ausreichend genau ist. Eine ungünstige Verteilung des Lochspiels der Schraubenverbindungen kann die Durchlaufwirkung theoretisch reduzieren oder gar aufheben, was sich durch die Versuche aber praktisch nicht bestätigt hat. Sollte wegen des Lochspiels die Durchlaufwirkung wider Erwarten kleiner ausfallen als angenommen, so stellt dies für die Tragsicherheit dennoch kein Problem dar. Durch das duktile Verhalten von Feldquerschnitt und Verdübelung können sich die zum Überwinden des Lochspiels nötigen Verformungen einstellen und damit auch die berechnete Schnittgrößenverteilung.

10.6 Anmerkungen zu nicht symmetrischen Lastbildern

10.6.1 Modellvorstellung

Die bisherigen Herleitungen und Kalibrierschritte erfolgten an symmetrisch belasteten zweifeldrigen Trägersystemen. Das Federmodell für die Berechnung der Rotationssteifigkeit S_j mit der Komponentenmethode ist grundsätzlich unabhängig von der Art der Belastung. Im Zusammenhang mit dem statischen System ergibt sich aber bei nicht symmetrischer Belastung ein Unterschied im Kraftfluss, der sich gut anhand einer Aufteilung in globale und lokale Anschlussmomente M_{global} bzw. M_{lokal} erläutern lässt, wie sie auch der Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit nach Kapitel 9 zu Grunde liegt. Querkräfte und Momente sind im Folgenden entsprechend ihrer Wirkungsrichtung durch Pfeile dargestellt, die entsprechenden Werte sind damit positiv.

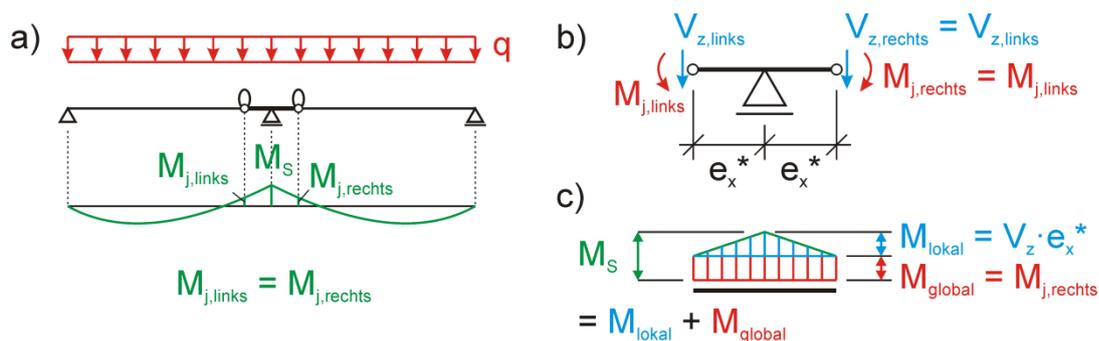


Abbildung 10-63: Momente bei symmetrischer Belastung

Bei symmetrischer Belastung wie in Abbildung 10-63 dargestellt, sind die Anschlussmomente $M_{j,links}$ und $M_{j,rechts}$ gleich groß. Sie entsprechen dem Anteil M_{global} des Stützmomentes M_S . Infolge der gleich großen Querkräfte $V_{z,links}$ und $V_{z,rechts}$ entsteht durch den Versatz e_x^* bis zum Mittelauger das Moment M_{lokal} , durch das M_{global} zu M_S ergänzt wird.

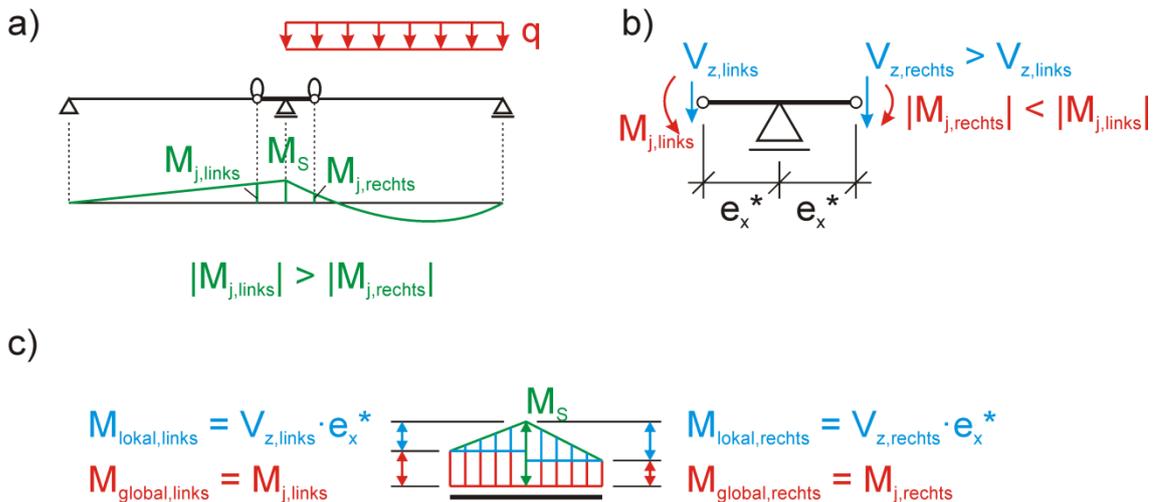


Abbildung 10-64: Momente bei nicht symmetrischer Belastung

Bei alleiniger Belastung des rechten Feldes wie in Abbildung 10-64, klingt das Stützmoment M_S auf der belasteten Seite schneller ab als auf der unbelasteten, weshalb das Anschlussmoment $M_{j,\text{rechts}}$ dem Betrag nach kleiner ist als das Anschlussmoment $M_{j,\text{links}}$. Umgekehrt ist die Anschlussquerkraft auf der belasteten Seite ($V_{z,\text{rechts}}$) dem Betrag nach größer als auf der unbelasteten ($V_{z,\text{links}}$), weshalb auf der belasteten Seite auch das lokale Moment $M_{\text{lokal,rechts}}$ größer ist, wodurch das kleinere globale Moment $M_{\text{global,rechts}}$ ausgeglichen wird.

Abbildung 10-65 zeigt beispielhaft einen Ausschnitt aus dem FEM-Modell von Kapitel 7 für Abmessungen wie bei Versuchsreihe 2. Darin sind qualitativ und stark überhöht die Verformungen bei einseitiger Belastung durch eine Linienlast im rechten Feld dargestellt. Die Beanspruchung im Anschlussbereich ist in Abbildung 10-66 in Form von Spannungstrajektorien (rot: Druck, blau: Zug) wiedergegeben, wobei verschiedene Bereiche markiert sind.

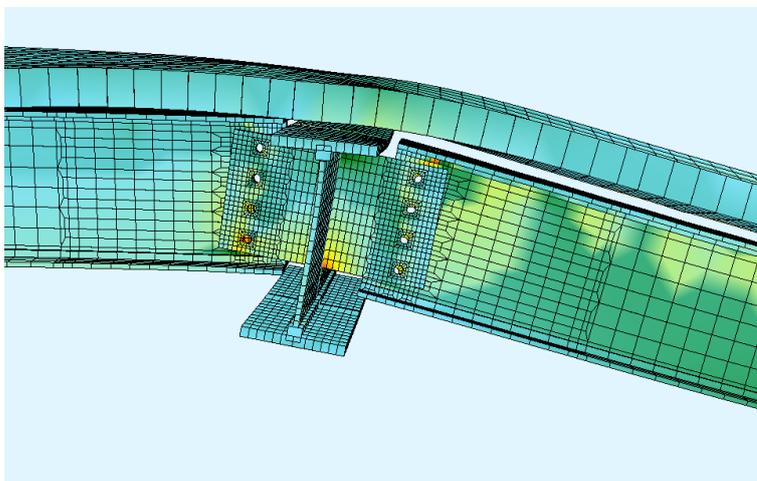


Abbildung 10-65: Verformung des Anschlussbereichs bei einseitiger Last (stark überhöht)

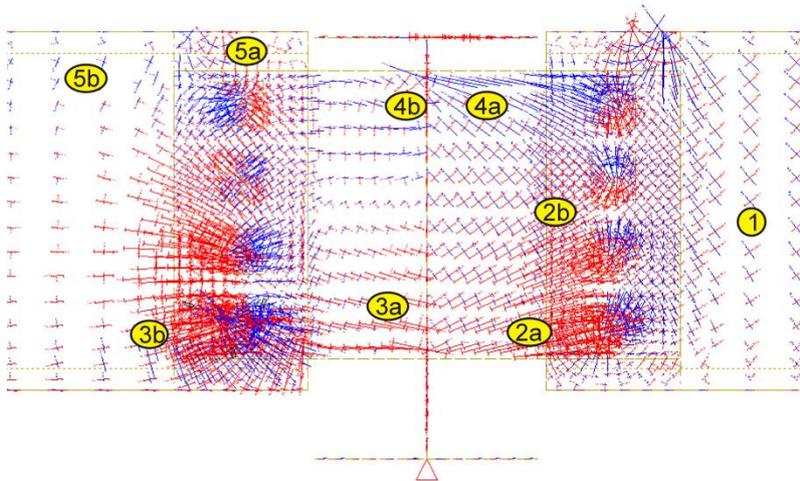


Abbildung 10-66: Beanspruchung der Stahlteile im Anschlussbereich bei einseitiger Last

In Bereich (1) streben die Spannungstrajektorien unter einem Winkel von etwa $\pm 45^\circ$ dem Fahnenblech zu. Im Fahnenblech sind die Drucktrajektorien im Bereich der unteren Schrauben (2a) sehr flach geneigt, was der Einleitung der Druckkomponente des Anschlussmomentes $M_{j, \text{rechts}}$ entspricht. Das Fahnenblech wirkt hinsichtlich der eingeleiteten Querkraft als eine Art Konsole. Deshalb gehen von den oberen Schrauben steiler geneigte Drucktrajektorien aus (2b), die dem Hauptträgersteg im unteren Fahnenblechbereich zustreben. Die Vertikalanteile werden in den Hauptträgersteg geleitet, so dass links davon (3a) die Drucktrajektorien horizontal verlaufen. An der Stelle (3b) wird das horizontale Gleichgewicht mit dem linken Nebenträger hergestellt. Das Integral über die horizontalen Druckspannungen der Bereiche (3a) bzw. (3b) entspricht gemäß Modellvorstellung dem Integral über die Horizontalkomponenten aller Druckspannungen der Bereiche (2a) und (2b). Zum Konsolmodell mit seiner schrägen Druckstrebe (2b) gehört ein Zugband im oberen Fahnenblechbereich (4a). Aufgrund von Vertikalanteilen sind die Zugspannungstrajektorien rechts des Hauptträgersteges geneigt (4a), links davon nach Übertragung der Vertikalkomponenten in den Steg verlaufen die Zugspannungstrajektorien horizontal (4b). Zur Wahrung des horizontalen Gleichgewichts ist in der Bewehrung (hier nicht dargestellt) eine Zugkraft erforderlich, die zusammen mit den Druckspannungstrajektorien des Bereichs (3b) das Anschlussmoment $M_{j, \text{links}}$ der linken Seite bildet. Dazu müssen die Zugspannungen im Fahnenblech (4b) über die oberen Schrauben in den linken Nebenträger und von dort über die Verbundfuge in die Bewehrung geleitet werden. In (5a) an der Stelle des ersten Kopfbolzendübels werden die Trajektorien stark umgelenkt und es wird ein Teil der Zugkraft in den Betongurt geleitet. Noch verbleibende Zugspannungen werden Richtung Feld geleitet (5b) und nehmen kontinuierlich den Weg über die Verbundfuge zur Bewehrung hin.

In Abbildung 10-67 und Abbildung 10-68 ist anhand von Stabwerkmodellen, wie sie traditionell eher im Massivbau verwendet werden, der Kraftfluss aufgrund der asymmetrischen Belastung skizziert.

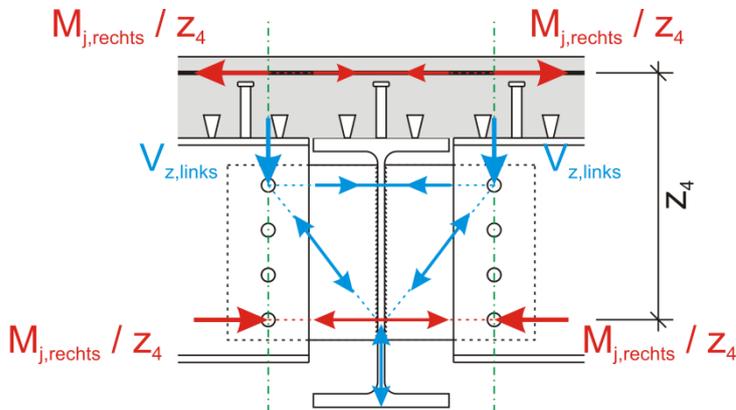


Abbildung 10-67: Durch Vektoren verdeutlichter Kraftfluss bei beidseitiger Belastung

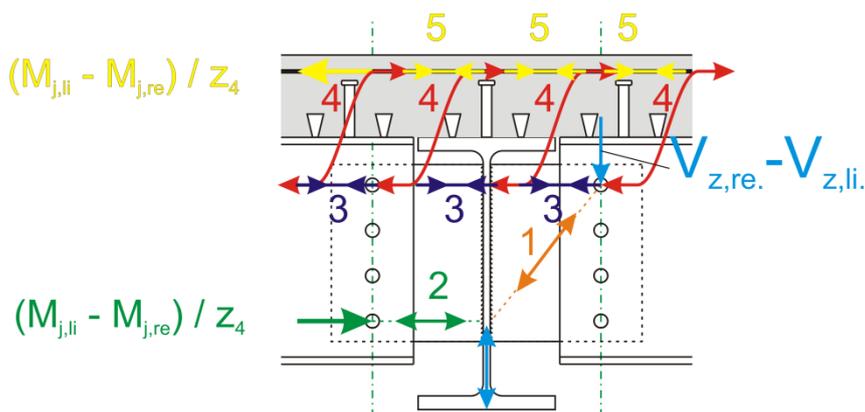


Abbildung 10-68: Durch Vektoren verdeutlichter Kraftfluss bei einseitiger Belastung

Der symmetrische, aus dem kleineren Anschlussmoment $M_{j,rechts}$ und der kleineren Anschlussquerkraft $V_{z,links}$ resultierende Belastungszustand kann in Form des Stabwerkmodells aus Abbildung 10-67 abgespalten werden. Im Modell der Abbildung 10-68 verbleibt auf der rechten Seite die Querkraftdifferenz $V_{z,rechts} - V_{z,links}$, die auf das Fahnenblech im Sinne einer Konsole einwirkt. Auf der linken Seite wirkt in Form eines horizontalen Kräftepaars die Differenz der Anschlussmomente $M_{j,links} - M_{j,rechts}$. Die Differenzquerkraft wird durch die schräge Druckstrebe (1) nach unten in den Hauptträger geleitet. Die Druckkraft (2) hält unten das horizontale Gleichgewicht, oben wird der Horizontalanteil der schrägen Druckstrebe (1) durch das Zugband (3) zurückgehalten, wobei sich die Zugkraft kontinuierlich verkleinert, da die Kraft sukzessive über die Kopfbolzendübel auf Nebenträgern und Hauptträger in den Betongurt eingeleitet wird. Dies ist durch die gekrümmten roten Pfeile (4) angedeutet. Im Gegenzug wird

von rechts nach links in der Bewehrung nach und nach die für das Gleichgewicht nötige Zugkraft (5) aufgebaut.

Das Modell wird anhand eines Zahlenbeispiels verifiziert:

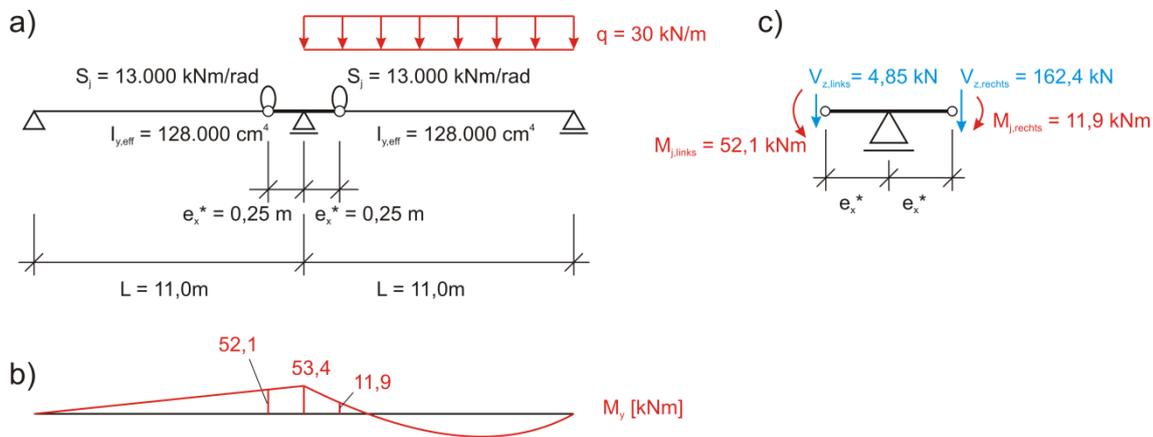


Abbildung 10-69: Berechnungsbeispiel - System, Belastung und Schnittgrößen

Das in Abbildung 10-69 a) dargestellte System besitzt Anschlüsse wie Versuch V2-2, die Rotationssteifigkeit S_j ist mit dem 120%-Ansatz ermittelt. In Teilbild b) ist die Momentenlinie, in c) sind die Anschlusschnittgrößen angegeben. Die Anschlusschnittgrößen wirken wie in Abbildung 10-70 gezeigt auf den Anschlussbereich ein. Durch Division der Anschlussmomente durch den Abstand zwischen Bewehrung und unterster Schraube erhält man die Druck- und Zugkomponenten.

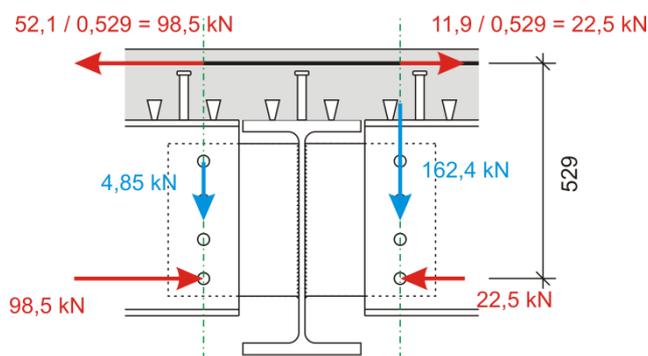


Abbildung 10-70: Berechnungsbeispiel – Anschlusschnittgrößen

Wie in Abbildung 10-71 gezeigt wirkt die Differenzquerkraft von 158 kN auf das Fahnenblech ein. Die Konsoltragwirkung mit schräger Druckstrebe führt ihrerseits zu Druck- und Zugkomponenten von +/- 132 kN. Die Zugkomponente wird wie links angedeutet durch Schub im linken Nebenträgersteg und über die Verbundfuge zur Bewehrung geleitet. Unter Berücksichtigung der Hebelverhältnisse hat die Zugkomponente in Höhe der Bewehrungslage eine Größe von 75 kN und findet dort ihr Gleich-

gewicht. Die Differenz der Zugkräfte in Abbildung 10-70 ist praktisch gleich groß (76 kN), so dass das Modell in sich konsistent ist.

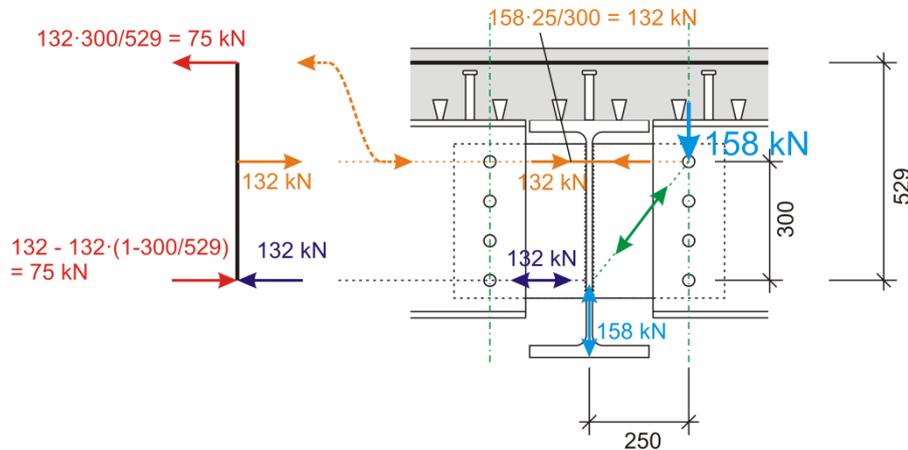


Abbildung 10-71 Berechnungsbeispiel – Kraftfluss infolge der Differenzquerkraft

Der Ausgleich der Zugkräfte zwischen linker und rechter Seite kann wie in Abbildung 10-68 skizziert auch kontinuierlich und durch Abstützung des Fahnenblechs gegen den Nebenträger in Höhe der obersten Schraube auch auf der rechten Seite erfolgen, was aus Gründen der Übersichtlichkeit in Abbildung 10-71 nicht berücksichtigt ist. Rein äußerlich betrachtet entspricht die Momentendifferenz zwischen den beiden Seiten dem Versatzmoment, das durch die Querkraftdifferenz entsteht.

Anzumerken ist noch, dass auf der unbelasteten linken Seite die Länge des negativen Momentenbereichs identisch mit der Trägerlänge ist, auf der belasteten rechten Seite ist der Bereich dagegen sehr viel kürzer. Beide Längen zusammen entsprechen als Abstand der Momentennullpunkte der äquivalenten Stützweite L_e . Hinsichtlich der Ermittlung der mittragenden Breiten $b_{\text{eff},2}$ bzw. $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ ergibt sich dadurch insoweit eine Unstimmigkeit, als gemäß [15], 5.4.1.2, die mittragenden Breiten in Abhängigkeit von L_e berechnet werden. Bei der vorliegenden einseitigen Belastung wäre L_e bei rein formalem Vorgehen wesentlich größer als in [15], Bild 5.1 (vgl. Abbildung 10-5), für den Bereich 2 über dem ersten Innenaufleger angegeben. Dies würde trotz der Nachgiebigkeit der Fahnenblechanschlüsse zu einer größeren mittragenden Breite $b_{\text{eff},2}$ führen als bei einem durchlaufenden Träger ohne oder mit steifen Anschlüssen, was sich mechanisch nicht begründen lässt. Noch weniger lässt sich begründen, dass bei einseitiger Belastung aus der (rein formal) größeren mittragenden Breite $b_{\text{eff},2}$ bzw. $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ eine Rotationssteifigkeit resultiert, die größer ist als bei beidseitiger Belastung, obwohl ein unbelastetes Trägerfeld den Einspanngrad im Vergleich zu zwei gleich belasteten Feldern doch deutlich herabsetzt.

Aufgrund dieser Überlegungen bieten sich zwei Vorgehensweisen zur Lösung des Problems an, wobei in beiden Fällen auf der linken und rechten Anschlussseite dieselbe Rotationssteifigkeit S_j anzunehmen ist.

Im ersten Fall wird die äquivalente Stützweite L_e mit dem doppelten Wert der Länge des kleineren der beiden negativen Momentenbereiche angenommen. Im zweiten Fall wird, um einem gewissen Formalismus im Sinne der Norm [15] zu gehorchen, L_e wie gewohnt als Abstand der beiden Momentennullpunkte berechnet, auch wenn dieser durch die unsymmetrische Belastung sehr groß ist. Zusätzlich wird aber eine obere Grenze $L_{e,max}$ nach Gleichung (10-110) definiert, die der Vorgabe aus [15], Bild 5.1 (vgl. Abbildung 10-5), für den Bereich 2 entspricht und der Tatsache Rechnung trägt, dass mit nachgiebigen Anschlüssen keine größere Durchlaufwirkung erzielt werden kann als mit steifen Anschlüssen.

$$L_{e,max} = 0,25 (L_1 + L_2) \quad (10-110)$$

Die verminderte Durchlaufwirkung im Vergleich zu einem Durchlaufträger mit steifen Anschlüssen resultiert bei der zweiten Vorgehensweise aber primär aus der einseitigen Laststellung und weniger aus der Nachgiebigkeit der Anschlüsse. Deshalb sollte nach Ansicht des Verfassers der zuerst vorgestellten Vorgehensweise der Vorzug gegeben werden.

Die geschilderte Problematik betrifft übrigens nicht nur die hier behandelten Fahnenblechanschlüsse, sondern jeden nachgiebigen Verbundbauanschluss, bei dem auf beiden Seiten des Hauptträgers oder der Stütze unterschiedliche Gradienten der Biegemomente vorliegen, da es sich bei den zugehörigen statischen Systemen wegen der Anschlussnachgiebigkeit nicht um „typische durchlaufende Verbundträger“ [15] handelt, für die [15], Bild 5.1, gilt.

Die grundsätzliche Anwendbarkeit des statischen Modells auch bei nicht symmetrisch belasteten Trägersystemen konnte durch die mit Hilfe der Mechanik begründbaren Überlegungen gezeigt werden. Vorsorglich wird darauf hingewiesen, dass bezüglich einer asymmetrischen Belastungssituation keine versuchstechnische Absicherung vorliegt, da alle 6 Großversuche unter symmetrischer Belastung durchgeführt worden sind.

10.6.2 Anwendungsgrenzen des Modells

Das vorgestellte Federmodell nach Abbildung 10-45 setzt voraus, dass in der oberen Wegfeder $c_{w,1}$ für Bewehrung und Verdübelung stets eine Zugkraft und in der unteren Wegfeder $c_{w,2}$ für Schraube und Fahnenblech stets eine Druckkraft wirkt. Damit diese Kräfte nicht „ins Leere“ laufen, müssen in der Achse des Hauptträgers von der anderen Seite her entsprechende Reaktionskräfte wirken.

Unter ungünstiger Konstellation von Abmessungen und Steifigkeiten ist es z.B. bei einseitiger Belastung eines Zweifeldsystems theoretisch denkbar, dass an der Stelle der Rotationsfeder der belasteten Seite unten Zug im Anschluss entsteht und oben Druck, auf der nicht belasteten Seite umgekehrt, weil durch die Querkraftdifferenz ΔV_z der in Abbildung 10-72 skizzierte Mechanismus entstehen kann.

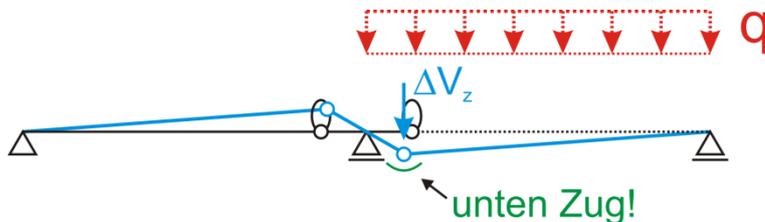


Abbildung 10-72: Mögliche Kinematik des Systems bei einseitiger Belastung

Zur Beantwortung der Frage, ob das Problem in der Praxis auftreten kann, wird die Belastung in einen symmetrischen und einen antisymmetrischen Anteil aufgeteilt. Der Belastungsteil, der zwischen Hauptträger und Drehfeder wirkt, wird vernachlässigt, da dieser in der Realität direkt in den Hauptträger eingeleitet wird und gering ist im Vergleich zur Belastung des Restsystems. Die Trägerlänge zwischen Rotationsfeder und Endauflager wird mit L^* bezeichnet (vgl. Abbildung 10-73). Die Stäbe im Anschlussbereich haben wie sonst auch unendlich große Biegesteifigkeit, die Stäbe in den Feldern haben die effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,eff}$.

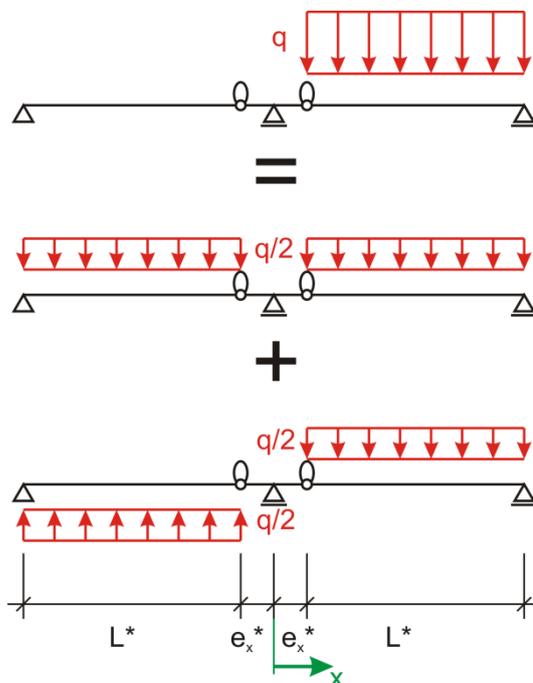


Abbildung 10-73: Zerlegung der Last in symmetrischen und antisymmetrischen Anteil

Unter Ausnutzung von Symmetrie bzw. Antimetrie kann das Anschlussmoment M_j an der Stelle $x = e_x^*$ berechnet werden, im antimetrischen Fall ist das halbe System statisch bestimmt, im symmetrischen Fall muss statisch unbestimmt gerechnet werden (der Rechenweg ist aus Platzgründen nicht dargestellt).

Für den antimetrischen Fall ergibt sich das Moment M_j nach Gleichung (10-111), für den symmetrischen Fall nach Gleichung (10-112). Das reale Anschlussmoment M_j ist die Summe der beiden Anteile nach Gleichung (10-113).

$$M_{j,antim.} = \frac{q \cdot L^{*2}}{4} \cdot \frac{e_x^*}{e_x^* + L^*} \quad (10-111)$$

$$M_{j,symm.} = -\frac{q \cdot L^{*2}}{4} + \frac{q \cdot L^{*2} \left(\frac{L^*}{16 EI_{y,eff}} + \frac{1}{4 S_j} \right)}{\frac{L^*}{3 EI_{y,eff}} + \frac{1}{S_j}} \quad (10-112)$$

$$M_j = M_{j,symm.} + M_{j,antim.} \quad (10-113)$$

Aus der Bedingung, dass M_j negativ sein muss, ergibt sich nach Gleichung (10-114) ein Mindestwert $S_{j,min}$ für die Rotationssteifigkeit. Wenn $S_j > S_{j,min}$ ist, treten im Anschluss nur negative Momente auf und das Federmodell ist gültig.

$$S_{j,min} = \frac{12 \cdot e_x^* \cdot EI_{y,eff}}{L^* \cdot (L^* - 3 e_x^*)} \quad (10-114)$$

In Tabelle 10-28 ist Gleichung (10-114) für verschiedene Stützweiten L und Flächenträgheitsmomente $I_{y,eff}$ ausgewertet, wie sie sich für Verbundträger mit niedrigem (Serie 1) und hohem (Serie 2) Querschnitt und für die Varianten ohne, mit nachgiebigem oder mit starrem Verbund ergeben. Der Berechnung liegt eine für übliche Walzträgerbreiten von $b_{HT} = 300$ mm typische Anschluss exzentrizität $e_x^* = 250$ mm zugrunde. In Abbildung 10-74 sind die Zusammenhänge graphisch dargestellt.

Tabelle 10-28: Erforderliche Mindestrotationssteifigkeit $S_{j,min}$

	L =	6,0	8,0	11,0	15,0	20,0	m
$I_{y,eff}$	$EI_{y,eff}$	$S_{j,min}$	$S_{j,min}$	$S_{j,min}$	$S_{j,min}$	$S_{j,min}$	Bemerkung
[cm ⁴]	kNcm ²	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[-]
4.900	102.900.000	1.074	569	287	149	82	Serie 1 ohne Verbund
14.000	294.000.000	3.068	1.626	820	427	235	Serie 1 nachgiebig
19.000	399.000.000	4.163	2.206	1.113	580	319	Serie 1 starr
52.000	1.092.000.000	11.395	6.039	3.047	1.586	873	Serie 2 ohne Verbund
125.000	2.625.000.000	27.391	14.516	7.326	3.814	2.099	Serie 2 nachgiebig
170.000	3.570.000.000	37.252	19.742	9.963	5.186	2.854	Serie 2 starr

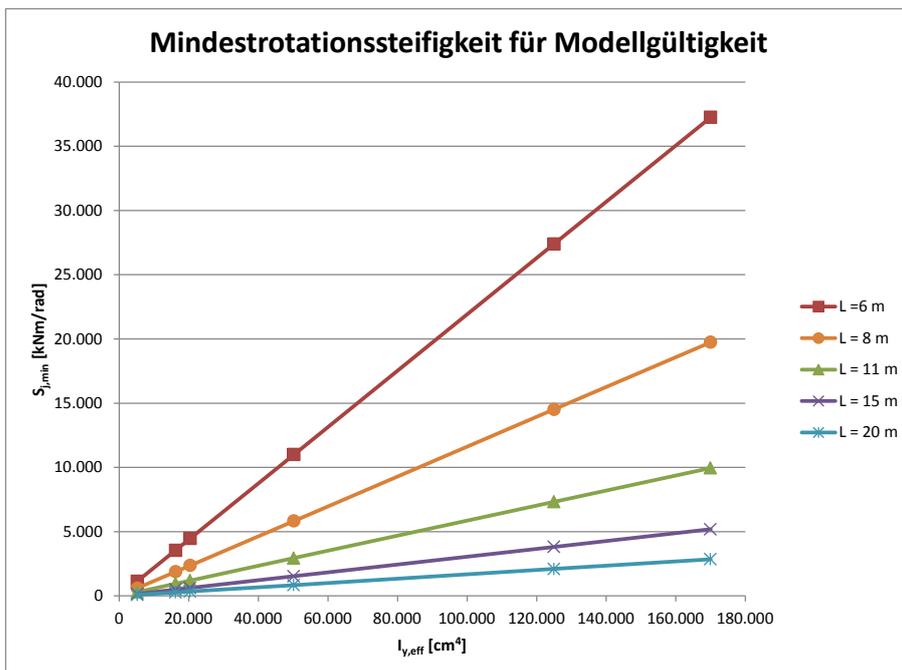


Abbildung 10-74: Erforderliche Mindestrotationssteifigkeit $S_{j,min}$

Für kleine Trägerquerschnitte wie bei Versuchsreihe 1 mit einer realistischen Länge von ca. 6,0 m ist das Modell ab einer Rotationssteifigkeit von ca. 3.000 bis 4.000 kNm/rad anwendbar, für größere Trägerquerschnitte wie bei Reihe 2 mit einer realistischen Länge von ca. 11,0 m ab einer Rotationssteifigkeit von ca. 7.000 bis 10.000 kNm/rad. Diese Größen sind in Tabelle 10-28 grün hinterlegt.

Unterstellt man, dass mit den modifizierten Berechnungsparametern nach Tabelle 10-11 und nach Abminderung auf 80% des berechneten Wertes die Rotationssteifigkeit S_j zutreffend erfasst wird („80%-Ansatz“), dann erkennt man mit Bezug auf Tabelle 10-12, dass nur die Versuche V2-2 und V2-3 mit $0,8 \cdot S_j$ in einer Größenordnung von ca. 8.400 kNm/rad die Anforderungen an die Mindeststeifigkeit $S_{j,min}$ bei einseitiger Belastung erfüllen. V2-1 mit geringerem Bewehrungsgrad liegt mit etwa $0,8 \cdot S_j = 6.600$ kNm/rad leicht unterhalb des Mindestwertes, die Versuche der Reihe 1 errei-

chen mit $0,8 \cdot S_j$ von ca. 1.200 bis 1.400 kNm/rad die Mindestgröße $S_{j,\min} = 3.000$ kNm/rad nicht.

Bei einseitiger Belastungssituation eignet sich das vorgestellte Federmodell somit bevorzugt für Verbundträger mit größeren Querschnittshöhen wie bei Versuchsreihe 2, wenn über dem Mittelaufleger zudem eine Gurtbewehrung vorhanden ist, die größer ist als die Mindestbewehrung. Das bedeutet nicht notwendigerweise, dass für andere Konstellationen das Modell grundsätzlich nicht anwendbar ist. Es ist aber im Einzelfall zu prüfen, welches Vorzeichen die Anschlussmomente aufweisen. Sollte sich herausstellen, dass unter einer bestimmten Laststellung an der Stelle der betreffenden Rotationsfeder unten Zugbeanspruchung vorliegt, dann ist ggf. ein anderes Verfahren für die Schnittgrößenermittlung zu wählen oder das Federmodell anzupassen. Das kann beispielsweise durch Ersetzen der Komponente „Längsbewehrung mit Zugbeanspruchung“ durch eine Komponente „Betongurt mit Druckbeanspruchung“ und entsprechender Änderung der Komponente „Schrauben auf Abscheren und Lochleibung“ für eine Belastung in Richtung der freien Fahnenblech- bzw. Stegränder geschehen.

In realen Bauwerken ist die beschriebene Problematik von weitaus geringerer Relevanz als hier vielleicht der Eindruck erweckt wird, weil einseitige Lastbilder in Reinform wegen der üblicherweise vorhandenen Ausbaulasten praktisch nicht auftreten. Im Fall von Eigengewichtsverbund würde auch das Eigengewicht der Konstruktion zu einer Vergleichmäßigung der Gesamtbelastung in den beiden Feldern führen.

Da zum gegenwärtigen Zeitpunkt keine Ergebnisse von Versuchen mit einseitiger oder asymmetrischer Belastung vorliegen, müssen diese theoretischen Überlegungen genügen, um auf evtl. vorhandene Modellgrenzen hinzuweisen. Zur Entkräftung eventueller Bedenken wäre die Durchführung einiger ergänzender Versuche mit nicht symmetrischem Lastbild wünschenswert.

11 Abschätzung der Rotationskapazität

11.1 Abschätzung mit dem Federmodell

11.1.1 Vorgehensweise

Die Rotationskapazität ϕ_{Cd} kann auf rechnerischem Weg mit dem vereinfachten Federmodell in Verbindung mit den Erkenntnissen aus der Versuchsdurchführung und im Zusammenspiel mit dem Berechnungsmodell für die Anschluss Tragfähigkeit aus Kapitel 9 abgeschätzt werden. Das Anschlussmoment M wird in Form eines Kräftepaars abgetragen (vgl. Abbildung 11-1).

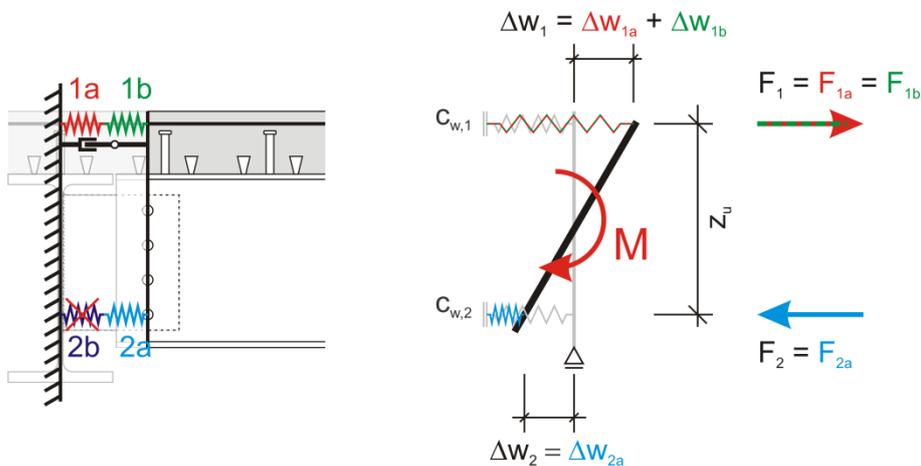


Abbildung 11-1: Reduzierung des Modells auf drei Komponenten

Die Zugkraft wird von den in Serie wirkenden Komponenten „Bewehrung“ (1a) und „Verdübelung“ (1b) aufgenommen, die Druckkraft von den Schrauben im überdrückten Bereich $h_{FB,comp}$ des Fahnenblechs, mindestens jedoch von der untersten Schraube (2a). Die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs (2b) wird in diesem Zusammenhang nicht berücksichtigt. Die Versuche haben zwar gezeigt, dass sich das Fahnenblech im Traglastzustand um die schwache Achse verbiegt, was zu einem sehr duktilen Anschlussverhalten führt. Dieser Einfluss kann mit dem Federmodell aber nicht befriedigend abgebildet werden und wird auf der sicheren Seite liegend nicht weiter berücksichtigt. Die Rotationskapazität ϕ_{Cd} ergibt sich nach Gleichung (11-1).

$$\phi_{Cd} = \frac{\Delta w_{1a,max} + \Delta w_{1b,max} + \Delta w_{2a,max}}{z_u} \quad (11-1)$$

11.1.2 Komponente „Bewehrung“

Die Messung der Bewehrungsdehnungen mit Dehnungsmesstreifen hat ergeben, dass auf Traglastniveau die Bewehrung bei allen 6 Versuchen fließt. Das Fließen der Bewehrung tritt ab den in Tabelle 11-1 genannten Laststufen auf, bezüglich konkreter Messwerte wird auf [37] verwiesen.

Tabelle 11-1: Beginn des Fließens der Bewehrung

Versuch	Fließen der Bewehrung		Versuch	Fließen der Bewehrung
[-]	[-]		[-]	[-]
V1-1	ab Laststufe 9		V2-1	ab Laststufe 8
V1-2	ab Laststufe 10		V2-2	ab Laststufe 10
V1-3	ab Laststufe 9		V2-3	ab Laststufe 8

Weil mit Bezug auf Abbildung 6-2 bis Abbildung 6-7 der Übergang von einem elastischen zu einem plastischen Bauteilverhalten bereits auf niedrigerem Lastniveau stattfindet, ist davon auszugehen, dass die Rotationskapazität nicht allein vom Fließen der Bewehrung bestimmt wird, sondern in starkem Maß auch von der Nachgiebigkeit der Verdübelung abhängt (siehe Abschnitt 11.1.3).

Auch das Modell zur Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit aus Kapitel 9 setzt voraus, dass die Bewehrung fließt. Sofern die Bewehrung infolge der globalen Normalkraft N_{global} nicht ausgenutzt ist, werden die bis zum Fließen verbleibenden Reserven genutzt, um im Betongurt das anteilige Moment $M_{c,N,pl,Rd}$ abzutragen. Damit fließt die Bewehrung auf Traglastniveau in jedem Fall.

Durch die charakteristische Dehnung ε_{uk} bei Höchstlast ist die größtmögliche Bewehrungsdehnung vorgegeben. ε_{uk} muss gemäß [12], Anhang C, Tabelle C.1, für die Duktilitätsklassen A, B und C mindestens 2,5%, 5,0% bzw. 7,5% betragen. Da nach [15], Absatz 8.3.4 (1) die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen zu berücksichtigen ist, muss ε_{uk} reduziert werden und ist durch ε_{smu} im Sinne der Abbildung 10-8 (vgl. [47]) zu ersetzen. Die Ausführungen in Abschnitt 10.2.4.2 zur Behandlung des Tension-Stiffening-Effektes gelten auch hier, und sofern die Längsbewehrung über die Gurtbreite gleichmäßig verteilt ist, können die Gleichungen (10-12) bis (10-16) unverändert angewendet werden. Mit diesen Eingangswerten kann ε_{smu} unter Verwendung der aus [47] entnommenen und an die aktuellen Gegebenheiten angepassten Gleichung (11-2) berechnet werden.

$$\varepsilon_{smu} = \frac{f_s}{E_s} - \beta_t \cdot (\varepsilon_{sr2} - \varepsilon_{sr1}) + \delta_d \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{sr}}{f_s}\right) \cdot \left(\varepsilon_{uk} - \frac{f_s}{E_s}\right) \quad (11-2)$$

δ_d berücksichtigt die Duktilität der Bewehrung und wird für hochduktiler Bewehrung mit $\delta_d = 0,8$ und für normalduktiler Bewehrung mit $\delta_d = 0,6$ angenommen. Da nach [12], 5.6.2 (2), bei Anwendung plastischer Verfahren für die Schnittgrößenermittlung ebenso wie nach [15], 5.5.1 (5), nur Bewehrungsstahl der Klassen B oder C verwendet werden darf, bedeutet dies im Umkehrschluss, dass diese Bewehrung als hochduktil zu betrachten ist und deshalb stets $\delta_d = 0,8$ gilt. Die größte Verlängerung $\Delta w_{1a,max}$ der Ersatzfeder $c_{w,1a}$ ergibt sich nach Gleichung (11-3).

$$\Delta w_{1a,max} = \varepsilon_{sum} \cdot L_{Bew} \quad (11-3)$$

L_{Bew} wird von der Hauptträgerachse bis zum ersten Kopfbolzendübel angenommen. Eine Verlängerung um die halbe mittragende Breite $b_{eff,Feder}$ wie bei der Berechnung der Rotationssteifigkeit wird auf der sicheren Seite liegend nicht vorgenommen.

Für die 6 Versuche sind $\Delta w_{1a,max}$ sowie die zur Berechnung benötigten Parameter in Tabelle 11-2 zusammengestellt.

Tabelle 11-2: Maximale Dehnung und Verlängerung der Bewehrung

Versuch	ρ_s	E_s	E_c	α_s	f_{ct}	f_s	β_t	δ_d
[-]	[%]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]
V1-1	0,714	200.000	23.390	8,55	1,54	569	0,25	0,8
V1-2	1,348	200.000	23.300	8,58	1,69	569	0,25	0,8
V1-3	1,348	200.000	23.300	8,58	1,69	569	0,25	0,8
V2-1	0,942	200.000	32.380	6,18	2,64	567	0,25	0,8
V2-2	1,779	200.000	29.600	6,76	2,26	567	0,25	0,8
V2-3	1,779	200.000	29.600	6,76	2,09	567	0,25	0,8

Versuch	σ_{sr}	ε_{sr1}	ε_{sr2}	ε_{uk} (Klasse B)	ε_{smu}	L_{Bew}	$\Delta w_{1a,max}$
[-]	[N/mm ²]	[%]	[%]	[%]	[%]	[mm]	[mm]
V1-1	227,3	0,066	1,136	50	25,2	300	7,6
V1-2	138,1	0,073	0,691	50	31,3	300	9,4
V1-3	138,1	0,073	0,691	50	31,3	300	9,4
V2-1	294,0	0,082	1,470	50	20,7	300	6,2
V2-2	140,1	0,076	0,700	50	31,1	300	9,3
V2-3	129,5	0,071	0,648	50	31,8	300	9,5

11.1.3 Komponente „Verdübelung“

Die Komponente "Verdübelung" (1b) begrenzt die Rotation durch das charakteristische Verformungsvermögen δ_{uk} der Verbundmittel. δ_{uk} muss nach [15], Absatz 6.6.1.1 (5) mindestens 6 mm betragen, damit das Verbundmittel als duktil eingestuft werden darf. Die Messung des Schlupfes zwischen Stahlträger und Betongurt mit den Wegaufnehmern 2, 3, 12 und 13 bei Versuchsreihe 1 (vgl. Abbildung 5-12 ff.) bzw. den

Aufnehmern 2, 3 und 4 bei Versuchsreihe 2 (vgl. Abbildung 5-16 ff.) hat ergeben, dass der Schlupf auf Traglastniveau überwiegend in einer Größenordnung von 10 bis 15 mm liegt, stets aber über 6 mm (bzgl. konkreter Messwerte siehe [37]).

Die Bestimmung der Momentenbeanspruchbarkeit des Anschlusses nach Kapitel 9 ignoriert bewusst die Tragfähigkeit der Verbundfuge als begrenzenden Faktor für die Anschluss Tragfähigkeit. Dafür muss die Verdübelung im Nachgang der Berechnung so ausgelegt werden, dass die berechneten Feld- und Anschlussmomente auch erreicht werden können. Unter der Annahme, dass die Verdübelung nicht unangemessen stark überdimensioniert wird, ist davon auszugehen, dass bei äquidistanter Verdübelung die Kopfbolzendübel im Bereich des negativen Anschlussmomentes auf Traglastniveau fließen, weil dort der Momentengradient und somit die Dübelbeanspruchung größer ist als im Feld. Deshalb bestehen keine Bedenken, die größte Verlängerung $\Delta w_{1b,max}$ der Ersatzfeder $c_{w,1b}$ nach Gleichung (11-4) anzunehmen, zumal es sich bei δ_{uk} um einen Mindestwert handelt und außerdem der Übergang ins Fließen tatsächlich nicht wie bei einer bilinearen Federkennlinie abrupt, sondern kontinuierlich erfolgt (vgl. Abbildung 10-35).

$$\Delta w_{1b,max} = \delta_{uk} \geq 6 \text{ mm} \quad (11-4)$$

11.1.4 Komponente „Schraube (Lochleibung und Abscheren)“

Aus der Berechnung der Anschluss Tragfähigkeit nach Kapitel 9 ist bekannt, wie groß die globale Normalkraft N_{global} zur Abtragung des Momentenanteils M_{global} ist, wie groß die überdrückte Fahnenblechhöhe $h_{FB,comp}$ ist und wie viele Schrauben $n_{b,comp}$ innerhalb von $h_{FB,comp}$ liegen. Aus diesen Werten (vgl. Gleichungen (9-22), (9-77) und (9-81)) kann nach Gleichung (11-5) die Belastung je Schraube berechnet werden.

$$F_{b,h,Ed} = \frac{N_{global}}{n_{b,comp}} \quad (11-5)$$

Hinsichtlich der Rotationskapazität von geschraubten Anschlüssen mit Lochleibungsbeanspruchung enthält [14] keine Regelungen, in [42] werden diesbezüglich aber Angaben gemacht, die im Folgenden verwendet werden. Allerdings wird von der Verformungskapazität der Schrauben unter Abscherbeanspruchung kein Gebrauch gemacht, da laut [14], Absatz 6.4.2 (3) nicht von einer ausreichenden Rotationskapazität ausgegangen werden darf, wenn Abscherversagen für die Momententragfähigkeit maßgebend ist. Unter diesem Gesichtspunkt muss für die Tragfähigkeit der Schraubenverbindung immer Lochleibungsversagen und nicht Abscherversagen maßgebend sein. Für Fälle, in denen der Widerstand gegen Abscherversagen mindestens 25% größer ist als der Widerstand gegen Lochleibungsversagen, kann die aus [42] stam-

mende und in Gleichung (11-6) wiedergegebene Formel zur Berechnung von δ_{av} („available deformation capacity“ [42]) verwendet werden.

$$\delta_{av} = \frac{R_{eq}}{S_{eq}} + \left(\delta_p - \frac{R_{eq}}{S_p} \right) \quad (11-6)$$

S_p und S_{eq} werden nach den Gleichungen (10-84) und (10-91) berechnet. Ferner gilt:

$$R_{eq} = R_p \quad (11-7)$$

$$\delta_p = 10 \frac{R_p}{S_p} \quad (11-8)$$

Damit vereinfacht sich Gleichung (11-6) wie folgt:

$$\delta_{av} = R_p \left(\frac{1}{S_{eq}} + \frac{9}{S_p} \right) \quad (11-9)$$

R_p ist der Widerstand gegen Lochleibungsversagen, der identisch ist mit $F_{b,Rd}$ nach [14] und mit Gleichung (9-74) berechnet wird (bei einreihigen Fahnenblechanschlüssen sollte formal korrekt Gleichung (9-75) verwendet werden). Die benötigten Beiwerte gemäß [14] sind Tabelle 9-8 bis Tabelle 9-13 zu entnehmen. Man beachte, dass durch die Serienschaltung von Fahnenblech (Lochleibung), Schraube (Abscheren) und Trägersteg (Lochleibung) in allen drei Bauteilen dieselbe Kraft wirkt, dass aber die Bauteile üblicherweise unterschiedliche Widerstände besitzen. R_p ist also der kleinere der beiden Lochleibungswiderstände von Fahnenblech und Trägersteg, und damit ist auch S_p von diesem Bauteil anzusetzen. Ein Versagen der Schraube auf Abscheren muss durch geeignete Schraubenwahl ausgeschlossen werden. Bei zweireihigen Anschlüssen ist wegen der Parallelschaltung der beiden Schraubenreihen im mechanischen Sinn δ_{av} für jede der Schraubenreihen getrennt zu berechnen und anschließend der kleinere der beiden Werte zu verwenden.

Die Berechnungsvorschläge aus [42] beziehen sich dem Kontext nach auf einzelne Scher-Lochleibungs-Verbindungen wie etwa Anschlüsse von Zugstäben o.ä., die für sich betrachtet über die berechnete Verformungskapazität δ_{av} verfügen. Dass die Verformungskapazität δ_{av} auch bei Fahnenblechanschlüssen (und im Grunde bei allen momententragfähigen Anschlüssen) zur Verfügung steht, setzt voraus, dass in der Scher-Lochleibungs-Verbindung tatsächlich auch der Lochleibungswiderstand R_p bzw. $F_{b,Rd}$ erreicht wird. Wenn die Bewehrung bereits bei einer kleineren Kraft fließt, ist

das aus Gleichgewichtsgründen aber nicht möglich. In diesem Fall ist nur die elastische Deformation $\delta_{av,el}$ nach Gleichung (11-10) möglich:

$$\delta_{av,el} = \frac{F_{b,h,Ed}}{S_{eq}} \quad (11-10)$$

Die Schraubenkraft $F_{b,h,Ed}$ ergibt sich nach Gleichung (11-5).

Umgekehrt bestehen keine Bedenken, dass bei fließender Schraube die Bewehrung nicht fließen könnte, denn diese wird dem Bemessungsmodell entsprechend stets voll ausgenutzt, sei es durch die globale Normalkraft N_{global} oder das Moment $M_{c,N,pl,Rd}$ im Betongurt. Dieses Verhalten haben auch die Versuche bestätigt.

Weil die Schraubenkraft $F_{b,h,Ed}$ mit Hilfe des Berechnungsmodells aus Kapitel 9 bestimmt wird, ist auch die Rotationskapazität ϕ_{Cd} von der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ abhängig. Diesbezüglich gelten die bekannten Einschränkungen (vgl. Abschnitt 9.1.10).

Die Verkürzung $\Delta W_{2a,max}$ der Feder $c_{w,2a}$ ergibt sich nach Gleichung (11-11).

$$\Delta W_{2a,max} = \left\{ \begin{array}{ll} R_p \left(\frac{1}{S_{eq}} + \frac{9}{S_p} \right) & \text{für } F_{b,h,Ed} = R_p = F_{b,Rd} \\ \frac{F_{b,h,Ed}}{S_{eq}} & \text{für } F_{b,h,Ed} < R_p = F_{b,Rd} \end{array} \right\} \quad (11-11)$$

Für die 6 Versuche wird $\Delta W_{2a,max}$ im Folgenden berechnet. Grundlage ist eine mittragende Breite $b_{eff,2} = 1,20$ m.

Zu berücksichtigen ist, dass aufgrund der M_y - V_z -Interaktionsbeziehung N_{global} und damit $F_{b,h,Ed}$ von der einwirkenden Querkraft V_z abhängig sind. Falls der Anschluss die größtmögliche Querkraft überträgt, dann ist das Fahnenblech infolge dieser Querkraft ausgenutzt und kann keine globale Normalkraft mehr übertragen. Dieser Zustand ist bei allen drei Versuchen der Versuchsreihe 1 gegeben. Im jeweiligen Interaktionsdiagramm (vgl. Abbildung 9-53 bis Abbildung 9-55) befinden sich die M_y - V_z -Wertepaare bei Querkraften von ca. 130 kN bis 140 kN auf Traglastniveau am rechten Diagrammrand, also an der Stelle der größten übertragbaren Querkraft. Weil damit $N_{global} = F_{b,h,Rd} = 0$ sein muss, erübrigt sich eine Berechnung und es gilt $\Delta W_{2a,max} = 0$.

Dass keine plastischen Verformungskapazitäten in Anspruch genommen werden konnten, ist auch an den Schraubenlöchern erkennbar. Bei Versuch V1-1 und V1-2 weisen die Löcher nach Augenschein keine Ovalisierung auf (vgl. Abbildung 11-2 für V1-2), bei Versuch V1-3 ist die Ovalisierung mit ca. 1,5 mm relativ klein und aufgrund

ihrer Lage zu einem Großteil auf die Einwirkung der vertikalen Querkraft zurückzuführen (vgl. Abbildung 11-3, Trägersteg, unteres Loch).



Abbildung 11-2: Schraubenlöcher ohne Ovalisierung, V1-2

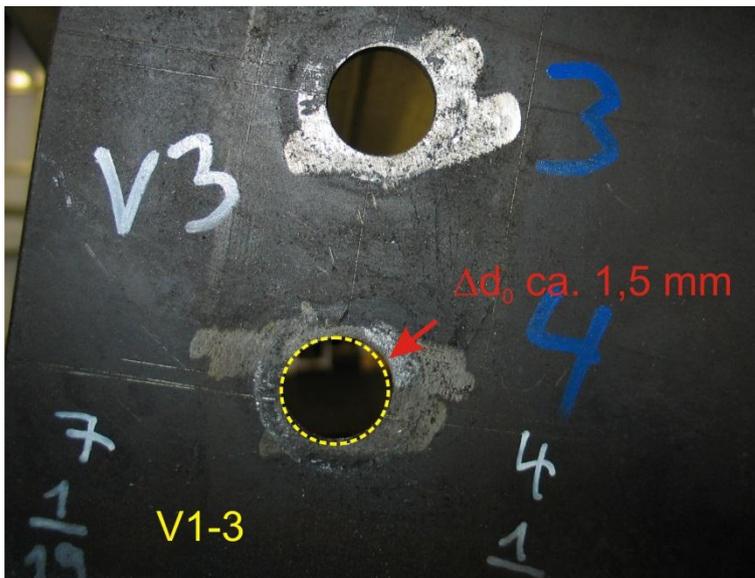


Abbildung 11-3: Geringfügig ovalisiertes Schraubenloch, Trägersteg, V1-3

Bei den Versuchen der Reihe 2 beträgt die Querkraft ca. 330 kN bis 350 kN und liegt damit in einer Größenordnung, welche die Abtragung einer globalen Normalkraft N_{global} erlaubt.

Ausgehend vom zugehörigen Interaktionsdiagramm (vgl. Abbildung 9-56 bis Abbildung 9-58) werden für eine einheitliche Querkraft von 340 kN die Werte $h_{\text{FB,comp}}$, N_{global}

und $F_{b,h,Ed}$ berechnet. Für die unterste Schraube werden die Größen S_p , S_{eq} , R_p , δ_{av} , $\delta_{av,el}$ und schließlich $\Delta w_{2a,max}$ ausgewiesen. Die einzelnen Berechnungsschritte sind aus Platzgründen nicht dargestellt, Tabelle 11-3 enthält die genannten Berechnungsparameter und das Ergebnis $\Delta w_{2a,max}$.

Tabelle 11-3: Verformungskapazität $\Delta w_{2a,max}$ der untersten Schraube

Versuch	V_z	$h_{FB,comp}$	N_{global}	$n_{b,comp}$	$F_{b,h,Ed}$	S_p	S_{eq}	R_p	δ_{av}	$\delta_{av,el}$	$\Delta w_{2a,max}$
[-]	[kN]	[mm]	[kN]	[-]	[kN]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN]	[mm]	[mm]	[mm]
V2-1	340	243	206	2,49	82,7	177,8	78,1	190	12,0	1,1	1,1
V2-2	340	239	184	2,45	75,1	177,0	78,0	189	12,0	1,0	1,0
V2-3	340	239	184	2,45	75,1	175,5	77,7	187	12,0	1,0	1,0

Bei allen drei Versuchen der Reihe 2 wird die Normalkraft N_{global} durch die Tragfähigkeit des Fahnenblechs begrenzt, so dass sich die Schrauben rechnerisch elastisch verhalten und $\Delta w_{2a,max}$ nur ca. 1 mm beträgt. Abbildung 11-4 und Abbildung 11-5 zeigen beispielhaft für V2-1 und V2-3, dass entgegen der Berechnung tatsächlich größere Ovalisierungen des jeweils untersten Schraubenlochs aufgetreten sind. Die Lage der Ovalisierungen zeigt, dass dafür überwiegend horizontale Kraftkomponenten verantwortlich sind.

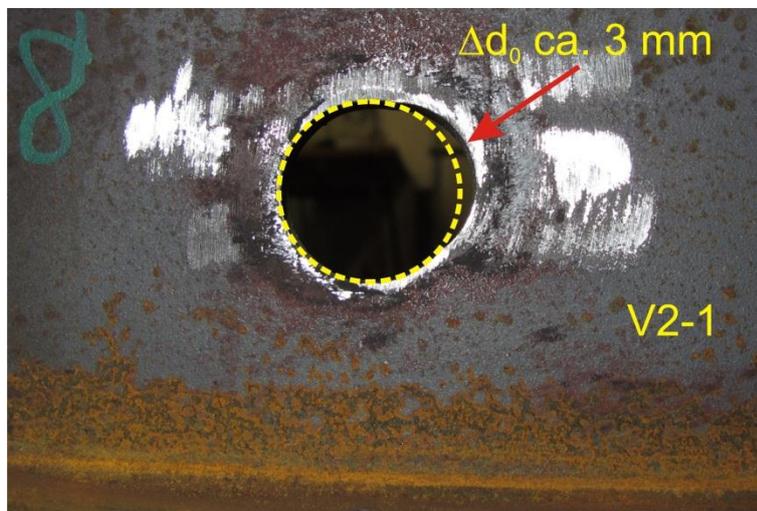


Abbildung 11-4: Ovalisiertes unterstes Schraubenloch, Trägersteg, V2-1

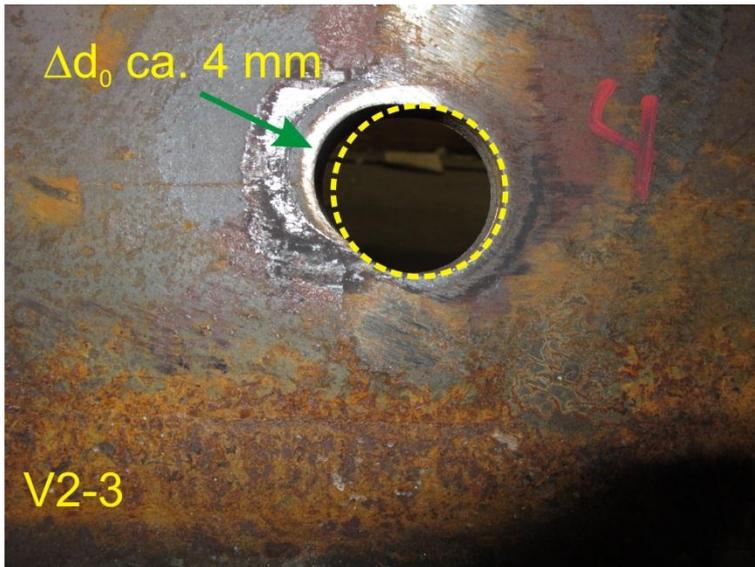


Abbildung 11-5: Ovalisiertes unterstes Schraubenloch, Trägersteg, V2-3

Mit 3 bis 4 mm sind die plastischen Verformungen zwar deutlich kleiner als der zu R_p bzw. $F_{b,Rd}$ gehörende Wert $\delta_{av} = 12$ mm, die Verformungsbilder bestätigen aber auf jeden Fall das duktile Verhalten der Schraubenverbindungen. Dass entgegen der Berechnung plastische Lochwandverformungen auftreten, liegt einerseits daran, dass sich gemäß Modellvorstellung ca. 2,5 Schrauben gleichmäßig an der Abtragung von N_{global} beteiligen, in der Realität aber durch die Anschlusskinematik und evtl. vorhandene Lochspiele zuerst die unterste Schraube Kraftschluss erfährt, was zur Ovalisierung des untersten Loches führt. Mit zunehmender Rotation beteiligen sich weitere Schrauben an der Abtragung von N_{global} . Da sich aber wegen der Biegung des Fahnenblechs um die schwache Achse dieses einer weiteren Lasteinleitung entzieht, wird N_{global} lediglich auf mehrere Schrauben verteilt, steigt aber nicht mehr nennenswert an. Ein weiterer Grund für die teilweise Lochovalisierung ist, dass der Berechnung eine ideal-elastisch-ideal-plastische bilineare Arbeitslinie zugrunde liegt, tatsächlich erfolgt der Übergang vom elastischen zum plastischen Bauteilverhalten aber kontinuierlich, was die Größe der Ovalisierung $\Delta w_{2a,max} < \delta_{av}$ erklärt.

Fazit bezüglich der Berücksichtigung der Komponente „Unterste Schraube“ ist, dass stets in Abhängigkeit von der auf Traglastniveau einwirkenden Anschlussquerkraft zu untersuchen ist, ob überhaupt eine globale Normalkraftkomponente N_{global} entstehen kann, und wenn ja, ob diese ausreicht, um die Lochwandungen plastisch zu verformen. Wenn nicht, dann sollte lediglich die elastische Verformung $\delta_{av,el}$ in Ansatz gebracht werden.

11.2 Vergleich der berechneten Rotationskapazität mit den Messwerten

Mit den zuvor berechneten Verformungskapazitäten $\Delta w_{1a,max}$, $\Delta w_{1b,max}$ und $\Delta w_{2a,max}$ ergeben sich für die 6 Versuche nach Gleichung (11-1) die in Tabelle 11-4 zusammengestellten Rotationskapazitäten $\phi_{Cd,calc.}$. Zum Vergleich sind die experimentell ermittelten Werte $\phi_{Cd,exp.}$ aus Tabelle 6-18 zu den berechneten Werten in Relation gesetzt.

Tabelle 11-4: Berechnete und experimentell ermittelte Rotationskapazitäten im Vergleich

Versuch	$\Delta w_{1a,max}$	$\Delta w_{1b,max}$	$\Delta w_{2a,max}$	z_u	$\phi_{Cd,calc.}$	$\phi_{Cd,exp.}$	$\phi_{Cd,calc.} / \phi_{Cd,exp.}$
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[rad]	[rad]	[-]
V1-1	7,6	6,0	0,0	277	0,049	0,078	0,629
V1-2	9,4	6,0	0,0	277	0,056	0,077	0,722
V1-3	9,4	6,0	0,0	272	0,057	0,073	0,772
V2-1	6,2	6,0	1,1	529	0,025	0,068	0,370
V2-2	9,3	6,0	1,0	529	0,031	0,062	0,497
V2-3	9,5	6,0	1,0	529	0,031	0,056	0,562

Mit der einfachen Abschätzung wird zumindest die Größenordnung der Rotationskapazität gut getroffen. Dass die experimentell bestimmten Werte größer sind, liegt daran, dass einerseits die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs vollständig vernachlässigt wurde. Andererseits handelt es sich bei den Eingangswerten für die Berechnung ϵ_{uk} und δ_{uk} um Mindestwerte aus den Normenwerken, und es ist anzunehmen, dass diese Duktilitätsanforderungen von realen Baustoffen meist übertroffen werden. Allerdings ist anzumerken, dass die Grenzdehnung ϵ_{smu} der Bewehrung im Versuch gar nicht aufgetreten ist. Die größte Bewehrungsdehnung wurde mit $\epsilon_s = 19,3 \text{ ‰}$ bei Versuch V2-2 auf Laststufe 13 gemessen und ist deutlich kleiner als $\epsilon_{smu} = 31,1 \text{ ‰}$ für denselben Versuch. Der Betonstahl befindet sich offenbar im Verfestigungsbereich, wobei aber wegen des sich einer weiteren Lasteinleitung entziehenden Fahnenblechs auch die Kraft in der Bewehrung nicht mehr gesteigert werden kann, so dass nur noch die Verformungen von Fahnenblech und Verdübelung zunehmen, nicht aber die Dehnung der Bewehrung. Der additive Ansatz von $\Delta w_{1a,max}$ und $\Delta w_{1b,max}$ liegt somit rein formal betrachtet auf der unsicheren Seite. Der Fehler bleibt aber ohne größere Auswirkung, da die Bewehrung ja tatsächlich über die Grenzdehnung ϵ_{smu} verfügt und deshalb nicht vorzeitig reißt, und anstelle der Bewehrung sorgt das sich ebenfalls plastisch verformende Fahnenblech für die unterstellte Rotationskapazität.

Das Verfahren ist somit geeignet, die Rotationskapazität ϕ_{Cd} der Größenordnung nach abzuschätzen. Aufgrund der nicht bekannten mittragenden Breite $b_{eff,2}$ auf Traglastniveau, der mit vertretbarem Aufwand nur bilinear ansetzbaren Federkennlinien für die Komponenten sowie der konservativ mit dem Mindestwert $\delta_{uk} = 6 \text{ mm}$ berücksichtigten Duktilität der Verbundmittel hat es aber den Charakter einer Näherung.

12 Bemessungskonzept für Verbundträger

12.1 Beschreibung der Vorgehensweise

In den Kapiteln 9, 10 und 11 wurden Modelle zur Berechnung bzw. Abschätzung der relevanten Anschlussgrößen „Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ “, „Rotationssteifigkeit S_j “ und „Rotationskapazität ϕ_{Cd} “ vorgestellt.

An dieser Stelle wird nun erläutert, wie unter Verwendung der Modelle die Gesamtbemessung eines Verbundträgers erfolgen kann. Im Anschluss daran wird das Verfahren anhand eines konkreten Beispiels vorgeführt.

Die Randbedingungen der Bemessungsaufgabe sind bekannt und dienen als Grundlage für die weiteren Berechnungsschritte. Vorgegeben und meist nicht veränderbar sind

- die Anzahl der Trägerfelder,
- die Stützweiten,
- der Abstand der Träger in Querrichtung,
- Art und Größe der abzutragenden Lasten.

Im Zuge einer Vordimensionierung werden (ggf. unter Berücksichtigung zusätzlicher Erfordernisse für den Bauzustand) folgende Parameter bereits mehr oder weniger genau festgelegt:

- Materialeigenschaften,
- Reihe und Nennhöhe des Stahlprofils für den Sekundärträger,
- Art und Stärke des Betongurtes,
- Art, Menge und Anordnung der Bewehrung,
- Art und Anordnung der Verbundmittel,
- Geometrie des Fahnenblechs einschließlich Art, Anzahl und Anordnung der Schrauben.

Bei der üblichen und vorteilhaften Ausführung der zugehörigen Decke als Verbunddecke sind durch die Rippen der Profilbleche die Möglichkeiten zur Anordnung der Verbundmittel weitgehend vorgegeben. Ebenso sind die Abmessungen des Fahnenblechs aufgrund der Vorgabe, dass die Nebenträger nicht ausgeklinkt werden, sowie durch die Profilhöhen, Flanschdicken und Radien der Walzausrundungen von Haupt- und Nebenträgern weitestgehend festgelegt. Es versteht sich von selbst, dass die

dadurch begrenzte, maximal mögliche Fahnenblechhöhe im Hinblick auf die Nutzung der unplanmäßigen Durchlaufwirkung möglichst auch ausgenutzt werden sollte, um große innere Hebelarme zu aktivieren. Größe und Anzahl der Schrauben ergeben sich einerseits in groben Zügen aus der abzutragenden Querkraft, andererseits aus den Fahnenblechabmessungen und den einzuhaltenden Achs- und Randabständen. Grundprinzip bei der Schraubenwahl ist, dass nicht ein Versagen durch Abscheren maßgebend werden darf, sondern ein Versagen durch Lochleibung.

Der weiteren Berechnung wird ein statisches System wie in Abbildung 10-59 zu Grunde gelegt, wobei das dort gezeigte Zweifeldsystem um beliebig viele Felder erweitert werden kann. Zur Ermittlung der mittragenden Breiten $b_{\text{eff},1}$ der Feldquerschnitte kann mit Bezug auf die typischerweise erzielbaren Einspanngrade die äquivalente Stützweite L_e in den Randfeldern ausreichend genau mit 90 bis 95% der Feldlänge L und in den Innenfeldern mit 80 bis 90 % der Feldlänge L abgeschätzt werden. Die effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,\text{eff}}$ wird mit Hilfe der in [23] beschriebenen Näherung (vgl. Abschnitt 10.5.3.1) berechnet, wobei aufgrund der relativ geringen Einspanngrade genügend genau mit den tatsächlichen Feldweiten L gerechnet werden kann. Die Steifigkeit der Verbundmittel k_{sc} wird in den verschiedenen Quellen stark unterschiedlich angegeben. Für die Versuchsnachrechnung haben sich geringe Steifigkeiten k_{sc} an der unteren Grenze der aus der Literatur zu beziehenden Werte als zutreffend erwiesen (vgl. Abschnitt 10.4.2), im Hinblick auf die Bemessung der Anschlüsse auf der sicheren Seite ist eine zu groß angenommene Steifigkeit aber nicht von Nachteil, zumal deren Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung durch eine dann ebenfalls größere effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,\text{eff}}$ der Feldquerschnitte in gewissem Maß wieder kompensiert wird. Somit erscheint die Annahme der Verbundmittelsteifigkeit k_{sc} in einer mittleren Größenordnung, wie z.B. in [24] angegeben, insgesamt am geeignetsten.

Die Rotationssteifigkeit S_j der Anschlüsse wird mit dem vereinfachten Federmodell aus Kapitel 10, Abschnitt 10.5.1 berechnet. Die Länge der Bewehrung wird bis zum ersten Kopfbolzendübel zuzüglich der halben mittragenden Breite $b_{\text{eff},\text{Feder}}$ im Anschlussbereich angenommen, die Steifigkeit der untersten Schraube wird mit dem Berechnungsansatz aus [42] zutreffender erfasst als mit dem Ansatz aus [14] (vgl. Abschnitt 10.4.3). Die Länge des jeweiligen negativen Momentenbereichs wird zweckmäßig mit 5 % bis 10 % der Stützweite abgeschätzt.

Mit den nun bekannten Steifigkeiten kann der Verlauf des Biegemoments bestimmt werden. In der Regel unterscheiden sich die Längen der negativen Momentenbereiche etwas von den geschätzten Werten, so dass die Rotationssteifigkeit basierend auf diesen neuen Längen erneut berechnet werden sollte. Damit ist wiederum die Schnittgrößenverteilung neu zu berechnen, usw. Nach wenigen Iterationsschritten ist auf diese Art die Rotationssteifigkeit S_j bestimmt. Wie in Abschnitt 10.5.3.2 dargelegt sollte die derart berechnete Rotationssteifigkeit im Sinne des „120 %-Ansatzes“ rechnerisch um 20 % erhöht werden, um negative, auf der unsicheren Seite liegende Auswirkun-

gen der stark streuenden Modellparameter auf die Anschlussbemessung zu verhindern.

Mit der 1,2-fachen Rotationssteifigkeit werden nun die endgültigen Bemessungsschnittgrößen berechnet.

Die Versuche haben gezeigt, dass sich trotz offensichtlich auftretender Plastizierungen die Anschlussquerkraft in Relation zur einwirkenden Last über die Lastgeschichte betrachtet praktisch nicht ändert: Gemäß Abbildung 6-49 bis Abbildung 6-54 verlaufen die auf die Laststufe 1 normierten Kurven von Last und Querkraft fast deckungsgleich. Aus diesem Grund kann im Sinne einer elastisch-plastischen Bemessung die elastisch berechnete Querkraft als Eingangswert für das M_y - V_z -Interaktionsdiagramm zur plastischen Anschlussbemessung nach Kapitel 9 verwendet werden.

Mit dessen Hilfe wird das vom Anschluss bei gegebener Querkraft $V_{z,Ed}$ aufnehmbare Moment $M_{y,Vz,Rd}$ bestimmt. Dabei ist der Ansatz der mittragenden Breite $b_{eff,2}$ grundsätzlich diskussionswürdig, wobei nach aktuellem Erkenntnisstand aufgrund der Versuchsergebnisse im Grenzzustand der Tragfähigkeit der Ansatz einer mittragenden Breite von $b_{eff,2} = 1,20$ m zu rechtfertigen ist.

Wenn das einwirkende Moment kleiner ist als das aufnehmbare Moment, dann ist der Nachweis der Anschluss Tragfähigkeit erbracht. Andernfalls ist zu prüfen, ob der die Anschluss Tragfähigkeit übersteigende Momentenanteil $\Delta M_{y,S,Ed} = M_{y,S,Ed} - M_{y,Vz,Rd}$ zu den Feldquerschnitten umgelagert werden kann. In vielen Fällen wird dies problemlos möglich sein. Für den Feldquerschnitt ist der Tragfähigkeitsnachweis zu führen, indem das Feldmoment $M_{y,F,Ed}$ der Einwirkungsseite unter Berücksichtigung einer evtl. Momentenumlagerung dem vollplastischen Moment $M_{pl,y,rd}$ des Feldquerschnitts gegenübergestellt wird. Oftmals reicht für die Tragfähigkeit ein reduziertes plastisches Moment $M_{y,Rd}$, so dass eine teilweise Verdübelung genügt.

Abschließend ist noch nachzuweisen, dass mit den gewählten Verbundmitteln der erforderliche Verdübelungsgrad η erzielt wird.

Wenn die elastische Berechnung der Schnittgrößen sowie die Berechnung der Verformungen unter Gebrauchslasten nicht von Interesse sind und es nur auf den Nachweis der Tragfähigkeit ankommt, dann bietet sich folgende, etwas schneller durchzuführende Näherungsmethode auf Basis der Plastizitätstheorie an:

Zuerst werden die Anschlussquerkräfte $V_{z,Ed,0}$ wie für gelenkig gelagerte Einfeldträger mit den realen Stützweiten L ermittelt und um einen bestimmten Prozentsatz erhöht, der der Durchlaufwirkung des Systems geschuldet ist. Im Zuge der bisher durchgeführten Berechnungen hat sich eine Erhöhung um ca. 5 % als zweckmäßig erwiesen. Die so berechneten Querkräfte $V_{z,Ed}$ dienen als Eingangswerte für das zugehörige M_y - V_z -Interaktionsdiagramm.

$$V_{z,Ed} = 1,05 \cdot V_{z,Ed,0} \quad (12-1)$$

Vorzugsweise mit einem Tabellenkalkulationsprogramm wird für den betreffenden Anschluss das M_y - V_z -Interaktionsdiagramm generiert, mit dessen Hilfe bestimmt wird, welches Anschlussmoment $M_{y,Vz,Rd}$ in Kombination mit der Anschlussquerkraft $V_{z,Ed}$ abgetragen werden kann.

Die Momentenlinie, die unter der Annahme eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers berechnet wird, wird bei plastischer Ausnutzung der Anschlüsse bildlich gesprochen an jedem Innenaufleger um das Maß $M_{y,Vz,Rd}$ „nach oben gezogen“. Die Länge des positiven Momentenbereichs zwischen zwei Momentennullpunkten wird als ideale Länge L_{id} bezeichnet (vgl. Abbildung 12-1).

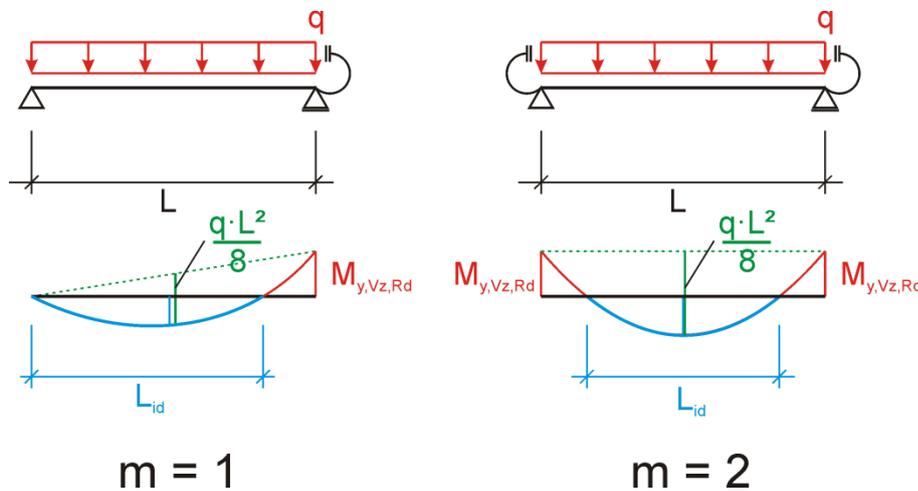


Abbildung 12-1: Ideale Trägerlänge L_{id}

Die ideale Länge L_{id} des Verbundträgers für dessen Bemessung berechnet sich näherungsweise (d.h. unter Annahme einer konstanten Querkraft zwischen Innenaufleger und Momentennullpunkt) nach Gleichung (12-2), wobei für Endfelder $m = 1$ und für Innenfelder $m = 2$ gilt.

$$L_{id} = L - m \cdot \frac{M_{y,Vz,Rd}}{V_{z,Ed}} \quad (12-2)$$

Für Systeme mit Linienlasten kann L_{id} genauer nach Gleichung (12-3) berechnet werden.

$$L_{id} = L - m \cdot \frac{V_{z,Ed} - \sqrt{V_{z,Ed}^2 - 2(g+q)_{Ed}M_{y,Vz,Rd}}}{(g+q)_{Ed}} \quad (12-3)$$

Basierend auf der reduzierten Länge L_{id} und unter der Annahme einer beidseitig gelenkigen Lagerung kann der Feldquerschnitt des Verbundträgers dann mit Hilfe handelsüblicher Programme einfach bemessen werden. Aus der in der Verbundfuge zu übertragenden Längsschubkraft $V_{L,Ed}$ ergibt sich die Anzahl an Kopfbolzendübeln $n_{Dübel,1}$ bzw. $n_{Dübel,2}$, die links bzw. rechts des größten Feldmomentes zwischen Momentennullpunkt und Momentenmaximum anzuordnen sind.

Wegen der zusätzlich für die negativen Anschlussmomente erforderlichen Verbundsi cherung ist $n_{Dübel,1}$ und/oder $n_{Dübel,2}$ um die Anzahl $\Delta n_{Dübel}$ zu vergrößern.

Die auf jeder Trägerseite mit Fahnenblechanschluss zusätzlich anzuordnende Dübelanzahl $\Delta n_{Dübel}$ ergibt sich nach Gleichung (12-4) aus der globalen Normalkraft $N_{g,Rd}$ des Anschlusses und der Tragfähigkeit P_{Rd} eines Kopfbolzendübels. $N_{g,Rd}$ ist aus der Herleitung der M_y - V_z -Interaktionsbeziehung bekannt und kann gemäß Gleichung (9-81) durch die Bewehrung, das Fahnenblech oder die Schrauben begrenzt sein.

$$\Delta n_{Dübel} = \frac{N_{g,Ed}}{P_{Rd}} \quad (12-4)$$

Die auf jeder Trägerseite erforderliche Gesamtdübelzahl $n_{Dübel,1} + \Delta n_{Dübel}$ bzw. $n_{Dübel,2} + \Delta n_{Dübel}$ ist links bzw. rechts des größten Feldmomentes äquidistant zwischen der jeweiligen Auflagerachse und dem Momentenmaximum zu verteilen (bei Randfeldern entfällt $\Delta n_{Dübel}$ auf der Seite des gelenkigen Endauflagers). Das Prinzip ist in Abbildung 12-2 verdeutlicht.

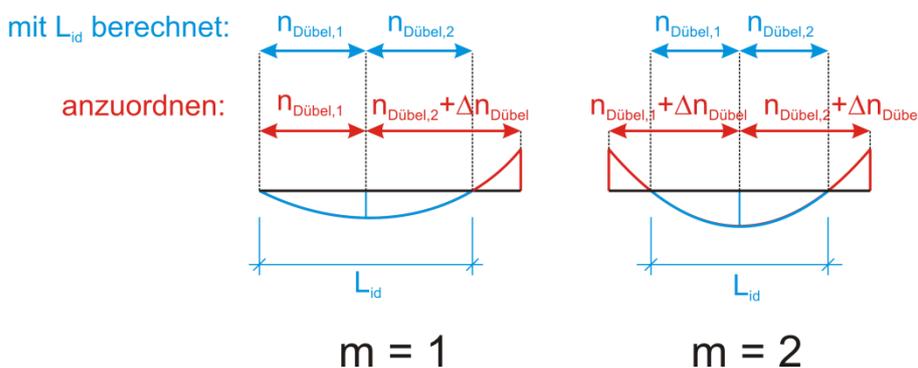


Abbildung 12-2: Erforderliche Anzahl Kopfbolzendübel

Der Querkraftnachweis hat für die am nicht verkürzten Träger nach Gleichung (12-1) berechnete Querkraft zu erfolgen, allerdings wird dieser Nachweis durch die Anwendung des M_y - V_z -Interaktionsdiagramms gewissermaßen automatisch geführt.

Anzumerken ist noch, dass bei einer solchen plastisch-plastischen Bemessung plastische Stützmomente in Ansatz gebracht werden, die bei einer elastischen Schnittgrößenermittlung aufgrund von zu geringen Rotationssteifigkeiten oder Einflüssen aus der

Verteilung des Lochspiels real gar nicht auftreten. Dies würde zu einer Unterbemessung der Feldquerschnitte führen. Aufgrund des duktilen Verhaltens von Stahlträgern und Verdübelung wird dies aber nicht als Problem erachtet, da sich die Momente in solchen Fällen vom Feld zu den für die unterstellten Stützmomente ja ausgelegten Anschlüssen hin umlagern können. Die „schnelle Lösung“ in Form einer vollplastischen Bemessung ohne vorgelagerte Schnittgrößenermittlung bietet sich immer dann an, wenn nur der Grenzzustand der Tragfähigkeit von Interesse ist. Wenn auch Verformungen ermittelt werden sollen, dann muss auf die zuvor geschilderte elastische Systemberechnung zurückgegriffen werden, die dann sinnvollerweise auch gleich für die Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit im Sinne einer elastisch-plastischen Bemessung angewendet wird.

12.2 Bemessungsbeispiel

12.2.1 System, Abmessungen und Baustoffe

Betrachtet wird einer der Nebenträger eines Verbunddeckensystems mit drei Feldern à 12,0 m Länge. Die Profilbleche der Verbunddecke spannen quer zu den Nebenträgern, der gegenseitige Abstand der Nebenträger beträgt 3,50 m. Die Nebenträger bestehen aus Profilen IPE 500, die mit der Betondecke im Verbund ausgeführt werden und an Hauptträger der Größe HEB 600 anschließen. Die Anschlüsse werden wie bei den Versuchskörpern V2-1 bzw. V2-2 ausgeführt, aber mit 20 mm Fahnenblechdicke. Auch die restliche Geometrie orientiert sich an den Versuchskörpern, wobei aber eine Längsbewehrung von $\varnothing 12/10$ bei einem Achsabstand $d_1 = 35$ mm von der Betonoberfläche zum Einsatz kommt. Die Verdübelung erfolgt mit Kopfbolzendübeln $\varnothing 22$ mm im Abstand von 300 mm.

Abbildung 12-3 zeigt das statische System, in Abbildung 12-4 ist der Anschlussbereich im Längsschnitt und in Abbildung 12-5 der Trägerquerschnitt abgebildet. Die verwendeten Baustoffe sind in den Abbildungen bezeichnet.

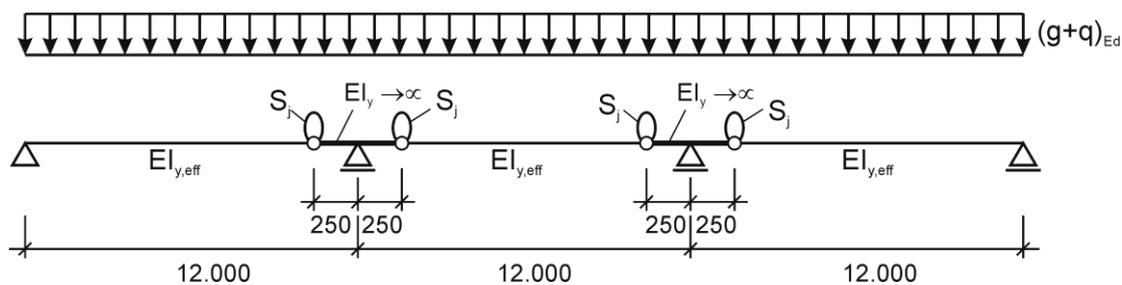
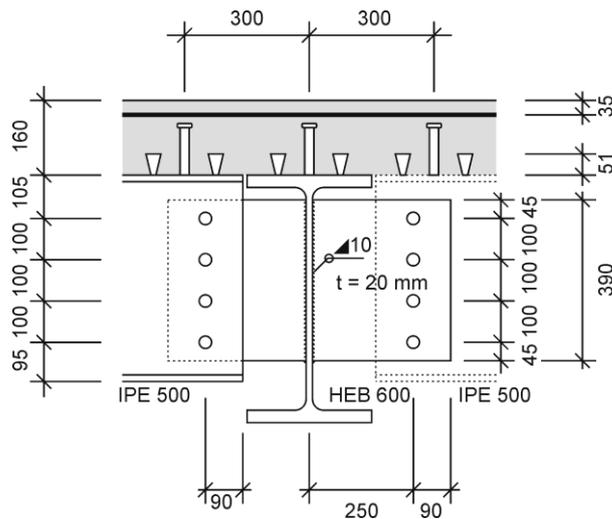


Abbildung 12-3: Bemessungsbeispiel - Statisches System


Hauptträger HEB 600

 S235, $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$, $E_s = 210.000 \text{ N/mm}^2$
Nebenträger IPE 500

 S235, $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$, $E_s = 210.000 \text{ N/mm}^2$
Fahnenblech $t = 20 \text{ mm}$

 S235, $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$, $E_s = 210.000 \text{ N/mm}^2$
Bewehrung $\text{Ø } 12/10$

 BSt 500S $f_s = 500 \text{ N/mm}^2$, $E_s = 200.000 \text{ N/mm}^2$
Betongurt mit Profilblech Holorib HR51/150

 C35/45 $f_{ck} = 35 \text{ N/mm}^2$, $E_{cm} = 34.000 \text{ N/mm}^2$
Kopfbolzendübel $\text{Ø } 22 \text{ mm}$
 $h_{sc} = 125 \text{ mm}$, $f_u = 450 \text{ N/mm}^2$
Schrauben M27 10.9

Abbildung 12-4: Bemessungsbeispiel – Anschlussdetail und Materialeigenschaften

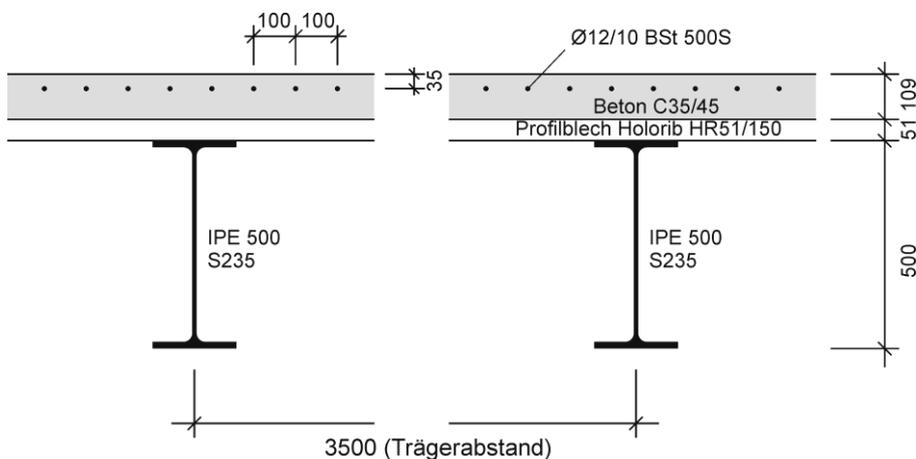


Abbildung 12-5: Bemessungsbeispiel - Trägerquerschnitte

12.2.2 Belastung

Die Lasteinzugsbreite pro Nebenträger beträgt 3,50 m. Die Verbunddecke hat unter Berücksichtigung der Hohlrippen eine mittlere Dicke von 152 mm und wiegt incl. Profilblech 3,93 kN/m². Das Gewicht eines Stahlträgers IPE 500 beträgt 0,907 kN/m. Daraus folgt die Eigengewichtslast g_0 nach Gleichung (12-5), die vor Fertigstellung des Verbundes zu 100 % auf den Stahlträger wirkt.

$$g_0 = 0,907 + 3,50 \cdot 3,93 = 14,7 \text{ kN/m} \quad (12-5)$$

Nach Fertigstellung des Verbundes wirken eine Ausbaulast von $1,0 \text{ kN/m}^2$ und eine Verkehrslast von $5,0 \text{ kN/m}^2$. Auf den einzelnen Träger bezogen ergeben sich die Lasten g_1 und q nach Gleichung (12-6) und (12-7).

$$g_1 = 3,50 \cdot 1,0 = 3,50 \text{ kN/m} \quad (12-6)$$

$$q = 3,50 \cdot 5,0 = 17,5 \text{ kN/m} \quad (12-7)$$

Für die Bemessung des Fahnenblechs im Grenzzustand der Tragfähigkeit werden die Bemessungswerte der Lasten benötigt, die sich durch Multiplikation der charakteristischen Lasten mit den Teilsicherheitsbeiwerten γ_g bzw. γ_q ergeben.

$$g_{0,Ed} = 1,35 \cdot 14,7 = 19,8 \text{ kN/m} \quad (12-8)$$

$$g_{ges,Ed} = 1,35 \cdot (14,7 + 3,5) = 24,6 \text{ kN/m} \quad (12-9)$$

$$(g + q)_{Ed} = 1,35 \cdot (14,7 + 3,5) + 1,5 \cdot 17,5 = 50,8 \text{ kN/m} \quad (12-10)$$

Die Bemessung erfolgt im Rahmen dieses Beispiels nur für die Laststellung aus Abbildung 12-3 (Volllast) und für den Endzustand.

12.2.3 Ideelle Querschnittswerte der Feldquerschnitte

Die äquivalente Stützweite L_e wird für die Randfelder mit $L_{e,Rand} = 0,95 \cdot L$ und für das Innenfeld mit $L_{e,Innen} = 0,90 \cdot L$ angenommen. Daraus resultieren die mittragenden Breiten $b_{eff,1,Rand}$ und $b_{eff,1,Innen}$.

$$L_{e,Rand} = 0,95 \cdot L = 0,95 \cdot 12,0 = 11,40 \text{ m} \quad (12-11)$$

$$L_{e,Innen} = 0,90 \cdot L = 0,90 \cdot 12,0 = 10,80 \text{ m} \quad (12-12)$$

$$b_{eff,1,Rand} = \frac{L_{e,Rand}}{4} = \frac{11,40}{4} = 2,85 \text{ m} \quad (12-13)$$

$$b_{eff,1,Innen} = \frac{L_{e,Innen}}{4} = \frac{10,80}{4} = 2,70 \text{ m} \quad (12-14)$$

Unter Verwendung der Formeln aus [23] (vgl. auch Abschnitt 10.5.3.1) wird nachfolgend für den Feldquerschnitt des Randfeldes das ideale Flächenträgheitsmoment berechnet. Als Länge L wird die tatsächliche Feldlänge eingesetzt. Die Steifigkeit k_{sc} eines Kopfbolzendübels wird gemäß [24] mit 1.500 kN/cm angenommen.

$$c_s = \frac{k_{sc}}{\Delta x_{KBD}} = \frac{1.500}{30,0} = 50,0 \text{ kN/cm}^2 \quad (12-15)$$

$$n_0 = \frac{E_a}{E_{cm}} = \frac{21.000}{3.400} = 6,18 \quad (12-16)$$

$$A_{c,0} = \frac{A_c}{n_0} = \frac{b_{eff,1} \cdot h_c}{n_0} = \frac{285 \cdot 10,9}{6,18} = 503 \text{ cm}^2 \quad (12-17)$$

$$\beta_s = \frac{\pi^2 E_a A_{c,0}}{L^2 c_s} = \frac{\pi^2 \cdot 21.000 \cdot 503}{1.200^2 \cdot 50,0} = 1,45 \quad (12-18)$$

$$n_{0,eff} = n_0(1 + \beta_s) = 6,18 \cdot (1 + 1,45) = 15,1 \quad (12-19)$$

$$A_{c,eff} = \frac{A_c}{n_{0,eff}} = \frac{b_{eff,1} \cdot h_c}{n_{0,eff}} = \frac{285 \cdot 10,9}{15,1} = 205 \text{ cm}^2 \quad (12-20)$$

$$I_{y,c,0} = \frac{I_{y,c}}{n_0} = \frac{285 \cdot 10,9^3}{12 \cdot 6,18} = 4.977 \text{ cm}^4 \quad (12-21)$$

$$\begin{aligned} I_{y,0,eff,Rand} &= I_{y,c,0} + I_{y,a} + \frac{A_{c,eff} A_a}{A_{c,eff} + A_a} a^2 = \\ &= 4.977 + 48.200 + \frac{205 \cdot 116}{205 + 116} \cdot 35,6^2 = 147.000 \text{ cm}^4 \end{aligned} \quad (12-22)$$

Für das Innenfeld wird $I_{y,0,eff}$ analog berechnet (nicht vorgeführt).

$$I_{y,0,eff,Innen} = 146.000 \text{ cm}^4 \quad (12-23)$$

Unter Ansatz der mittragenden Breiten kann die vollplastische Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ der Feldquerschnitte berechnet werden. Die plastische Nulllinie liegt im Betongurt im Abstand x_{pl} unterhalb von der Betonoberfläche. Für das Randfeld ergeben sich folgende Werte:

$$x_{pl,Rand} = \frac{A_a \cdot f_{yd}}{0,85 \cdot f_{cd} \cdot b_{eff,1,Rand}} = \frac{116 \cdot 23,5 / 1,0}{0,85 \cdot 3,5 / 1,5 \cdot 285} = 4,82 \text{ cm} \quad (12-24)$$

$$\begin{aligned} M_{pl,Rd,Rand} &= A_a \cdot f_{yd} \cdot \left(\frac{h_a}{2} + h_f - \frac{x_{p,Rand}}{2} \right) = \\ &= 116 \cdot 23,5 \cdot \left(\frac{50,0}{2} + 16,0 - \frac{4,82}{2} \right) \cdot 1/100 = 1.052 \text{ kNm} \end{aligned} \quad (12-25)$$

Für das Innenfeld wird $M_{pl,Rd}$ analog berechnet (nicht vorgeführt).

$$M_{pl,Rd,Innen} = 1.048 \text{ kNm cm}^4 \quad (12-26)$$

Wegen des relativ geringen Einspanngrades unterscheiden sich die Querschnittswerte beider Felder praktisch nicht voneinander.

12.2.4 Rotationssteifigkeit und Schnittgrößen

Für das statische System aus Abbildung 12-3 werden mit Hilfe eines Statikprogramms, das die Eingabe von Drehfedern erlaubt (z.B. [49]), die Schnittgrößen berechnet. Ziel der Berechnung ist der Nachweis der Tragfähigkeit. Da die Belastungsgeschichte bzw. das Herstellverfahren auf die Grenztragfähigkeit des Systems keinen Einfluss hat, erfolgt die Berechnung unter Ansatz der Bemessungslast $(g+q)_{Ed} = 50,8$ kN/m des Endzustandes, ohne dass an dieser Stelle eine Unterscheidung vorgenommen werden müsste, welche Lastanteile auf den Stahlträger und welche auf den Verbundträger wirken. Dies ist zulässig, weil sowohl der Feldquerschnitt einschließlich der Verdübelung als auch die Anschlüsse plastisch bemessen werden. Bei rein elastischer Bemessung wäre ein solches Vorgehen natürlich nicht korrekt.

Die ideellen Flächenträgheitsmomente $I_{y,eff}$ der Feldbereiche sind aus Abschnitt 12.2.3 bekannt, die Rotationssteifigkeit muss vorerst geschätzt werden. Sie wird mit $S_j = 10.000$ kNm/rad angenommen.

Mit diesen Eingabewerten erhält man die Schnittgrößen nach Abbildung 12-6 und Abbildung 12-7.

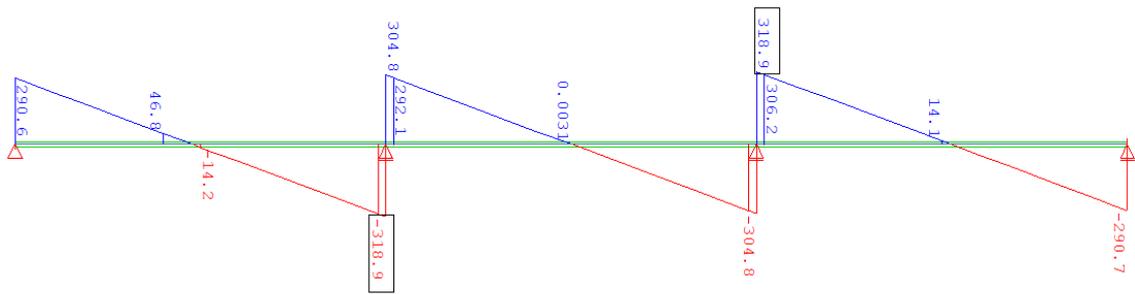


Abbildung 12-6: Querkraftverteilung [kN]

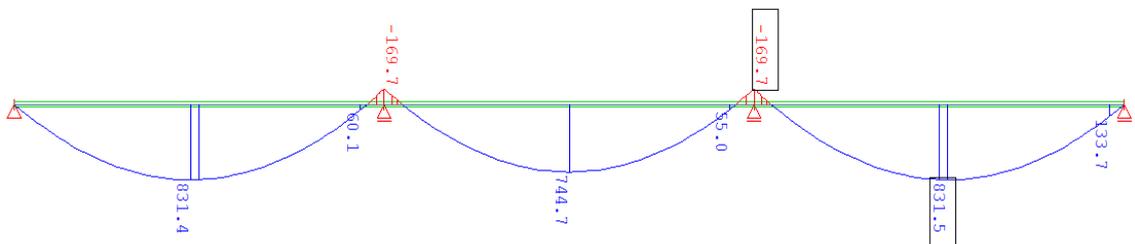


Abbildung 12-7: Momentenverteilung [kNm]

Für die genauere Ermittlung der Rotationssteifigkeit S_j wird die Länge der negativen Momentenbereiche benötigt. Der Abstand Δx_0 des jeweiligen Nulldurchgangs von der Auflagerachse kann mit Gleichung (12-27) berechnet werden.

$$\Delta x_0 = |e_x^*| + \frac{|V_{z,j}| - \sqrt{V_{z,j}^2 - 2 \cdot q \cdot |M_{y,j}|}}{q} \quad (12-27)$$

Auf der linken Seite des linken Innenauflegers beträgt das Moment $M_{y,j,links}$ an der Stelle der Drehfeder dem Betrag nach 91,5 kNm und die Querkraft $V_{z,j,links}$ 306,2 kN. Damit folgt die Lage des Nulldurchgangs $\Delta x_{0,links}$ nach Gleichung (12-28), in analoger Weise folgt $\Delta x_{0,rechts}$ mit den Schnittgrößen der rechten Seite nach Gleichung (12-29).

$$\Delta x_{0,links} = 0,25 + \frac{306,2 - \sqrt{306,2^2 - 2 \cdot 50,8 \cdot 91,5}}{50,8} = 0,56 \text{ m} \quad (12-28)$$

$$\Delta x_{0,rechts} = 0,25 + \frac{292,1 - \sqrt{292,1^2 - 2 \cdot 50,8 \cdot 95,1}}{50,8} = 0,59 \text{ m} \quad (12-29)$$

Als Eingangswert für die Drehfederberechnung wird der Mittelwert $L_{M,neg}$ beider Seiten verwendet. Die mittragende Breite $b_{eff,Feder}$ erhält man nach Gleichung (12-31).

$$L_{M,neg} = \frac{\Delta x_{0,links} + \Delta x_{0,rechts}}{2} = 0,57 \text{ m} \quad (12-30)$$

$$b_{eff,Feder} = \frac{\Delta x_{0,links} + \Delta x_{0,rechts}}{4} = 0,29 \text{ m} \quad (12-31)$$

Innerhalb von $b_{eff,Feder}$ liegt die Bewehrungsmenge $A_{s,Feder}$ nach Gleichung (12-32). Die freie Dehnlänge L_{Bew} der Bewehrung wird bis zum ersten Kopfbolzendübel $\Delta x_{KBD,1}$ und um den halben Wert von $b_{eff,Feder}$ darüber hinaus nach Gleichung (12-33) angenommen. Die Federsteifigkeit $c_{w,1a}$ der Komponente „Bewehrung“ ergibt sich nach Gleichung (12-34).

$$A_{s,Feder} = a_s \left[\frac{cm^2}{m} \right] \cdot b_{eff,Feder} = \frac{1,13 \text{ cm}^2}{0,1 \text{ m}} \cdot 0,29 \text{ m} = 3,28 \text{ cm}^2 \quad (12-32)$$

$$L_{Bew} = \Delta x_{KBD,1} + \frac{b_{eff,Feder}}{2} = 30,0 + 14,5 = 44,5 \text{ cm} \quad (12-33)$$

$$c_{w,1a} = \frac{E_s A_{s,Feder}}{L_{Bew}} = \frac{20.000 \cdot 3,28}{44,5} = 1.474 \text{ kN/cm} \quad (12-34)$$

Der Beiwert k_{slip} zur Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verbundfuge wird wie in Abschnitt 10.2.4.3 beschrieben berechnet.

Innerhalb des negativen Momentenbereichs liegen N Dübel gemäß Gleichung (12-35). Der Abstand d_s zwischen der Schwerachse des Stahlprofils und der Bewehrungslage ergibt sich nach Gleichung (12-36), der Druckpunkt wird definitionsgemäß in Höhe der untersten Schraube angenommen, so dass h_s identisch mit dem später noch benötigten inneren Hebelarm z_u ist und mit Gleichung (12-37) berechnet werden kann. Die übrigen Gleichungen sind in Verbindung mit Abschnitt 10.2.4.3 selbsterklärend.

$$N = \frac{L_{M,neg}}{\Delta x_{KBD}} = \frac{57}{30} = 1,9 \quad (12-35)$$

$$d_s = \frac{h_a}{2} + h_f - d_1 = \frac{50,0}{2} + 16,0 - 3,5 = 37,5 \text{ cm} \quad (12-36)$$

$$\begin{aligned}
 h_s &= z_u = h_f - d_1 + \Delta z_{FB} + h_{FB} - e_v = \\
 &= 16,0 - 3,5 + 6,0 + 39,0 - 4,5 = 53,0 \text{ cm}
 \end{aligned}
 \tag{12-37}$$

$$\xi = \frac{E_a I_a}{d_s^2 E_s A_{s,Feder}} = \frac{21.000 \cdot 48.200}{37,5^2 \cdot 20.000 \cdot 3,28} = 10,97
 \tag{12-38}$$

$$\begin{aligned}
 v &= \sqrt{\frac{(1 + \xi) N k_{sc} L_{M,neg} d_s^2}{E_a I_a}} = \\
 &= \sqrt{\frac{(1 + 10,97) \cdot 1,9 \cdot 1.500 \cdot 57,0 \cdot 37,5^2}{21.000 \cdot 48.200}} = 1,64
 \end{aligned}
 \tag{12-39}$$

$$K_{sc} = \frac{N k_{sc}}{v - \left(\frac{v-1}{1+\xi}\right) \frac{h_s}{d_s}} = \frac{1,9 \cdot 1.500}{1,64 - \left(\frac{1,64-1}{1+10,97}\right) \frac{53,0}{37,5}} = 1.822 \text{ kN/cm}
 \tag{12-40}$$

$$k_{slip} = \frac{1}{1 + \frac{E_s k_{s,r}}{K_{sc}}} = \frac{1}{1 + \frac{c_{w,1a}}{K_{sc}}} = \frac{1}{1 + \frac{1.474}{1.822}} = 0,553
 \tag{12-41}$$

Die aus der Serienschaltung von Bewehrung und Verdübelung resultierende Ersatzfeder mit der Steifigkeit $c_{w,1}$ erhält man aus Gleichung (12-42).

$$c_{w,1} = k_{slip} \cdot c_{w,1a} = 0,553 \cdot 1.474 = 815 \text{ kN/cm}
 \tag{12-42}$$

Die Steifigkeit $c_{w,2a-4}$ der Ersatzfeder für die unterste der vier Schrauben wird mit dem Ansatz aus [42] berechnet und entspricht der Steifigkeit S_{eq} . Mit Bezug auf Abschnitt 10.4.3 sind die folgenden Gleichungen selbsterklärend und bedürfen keiner wesentlichen Erläuterung. S_b bezeichnet die Steifigkeit hinsichtlich einer Abscherbeanspruchung, $S_{p,FB}$ die Steifigkeit hinsichtlich Lochleibungsbeanspruchung im Fahnenblech und $S_{p,NT}$ entsprechend hinsichtlich Lochleibung im Nebenträgersteg.

$$S_b = 8 d^2 \frac{f_{ub}}{d_{M16}} = 8 \cdot 2,7^2 \frac{100}{1,6} = 3.645 \text{ kN/cm}
 \tag{12-43}$$

$$k_{b1,FB} = k_{b1,NT} = 0,25 \cdot \frac{e_h}{d} + 0,5 = 0,25 \cdot \frac{90}{27} + 0,5 = 1,33 > 1,25$$

$$\Rightarrow k_{b1,FB} = k_{b1,NT} = 1,25 \quad (12-44)$$

$$k_{b2,FB} = k_{b2,NT} = 1,25 \quad (12-45)$$

$$k_{b,FB} = k_{b,NT} = 1,25 \quad (12-46)$$

$$k_{t,FB} = 1,5 \cdot \frac{t_{FB}}{d_{M16}} = 1,5 \cdot \frac{20}{16} = 1,875 \leq 2,5 \quad (12-47)$$

$$k_{t,NT} = 1,5 \cdot \frac{t_{NT}}{d_{M16}} = 1,5 \cdot \frac{10,2}{16} = 0,956 \leq 2,5 \quad (12-48)$$

$$S_{p,FB} = 12 k_{b,FB} k_{t,FB} d f_u = 12 \cdot 1,25 \cdot 1,875 \cdot 2,7 \cdot 36,0 = 2.734 \text{ kN/cm} \quad (12-49)$$

$$S_{p,NT} = 12 k_{b,NT} k_{t,NT} d f_u = 12 \cdot 1,25 \cdot 0,956 \cdot 2,7 \cdot 36,0 = 1.394 \text{ kN/cm} \quad (12-50)$$

$$c_{w,2a-4} = S_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{S_b} + \frac{1}{S_{p,FB}} + \frac{1}{S_{p,NT}}} = \frac{1}{\frac{1}{3.645} + \frac{1}{2.734} + \frac{1}{1.394}} = 736 \text{ kN/cm} \quad (12-51)$$

Die Nachgiebigkeit des Fahnenblechs unter Einwirkung der Kraft der untersten Schraube wird wie in Abschnitt 10.2.5.2 beschrieben durch die Ersatzfeder $c_{w,2b-4}$ erfasst. Mit Bezug auf diesen Abschnitt bedürfen auch die folgenden Gleichungen keiner weiteren Erläuterung.

$$e_x = e_x^* - \frac{t_{w,HT}}{2} = 25,0 - \frac{1,55}{2} = 24,2 \text{ cm} \quad (12-52)$$

$$e_{z,4} = \frac{h_{FB}}{2} - e_v = \frac{39,0}{2} - 4,5 = 15,0 \text{ cm} \quad (12-53)$$

$$A_{FB} = h_{FB} \cdot t_{FB} = 39,0 \cdot 2,0 = 78,0 \text{ cm}^2 \quad (12-54)$$

$$I_{y,FB} = \frac{t_{FB} \cdot h_{FB}^3}{12} = \frac{2,0 \cdot 39,0^3}{12} = 9.887 \text{ cm}^4 \quad (12-55)$$

$$c_{w,2b-4} = \frac{1}{\frac{e_x}{E A_{FB}} + \frac{e_x \cdot e_{z,4}^2}{E I_{y,FB}}} = \frac{1}{\frac{24,2}{21.000 \cdot 78,0} + \frac{24,2 \cdot 15,0^2}{21.000 \cdot 9.887}} = 24.391 \text{ kN/cm} \quad (12-56)$$

Die aus der Serienschaltung von unterster Schraube und Fahnenblech resultierende Ersatzfeder mit der Steifigkeit $c_{w,2}$ erhält man aus Gleichung (12-57). Man erkennt, dass das Fahnenblech selbst keinen großen Einfluss besitzt.

$$c_{w,2} = \frac{1}{\frac{1}{c_{w,2a}} + \frac{1}{c_{w,2b-4}}} = \frac{1}{\frac{1}{736} + \frac{1}{24.391}} = 714 \text{ kN/cm} \quad (12-57)$$

Damit sind alle Eingangswerte bestimmt und mit Hilfe des einfachen Federmodells nach Abbildung 10-45 kann nun die Rotationssteifigkeit S_j mit der Gleichung (12-58) berechnet werden.

$$S_j = \frac{z_u^2}{\frac{1}{c_{w,1}} + \frac{1}{c_{w,2}}} = \frac{53,0^2}{\frac{1}{815} + \frac{1}{714}} \cdot \frac{1}{100} = 10.690 \text{ kNm/rad} \quad (12-58)$$

Aus einer erneuten Schnittgrößenberechnung mit der eben berechneten Federsteifigkeit $S_j \approx 10.700 \text{ kNm/rad}$ resultieren geringfügig andere Abstände $\Delta x_{0,\text{links}}$ und $\Delta x_{0,\text{rechts}}$ für die Lage der Momentennullpunkte als bisher angesetzt. Eine erneute, hier nicht dargestellte Berechnung von S_j mit diesen neuen Werten bestätigt, dass die Rotationssteifigkeit mit $S_j = 10.700 \text{ kNm/rad}$ genügend genau bestimmt ist und sich keine relevanten Änderungen mehr ergeben.

Wie erläutert wird S_j im Sinne des „120 %-Ansatzes“ nun um 20 % vergrößert, um die starken Streuungen der Modellparameter hinsichtlich einer sicheren Bemessung der Anschlüsse abzufangen. Die erhöhte Rotationssteifigkeit $S_{j,\text{mod}}$ ergibt sich nach Gleichung (12-59).

$$S_{j,\text{mod}} = 1,2 \cdot S_j = 1,2 \cdot 10.700 = 12.840 \approx 12.800 \text{ kNm/rad} \quad (12-59)$$

Unter Ansatz der Rotationssteifigkeit $S_{j,\text{mod}}$ erfolgt die endgültige Schnittgrößenberechnung, die der Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit zugrunde gelegt wird. Momenten- und Querkraftverlauf sind in Abbildung 12-8 und Abbildung 12-9 dargestellt.

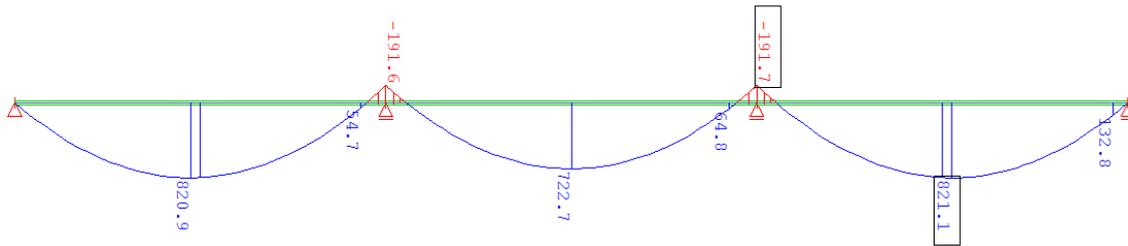


Abbildung 12-8: Bemessungsmomente [kNm]

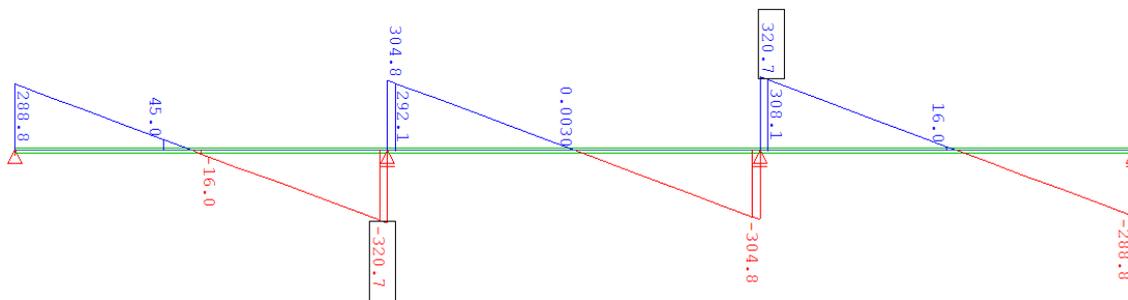


Abbildung 12-9: Bemessungsquerkräfte [kN]

12.2.5 Bemessung der Anschlüsse

Die Bemessung der Anschlüsse muss unter Berücksichtigung der Interaktion von Anschlussmoment und Anschlussquerkraft erfolgen, wie dies in Kapitel 9 beschrieben ist. Vorab ist zu berechnen, wie sich die Anschlussquerkraft zusammensetzt.

Auf der Seite der Randfelder beträgt die Bemessungsquerkraft $V_{z,Ed,Rand} = 321$ kN, auf der Seite der Innenfelder $V_{z,Ed,Innen} = 305$ kN. Der gesamte Eigengewichtsanteil kann mit den Gleichungen (12-60) und (12-61) bestimmt werden.

$$V_{z,g,Ed,Rand} = V_{z,Ed,Rand} \cdot \frac{g_{ges,Ed}}{(g + q)_{Ed}} = 321 \cdot \frac{24,6}{50,8} = 155 \text{ kN} \quad (12-60)$$

$$V_{z,g,Ed,Innen} = V_{z,Ed,Innen} \cdot \frac{g_{ges,Ed}}{(g + q)_{Ed}} = 305 \cdot \frac{24,6}{50,8} = 148 \text{ kN} \quad (12-61)$$

Bereits im Bauzustand und damit zu 100 % auf die Fahnenbleche wirkt der Eigengewichtsanteil infolge von $g_{0,Ed}$ gemäß Gleichung (12-62).

$$V_{z,BZ,Ed} = \frac{g_{0,Ed} \cdot L}{2} = \frac{19,8 \cdot 12,0}{2} = 119 \text{ kN} \quad (12-62)$$

Diese Zerlegung der Anschlussquerkraft wird benötigt, um einerseits die Reduktionszahl n nach Gleichung (9-1) korrekt berechnen zu können. Ständig wirkende Lastanteile im Sinne dieser Gleichung sind nur jene, die nach der Fertigstellung des Verbundes wirken, also die Differenz der Lastanteile infolge von $g_{ges,Ed}$ und $g_{0,Ed}$. Die veränderlichen Lastanteile entsprechen der Differenz von $(g+q)_{Ed}$ und $g_{ges,Ed}$.

Andererseits wird die Zerlegung der Querkraft benötigt, um den Querkraftanteil $V_{FB,Ed}$ nach Gleichung (9-18) zu berechnen, der vom Fahnenblech selbst abgetragen wird. V_{Ed} im Sinne dieser Gleichung ist die Bemessungsquerkraft $V_{z,Ed,Rand}$ bzw. $V_{z,Ed,Innen}$, die Querkraft $V_{BZ,Ed}$ im Bauzustand entspricht $V_{z,BZ,Ed}$ nach Gleichung (12-62).

Mit den Bemessungsquerkräften und ihren Anteilen kann das vom Anschluss aufnehmbare Moment $M_{y,Vz,Rd}$ theoretisch in Handrechnung berechnet werden, was aber wegen der zahlreichen Formeln sehr aufwendig ist. Aus Platzgründen wird an dieser Stelle darauf verzichtet und es wird eine praxisnähere Vorgehensweise gewählt, indem die bereits erwähnte, im Rahmen von [37] auf Basis der Tabellenkalkulation Microsoft Excel [50] entwickelte Bemessungshilfe „CoCo“ verwendet wird. Nach Eingabe der benötigten Werte wird das vollständige M_y - V_z -Interaktionsdiagramm erzeugt und für die konkret eingegebene Querkraft das aufnehmbare Anschlussmoment ausgegeben. Für die vorliegende Bemessungsaufgabe und die Anschlüsse in den Randfeldern ist das zweiseitige Ergebnisprotokoll in Abbildung 12-10 und Abbildung 12-11 abgedruckt. Der Nachweis für die Anschlüsse des Innenfeldes unterscheidet sich davon nur wenig, so dass an dieser Stelle auf dessen Wiedergabe verzichtet wird. Für die Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit wurde basierend auf den Erkenntnissen aus der Versuchsdurchführung die mittragende Breite $b_{eff,2} = 1,20 \text{ m}$ gewählt.

In Verbindung mit der Bemessungsquerkraft $V_{z,Ed} = 321 \text{ kN}$ kann der Anschluss ein Moment von $M_{y,Vz,Rd} = 208 \text{ kNm}$ abtragen. Die Nachweisführung erfolgt schnell und unkompliziert nach Gleichung (12-63).

$$\frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Vz,Rd}} = \frac{192 \text{ kN}}{208 \text{ kN}} = 0,92 \leq 1,00 \quad (12-63)$$

Sollte der Nachweis auf diese Weise nicht erbracht werden können, so besteht die Möglichkeit einer Momentenumlagerung mit der entsprechenden Vergrößerung der Feldmomente. Beim vorliegenden Beispiel ist dies aber nicht notwendig.

Bauherr:	xyz GmbH		Datum:	05.03.2012	
Projekt:	Bemessungsbeispiel		Projekt Nr.:	1	
Aufsteller:	Karl Schwindl		Bearbeiter:	Karl Schwindl	
Fahnenblechanschluss im Verbundbau unter Berücksichtigung der Durchlaufwirkung			Seite:	1	
Allgemeine Angaben zum Sekundärträger					
Trägerposition	Randfeld		Version:	v1.1	
Spannweite	12,00 m	$b_{eff,1}$	2,70 m		
Trägerabstand	3,50 m	$b_{eff,2}$	1,20 m	Stand: 7/2011	
Angaben zum Betongurt					
Betonfestigkeitsklasse	C35/45	γ_c	1,50	$f_{ck} =$	35,0 N/mm ²
Dicke Betongurt h_f	160 mm			$f_{ck,cube} =$	45,0 N/mm ²
Sickenhöhe Profilblech h_p	51 mm	(hinterschnittene Profilblechform)			
Bewehrung $A_{s,2}$ (innerhalb $b_{eff,2}$)	13,56 cm ²				
$f_{0,2,k}$	378,0718336 N/mm ²	γ_s	1,15		
Abstand Bewehrung zu OK Beton d_1	35 mm				
Länge Kopfbolzendübel h_{sc}	125 mm	x (KBD 1)	300 mm	(Abstand 1. Kopfbolzendübel von Hauptträgerachse)	
ϕ Kopfbolzendübel d_{KBD}	22 mm	Δx (KBD)	300 mm	(Abstand der Kopfbolzendübel untereinander)	
Angaben zum Hauptträger					
Profil	HEB 600	Die Stahlgüte des Hauptträgers sollte gleich oder besser			
Stahlgüte	S235	als die Stahlgüte des Fahnenbleches sein!			
Angaben zum Sekundärträger					
Profil	IPE 500	γ_{M0}	1,00	$f_{yk,NT} =$	235 N/mm ²
Stahlgüte	S235	γ_{M2}	1,25	$f_{tk,NT} =$	360 N/mm ²
n_{KBD}	1	Anzahl der Kopfbolzendübel im Anschlussbereich (d.h. im Bereich 0,5 x Trägerhöhe rechts und links vom Schraubenbild)			
Angaben zur Fahnenblechgeometrie					
Stahlgüte	S235				
Δz_{FB}	60 mm				
h_{FB}	390 mm				
l_{FB}	332 mm				
t_{FB}	20 mm				
e_x	242,25 mm				
e_h	90 mm	e_v	45 mm		
p_h	0 mm	p_v	100 mm		
Angaben zu den Schrauben					
Größe	M27 mm	$n_{s,v}$	4	Anzahl Schrauben je Reihe	
Schraubengüte	10.9	$n_{s,h}$	1	Anzahl Schraubenreihen	
Einwirkungen (auf Bemessungsniveau)					
$V_{z,B,Ed}$	155,0 kN	Querkraft aus ständigen Lasten, inkl. Lastenteil aus Bauzustand			
$V_{z,BZ,Ed}$	119,0 kN	Aus Bauzustand eingeprägte Querkraft			
$V_{z,Q,Ed}$	166,0 kN	Querkraft aus nichtständigen Lasten			
$V_{z,ges,Ed}$	321,0 kN	Gesamtquerkraft			
$V_{z,FB,Ed}$	258,1 kN	Lastenteil des Fahnenbleches			
$M_{y,Vz,Rd}$	208,0 kNm	Bei gegebenem $V_{z,Ed}$ aufnehmbares Stützmoment			
Nachweise					
Fahnenblech ausreichend?	Ja	Der auf das Fahnenblech wirkende Querkraftanteil kann aufgenommen werden.			
Ausnutzung Schrauben	1,00	(Lochleibung maßgebend) (Bewehrung ist stets zu 100% ausgenutzt (plastische Bemessung))			
Ideelle Trägerlänge					
l_{id}	11,35 m	maßgebende Länge für die Bemessung des Sekundärträgers			
Dieses Bemessungswerkzeug wurde im Rahmen des von DAST und AiF geförderten Projektes Nr: 15609 "Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse im Verbundbau" am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München (www.metallbau.bv.tum.de) entwickelt. Es darf kostenlos auf eigenes Risiko genutzt werden. Die Ersteller lehnen jede Haftung für die Verwendung der Datei ab.					
Autoren: Dipl.-Ing. K. Schwindl / Prof. Dr.-Ing. M. Mensinger					

Abbildung 12-10: Ergebnisprotokoll Seite 1

Bauherr:	xyz GmbH	Datum:	05.03.2012
Projekt:	Bemessungsbeispiel	Projekt Nr.:	1
Aufsteller:	Karl Schwindl	Bearbeiter:	Karl Schwindl
		Seite:	2

Skizze des Fahnenblechanschlusses (Gitterlinien in [mm])

Sonstige Rechenwerte und Angaben

$k_{global} =$	0,746	$V_{FB,Rd,Max} =$	368,3 kN
$h_{FB,comp} =$	282 mm		
$N_{global,FB} =$	518 kN		
$N_{global,BEW} =$	590 kN		
$N_{global,schr} =$	344 kN		(maßgebend)
$F_{v,Rd} =$	275,0 kN		(Grenzabscherkraft)
$F_{b,Rd,v} =$	170,7 kN		(Grenzlochleibungskraft, vertikal)
$F_{b,Rd,h} =$	119,0 kN		(Grenzlochleibungskraft, horizontal)
Interaktion Lochleibung senkrecht / parallel zum Rand: keine			
Scherfuge: Schaft in der Scherfuge			
Lochspiel: 3 mm			
$F_{b,Rd}$ nach EN 1993-1-8, 3.6.1 (10) begrenzt? ja			
Anzahl Schrauben zur Übertragung von N_{global} : 2,9			
$F_{schr,v,Ed} =$	64,5 kN		(V-Komponente Schraubenkraft)
$F_{schr,h,Ed} =$	119,0 kN		(H-Komponente Schraubenkraft)

Interaktionsdiagramm für diesen Anschluss

Ein rechnerischer Nachweis der Querkräfttragfähigkeit des Betongurts erfolgt nicht. EN 1992-1-1 liefert für den Betongurt ohne Querkräftbewehrung zu konservative Werte. Aktuell besteht in diesem Punkt noch Forschungsbedarf. Mit Bezug auf Versuchsergebnisse ist die Gurtquerkraft unproblematisch.

Sonstige Hinweise und Warnungen

- # Die mittragende Breite $b_{eff,2}$ wurden mit Versuchsergebnissen korrespondierend mit 1,20 m bzw. max. der Gurtbreite angesetzt.
- # $b_{eff,1}$ wurde automatisch berechnet.
- # Anzahl der querkräftabtragenden Dübel im Anschlussbereich wurde automatisch ermittelt.
- # $0,5 N_{Rk,c}$ als Grenze für mit Dübel hochhängbare Querkraft gewählt
- # Rechnerische Fahnenblechlänge für Biegung um die schwache Achse: bis zum Schwerpunkt des Schraubenbildes
- # *Beiwerte zur Berücksichtigung der Modellunsicherheit: jeweils Standardwert 1,1 für Querkraft und Moment*

Dieses Bemessungswerkzeug wurde im Rahmen des von DAST und AIF geförderten Projektes Nr: 15609 "Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse im Verbundbau" am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München (www.metallbau.bv.tum.de) entwickelt. Es darf kostenlos auf eigenes Risiko genutzt werden. Die Ersteller lehnen jede Haftung für die Verwendung der Datei ab.

Autoren: Dipl.-Ing. K. Schwindl / Prof. Dr.-Ing. M. Mensinger

Abbildung 12-11: Ergebnisprotokoll Seite 2

12.2.6 Bemessung des Feldquerschnitts

Die vollplastische Momententragfähigkeit des Feldquerschnitts beträgt nach Gleichung (12-25) $M_{pl,y,Rd} = 1.052 \text{ kNm}$, so dass das Feldmoment $M_{y,Ed} = 821 \text{ kNm}$ grundsätzlich aufgenommen werden kann. Die äquivalente Stützweite L_e wurde für das Randfeld vorab mit $L_e = 11,40 \text{ m}$ abgeschätzt. Aus dem Verlauf der Bemessungsschnittgrößen lässt sich $L_e = 11,37 \text{ m}$ rückrechnen, so dass die anfängliche Annahme genau genug war und $M_{pl,y,Rd}$ nicht neu berechnet werden muss. Dem Nachweis der Tragfähigkeit ist aber die reduzierte plastische Momententragfähigkeit $M_{y,Rd}$ zugrunde zu legen, die sich infolge der teilweisen Verdübelung ergibt. Unter Annahme eines linearen Teilverbunddiagramms (vgl. [15], Bild 6.5, Kurve 2) kann nach Gleichung (12-64) ein erforderlicher Verdübelungsgrad $\eta = 0,57$ ermittelt werden.

$$\eta = \frac{M_{Ed} - M_{pl,a,Rd}}{M_{pl,Rd} - M_{pl,a,Rd}} = \frac{821 - 517}{1.052 - 517} = 0,57 \quad (12-64)$$

Durch iteratives Verschieben der plastischen Nulllinie kann unter der Annahme eines Teilverbunddiagramms mit gekrümmtem Kurvenverlauf (vgl. [15], Bild 6.5, Kurve 1) der erforderliche Verdübelungsgrad genauer zu $\eta = 0,39$ bestimmt werden.

Gemäß [15], 6.6.1.2 (1) ist nach Gleichung (12-65) jedoch ein Mindestverdübelungsgrad $\eta = 0,40$ einzuhalten.

$$\eta \geq 1 - \left(\frac{355}{f_y} \right) (0,75 - 0,03 L_e) = 1 - \left(\frac{355}{235} \right) (0,75 - 0,03 \cdot 11,40) = 0,39 < 0,40$$

$$\Rightarrow \eta \geq 0,40 \quad (12-65)$$

Mit $\eta = 0,40$ geht eine reduzierte plastische Momententragfähigkeit $M_{y,Rd} = 830 \text{ kNm}$ einher.

12.2.7 Nachweis der Verdübelung der Verbundfuge

Die Tragfähigkeit P_{Rd} eines Kopfbolzendübels wird nach [15], 6.6.3.1, berechnet, je nachdem, ob Stahlversagen oder Betonversagen maßgebend ist, nach Gleichung (12-66) oder Gleichung (12-67).

$$P_{Rd} = \frac{0,8 f_u \pi d^2 / 4}{\gamma_v} = \frac{0,8 \cdot 45,0 \cdot \pi \cdot 2,2^2 / 4}{1,25} = 109 \text{ kN} \quad (12-66)$$

$$P_{Rd} = \frac{0,29 \alpha d^2 \sqrt{f_{ck} E_{cm}}}{\gamma_v} = \frac{0,29 \cdot 1 \cdot 2,2^2 \sqrt{3,5 \cdot 3.400}}{1,25} = 122 \text{ kN} \quad (12-67)$$

Zur Berücksichtigung der quer verlaufenden Profilbleche ist der Abminderungsfaktor $k_t = k_{t,max} = 0,75$ nach [15], 6.6.4.2, anzusetzen. Damit ergibt sich die Tragfähigkeit eines Dübels nach Gleichung (12-68).

$$P_{Rd} = 0,75 \cdot 109 = 81,8 \text{ kN} \quad (12-68)$$

Die Anforderungen aus [15], 6.6.1.3 (3), hinsichtlich einer äquidistanten Anordnung der Verbundmittel zwischen kritischen Schnitten sind eingehalten, aufgrund der Lage der plastischen Nulllinie kann das Profil IPE500 auch im Bereich negativer Biegemomente der Querschnittsklasse 1 zugeordnet werden. Kritische Schnitte sind gemäß [15], 6.1.1 (4), die Auflagerpunkte und die Stellen extremer Biegemomente.

Der Abstand $x_{M,max,1}$ des maximalen Feldmomentes vom Endauflager kann nach Gleichung (12-69) aus der Endauflagerkraft A_{Ed} und der Belastung $(g+q)_{Ed}$ berechnet werden.

$$x_{M,max,1} = \frac{A_{Ed}}{(g+q)_{Ed}} = \frac{289}{50,8} = 5,69 \text{ m} \quad (12-69)$$

Innerhalb der Länge $x_{M,max,1}$ ist bei einem Verdübelungsgrad $\eta = 0,40$ in der Verbundfuge die Längsschubkraft $V_{L,Ed,1}$ nach Gleichung (12-70) zu übertragen. Auf einen Kopfbolzendübel entfällt bei einem Dübelabstand von $\Delta x_{KBD} = 300 \text{ mm}$ dann die Kraft $P_{Ed,1}$ nach Gleichung (12-71).

$$V_{L,Ed,1} = N_{c,Ed} = \eta A_a f_{yd} = 0,40 \cdot 116 \cdot 23,5 = 1.090 \text{ kN} \quad (12-70)$$

$$P_{Ed,1} = \frac{V_{L,Ed,1}}{x_{M,max,1}} \cdot \Delta x_{KBD} = \frac{1.090}{5,69} \cdot 0,30 = 57,5 \text{ kN} \quad (12-71)$$

Die Länge $x_{M,max,2}$ zwischen dem maximalen Feldmoment und dem Innenaufleger beträgt im Randfeld $12,0 - 5,69 = 6,31 \text{ m}$. Innerhalb dieser Länge ist zusätzlich zur Schubkraft $V_{L,Ed,1}$ noch eine Schubkraft $\Delta V_{L,Ed}$ zu übertragen, die zum Aufbau des Stützmomentes benötigt wird. Rein formal ist nach [15], 6.2.1.3 (2), die Verdübelung „so auszubilden, dass die auf Zug beanspruchte Bewehrung bis zur Streckgrenze beansprucht werden kann.“ Demnach wäre $\Delta V_{L,Ed}$ nach Gleichung (12-72) zu berechnen.

$$\Delta V_{L,Ed} = f_{sd} A_{s,2} = 43,5 \cdot \frac{1,13}{0,10} \cdot 1,20 = 590 \text{ kN} \quad (12-72)$$

Dies gilt jedoch nur dann, „wenn keine genaueren Nachweise geführt werden“ ([15]). Die der Bemessung zugrunde liegende Interaktionsbeziehung stellt aber nach Ansicht des Verfassers einen genaueren Nachweis dar, und aus Gründen des Gleichgewichts ist nur der Anteil der Bewehrungszugkraft über die Verbundfuge zu leiten, dem eine ebenso große Druckkraft im Bereich des Fahnenblechs gegenüber steht. Diese Kraft entspricht der globalen Normalkraft N_{global} , und man erkennt aus dem Ergebnisprotokoll der Berechnung (vgl. Abbildung 12-11), dass N_{global} durch die Schraubentragfähigkeit ($N_{global,Schr} = 344 \text{ kN}$) begrenzt wird und nicht durch die Tragfähigkeit der Bewehrung ($N_{global,BEW} = 590 \text{ kN}$). Die Differenz zwischen $N_{global,BEW}$ und $N_{global,Schr}$ dient der Abtragung des Momentenanteils $M_{c,N,pl,Rd}$ im Betongurt, wodurch in der Verbundfuge keine Kraft entsteht. Deshalb kann die Kraft $\Delta V_{L,Ed}$ nach Gleichung (12-73) anstatt nach Gleichung (12-72) berechnet werden. Die innerhalb der Länge $x_{M,max,2}$ zu übertragende Längsschubkraft $V_{L,Ed,2}$ ergibt sich nach Gleichung (12-74) und die Kraft je Verbundmittel $P_{Ed,2}$ nach Gleichung (12-75).

$$\Delta V_{L,Ed} = N_{global} = 344 \text{ kN} \quad (12-73)$$

$$V_{L,Ed,2} = V_{L,Ed,1} + \Delta V_{L,Ed} = 1.090 + 344 = 1.434 \text{ kN} \quad (12-74)$$

$$P_{Ed,2} = \frac{V_{L,Ed,2}}{x_{M,max,2}} \cdot \Delta x_{KBD} = \frac{1.434}{6,31} \cdot 0,30 = 68,2 \text{ kN} \quad (12-75)$$

Maßgebend für den Nachweis der Kopfbolzendübel ist die Kraft $P_{Ed,2}$, die Ausnutzung der Kopfbolzendübel beträgt nach Gleichung (12-76) 83 %, womit die Tragfähigkeit nachgewiesen ist.

$$\frac{P_{Ed,2}}{P_{Rd}} = \frac{68,2}{81,8} = 0,83 \leq 1 \quad (12-76)$$

Die Nachweise für Feldquerschnitt und Verdübelung des Innenfeldes können entfallen, da bei kleinerem Feldmoment $M_{y,Ed}$ und praktisch identischer vollplastischer Momententragfähigkeit $M_{pl,y,Rd}$ sowie gleichem Dübelabstand die jeweilige Ausnutzung kleiner ist.

Abschließend wird noch in Kurzform beschrieben, wie sich die Situation darstellt, wenn man die unplanmäßige Durchlaufwirkung nicht berücksichtigt.

Bei Berechnung als Einfeldträger ergibt sich das Moment in Feldmitte nach Gleichung (12-77).

$$M_{y,Ed} = \frac{(g + q)_{Ed} L^2}{8} = \frac{50,8 \cdot 12,0^2}{8} = 914 \text{ kNm} \quad (12-77)$$

Bei einer mittragenden Breite $b_{\text{eff},1} = 3,00 \text{ m}$ beträgt das vollplastische Moment $M_{\text{pl},y,Rd} = 1.055 \text{ kNm}$. Für eine Ausführung mit teilweisem Verbund ist nicht mehr der Mindestverdübelungsgrad $\eta = 0,41$ maßgebend, sondern der statisch erforderliche Verdübelungsgrad $\eta = 0,60$.

Je halber Feldweite ist die Längsschubkraft $V_{L,Ed} = 1.636 \text{ kN}$ zu übertragen, was zu einer Dübelkraft $P_{Ed} = 81,8 \text{ kN}$ führt. In Relation zur Dübeltragfähigkeit $P_{Rd} = 81,8 \text{ kN}$ ist die Verbundfuge damit zu 100 % ausgenutzt, wohingegen die Verbundfuge bei Berücksichtigung der Durchlaufwirkung noch über 17 % Reserve verfügt.

Im Einzelfall bringt die Berücksichtigung der Durchlaufwirkung also wirtschaftliche Vorteile, indem je Träger ein kleinerer Verdübelungsgrad ausreicht. Beim vorliegenden Beispiel ist die Position der Kopfbolzendübel durch das Profilblech vorgegeben, so dass der Vorteil nicht direkt durch einen größeren Dübelabstand nutzbar ist. Bei geringfügig größerer Belastung wäre der Nachweis der Tragfähigkeit mit der vorgesehenen Verdübelung aber überhaupt nur zu erbringen, wenn die unplanmäßige Durchlaufwirkung berücksichtigt wird. Abhängig von den individuellen Gegebenheiten kann sich der Vorteil der Berechnungsmethode im Einzelfall auch in Form einer niedrigeren erforderlichen Stahlgüte oder in Form eines kleineren erforderlichen Stahlprofils äußern.

Die weiteren, für eine vollständige Bemessung zu führenden Nachweise wie z.B. Nachweise für den Bauzustand oder der Nachweis der Längsschubtragfähigkeit des Betongurtes, werden im Rahmen dieses Beispiels nicht behandelt.

13 Ergänzung zur Theorie des elastischen Verbundes

Für eine zutreffende elastische Schnittgrößenermittlung ist bei statisch unbestimmten Systemen die genaue Kenntnis der Bauteilsteifigkeiten unabdingbar. Für die vorliegende Aufgabenstellung sind dies einerseits die Rotationssteifigkeiten S_j der Fahnenblechanschlüsse, andererseits die effektiven Biegesteifigkeiten $EI_{y,\text{eff}}$ der Verbundträger, die in hohem Maß von der Nachgiebigkeit der Verbundfuge abhängen.

Im Zuge der bisherigen Berechnungen wurde die effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,\text{eff}}$ gemäß den Angaben in [23] (vgl. Abschnitt 10.5.3.1) ermittelt. Die dort vorgestellten Berechnungsformeln, die auf der Lösung der Differentialgleichung des elastischen Verbundes beruhen, sind für gelenkig gelagerte Einfeldträger mit sinusförmiger Belastung exakt und stellen für andere Randbedingungen und Lastbilder eine Näherung dar. Es wird weiterhin die Ansicht vertreten, dass diese Näherung für praktische Belange genügend genau ist, da bereits die Eingangswerte der Berechnung (d.h. insbesondere die Steifigkeit der Kopfbolzendübel) und auch die Randbedingungen (d.h. das nicht bekannte Lochspiel) starken Streuungen unterliegen. Außerdem ist aufgrund der duktilen Eigenschaften von Anschluss, Feldquerschnitt und Verdübelung die Möglichkeit zur Umlagerung von Momenten zwischen Feldbereich und Anschlussbereich gegeben, so dass bei einer plastischen Bemessung der durch die Näherungslösung theoretisch begangene Fehler an Bedeutung verliert. Schließlich gilt jede noch so genau erarbeitete Lösung auf Grundlage der elastischen Verbundtheorie streng genommen nur solange, wie sich alle Einzelbauteile ideal elastisch verhalten, und gerade das ist beim vorgestellten Bemessungskonzept nicht der Fall, da plastische Querschnitts- und bei evtl. Momentenumlagerung auch Systemreserven genutzt werden.

Weil die Theorie des elastischen Verbundes aber thematisch eine starke Nähe zu den behandelten Aspekten und Fragestellungen besitzt, wird der Vollständigkeit halber noch kurz auf sie eingegangen.

Der Theorie des nachgiebigen Verbundes widmen sich u.a. die Arbeiten [18], [25] und [31]. Im Folgenden wird Bezug auf die Arbeit von *Fries* [18] genommen, weil sich der dort vorgestellte Lösungsweg mit einer kleinen Änderung an das benötigte statische System eines Einfeldträgers mit Auflagerdrehfeder und Linienlast gut anpassen lässt. Die Herleitung der Schlupf-Differentialgleichung ist in [18] Schritt für Schritt nachvollziehbar erläutert und muss an dieser Stelle nicht erneut wiedergeben werden. Im Wesentlichen ergeben sich sämtliche Kraft- und Verformungsgrößen aus einer Differentialgleichung zweiter Ordnung, die mit Hilfe der verfügbaren Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbedingungen aufgestellt und gelöst wird. Die im Folgenden verwendeten Formeln und Bezeichnungen sind weitgehend aus [18] übernommen, wobei sie im Einzelfall an die eigenen Erfordernisse angepasst werden.

Von *Fries* wird die Lösung am Beispiel eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers unter Linienlast erläutert (vgl. Abbildung 13-1). Durch die Festlegung des Ursprungs der x -Achse in Feldmitte auf der Symmetrieachse des Systems wird die in Gleichung (13-1)

angeschriebene Gleichgewichtsbedingung erhalten, die für den weiteren Lösungsweg zwingend benötigt wird. Dabei ist $V_a(x) + V_c(x)$ die Gesamtquerkraft, die aus den beiden Anteilen im Stahlträger (V_a) und Betongurt (V_c) besteht.

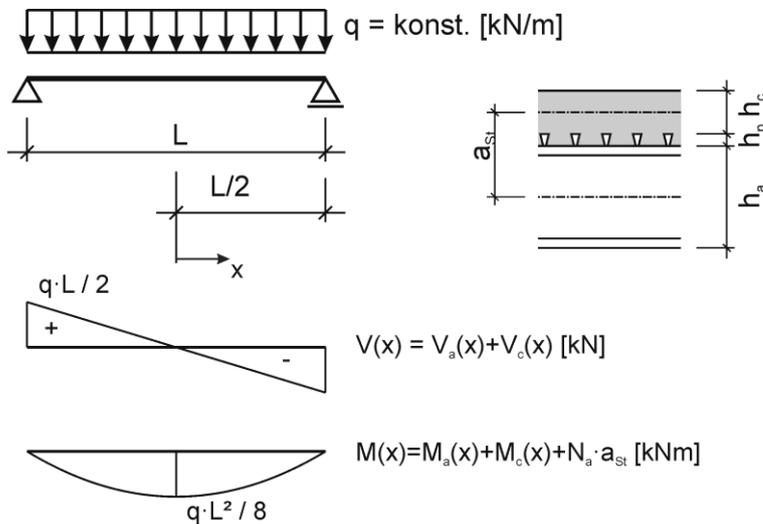


Abbildung 13-1: Gelenkig gelagerter Einfeldträger mit Linienlast, $x = 0$ in Feldmitte

$$V_a(x) + V_c(x) = -q \cdot x \quad (13-1)$$

Den Gleichungen (13-2) bis (13-12) können die verwendeten Substitutionen diverser Terme entnommen werden. K bezeichnet in [18] die Steifigkeit eines Verbundmittels (entsprechend k_{sc}), e_{\parallel} deren gegenseitigen Abstand (entsprechend Δx_{KBD}), a_{St} ist der Abstand der Schwerachsen von Betongurt und Stahlträger.

$$k_c = n_0/n_{\infty} \quad (13-2)$$

$$n_0 = E_a/E_{c,0} \quad (13-3)$$

$$n_{\infty} = E_a/E_{c,\infty} \quad (13-4)$$

$$\frac{1}{A_V} = \frac{1}{k_c \cdot A_c/n_0} + \frac{1}{A_a} \quad (13-5)$$

$$a_{St} = h_c/2 + h_p + h_a/2 \quad (13-6)$$

$$I_V = I_a + k_c \cdot I_c / n_0 \quad (13-7)$$

$$\omega = 1 / (a_{St}^2 + I_V / A_V) \quad (13-8)$$

$$\alpha^2 = K / (e_{\parallel} \cdot E_a \cdot I_V \cdot \omega) \quad (13-9)$$

$$\gamma = e_{\parallel} \cdot \omega \cdot a_{St} / K \quad (13-10)$$

$$c_1 = 1 / (E_a \cdot I_V) \quad (13-11)$$

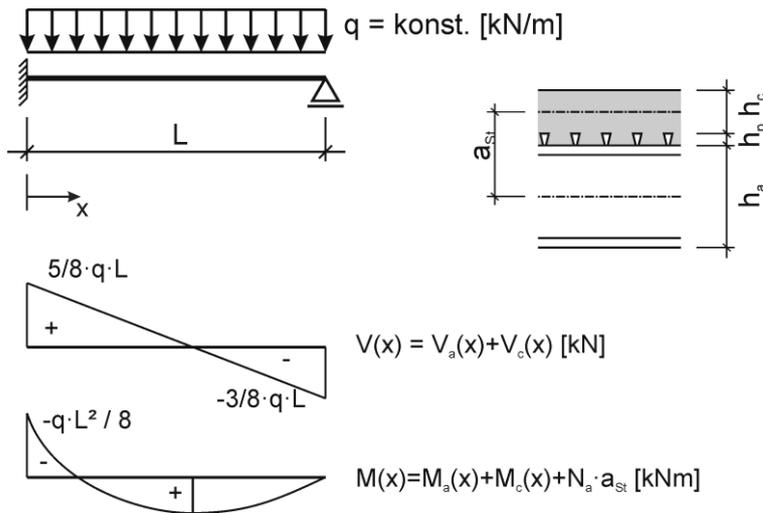
$$c_2 = K \cdot a_{St} / e_{\parallel} \quad (13-12)$$

Die Schlupf-Differentialgleichung für das symmetrische System ist in Gleichung (13-13) angegeben. Die Angabe der Gleichung in dieser Form ist nur möglich, weil der Verlauf der Querkraft durch die Symmetrie von Last und System nach Gleichung (13-1) bekannt ist.

$$s''(x) - \alpha^2 \cdot s(x) = -\alpha^2 \cdot \gamma \cdot q \cdot x \quad (13-13)$$

In [18] werden nur statisch bestimmte Systeme (beidseitig gelenkig gelagerte Einfeldträger) behandelt, da für diese der Verlauf der Gesamtquerkraft direkt angegeben werden kann. Daraus folgt unmittelbar die Erkenntnis, dass man auch zur Aufstellung und Lösung der Schlupf-Differentialgleichung für Systeme, die von Abbildung 13-1 abweichende Lagerungsbedingungen besitzen, den Verlauf der Gesamtquerkraft kennen muss.

Für einen einseitig voll eingespannten Einfeldträger kann der Verlauf der Querkraft nach Gleichung (13-14) eindeutig angegeben werden, wobei der Ursprung der x-Achse nach Abbildung 13-2 an die Einspannung gelegt wird. Die Schlupf-Differentialgleichung ergibt sich dann nach Gleichung (13-15) und man erkennt unmittelbar die Unterschiede zu Gleichung (13-13) auf der rechten Seite der Gleichung.


 Abbildung 13-2: Einseitig eingespannter Einfeldträger mit Linienlast, $x = 0$ an der Einspannung

$$V_a(x) + V_c(x) = \frac{5}{8} \cdot q \cdot L - q \cdot x \quad (13-14)$$

$$s''(x) - \alpha^2 \cdot s(x) = -\alpha^2 \cdot \gamma \cdot q \cdot \left(x - \frac{5}{8} \cdot L\right) \quad (13-15)$$

Zum Einspanngrad von 100 % gehören außerdem die Randbedingungen, dass die Durchbiegung w , die Rotation φ und der Schlupf s an der Stelle $x = 0$ der Einspannung jeweils null sind. Damit lässt sich die Differentialgleichung lösen, was aber hier nicht vorgeführt wird.

Wenn wie im Fall der nachgiebigen Fahnenblechanschlüsse weder ein gelenkiges Lager noch eine 100 %-Einspannung vorliegt, dann kann der Querkraftverlauf nicht a priori angegeben und somit die Differentialgleichung nicht aufgestellt werden. Deshalb wird gewissermaßen als „Trick“ eine zusätzliche Unbekannte ψ eingeführt, mit deren Hilfe der lineare Querkraftverlauf exakt beschrieben wird. Bei einer Rotationsfeder endlicher Steifigkeit auf einer Seite des Trägers, wird sich ein Querkraftverlauf einstellen, der zwischen den beiden Grenzfällen mit gelenkigem und vollstiftem Endauflager liegt. Statt einer Querkraft von $V(x) = q \cdot L/2$ (gelenkiger Einfeldträger) bzw. $V(x) = 5/8 \cdot q \cdot L$ (einseitig eingespannter Einfeldträger) wird die Querkraft am Lager mit der Drehfeder in allgemeiner Form nach Gleichung (13-16) angeschrieben. ψ ersetzt in Gleichung (13-15) den Faktor $5/8$, was zu einer allgemeineren Darstellung der Schlupf-Differentialgleichung nach Gleichung (13-17) für beliebige Einspanngrade führt. ψ ist damit eine weitere Unbekannte im Lösungsverlauf und vorerst nur der Größenordnung nach bekannt ($0,5 \leq \psi \leq 0,625$).

$$V_a(x) + V_c(x) = \psi \cdot q \cdot L - q \cdot x \quad (13-16)$$

$$s''(x) - \alpha^2 \cdot s(x) = -\alpha^2 \cdot \gamma \cdot q \cdot (x - \psi \cdot L) \quad (13-17)$$

Damit lässt sich die Differentialgleichung (DGL) der Reihe nach analog zur Darstellung in [18] lösen, wobei ψ erst gegen Ende der Berechnung eliminiert werden kann. Die gesamte, d.h. aus homogenem und inhomogenem Anteil bestehende Lösung der DGL ist in Gleichung (13-18) und ihre erste Ableitung in Gleichung (13-19) angegeben.

$$s(x) = K_1 \cdot e^{\alpha x} + K_2 \cdot e^{-\alpha x} + \gamma \cdot q \cdot x - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \quad (13-18)$$

$$s'(x) = \alpha \cdot K_1 \cdot e^{\alpha x} - \alpha \cdot K_2 \cdot e^{-\alpha x} + \gamma \cdot q \quad (13-19)$$

Für die erste Ableitung des Schlupf-Verlaufs kann nach [18] die Gleichung (13-20) hergeleitet werden.

$$s'(x) = \kappa(x) \cdot a_{St} - \frac{N_a(x)}{E_a \cdot A_V} \quad (13-20)$$

Aus der Randbedingung, dass am gelenkigen Auflager an der Stelle $x = L$ die Normalkräfte und Momente $N_a=N_c=M_a=M_c=0$ sind und damit auch $\kappa=s'=0$, kann die Konstante K_1 bestimmt werden, so dass sich $s(x)$ und $s'(x)$ nach Gleichung (13-18) bzw. (13-19) mit einer Unbekannten weniger darstellen lassen.

$$s(x) = K_2 \cdot (e^{-2\alpha L} e^{\alpha x} + e^{-\alpha x}) - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha} \cdot e^{\alpha x} + \gamma \cdot q \cdot x - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \quad (13-21)$$

$$s'(x) = K_2 \cdot (\alpha \cdot e^{-2\alpha L} e^{\alpha x} - \alpha \cdot e^{-\alpha x}) - \gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L} \cdot e^{\alpha x} + \gamma \cdot q \quad (13-22)$$

Am linken Auflager an der Stelle der Drehfeder wird als Randbedingung $M_a(0)=M_c(0)=\kappa(0)$ eingeführt. Diese Randbedingung trägt zwar nicht dem allgemeinsten Fall eines Verbundträgers Rechnung, bei dem sich das Biegemoment aus den Anteilen M_a , M_c und $N_a \cdot a_{St}$ zusammensetzt. In Verbindung mit dem Federmodell aus Abbildung 10-45 zur Ermittlung der Rotationssteifigkeit ist aber gerade diese Randbedingung sehr zutreffend, da sich gemäß diesem vereinfachten Modell das Einspannmoment auch nur aus einem Kräftepaar zusammensetzt. Im Vergleich zum Momentenanteil, der durch das Kräftepaar abgetragen wird, ist der Anteil im Betongurt gering, und wegen der Annahme, dass nur die unterste Schraube eine Kraft überträgt, wird abgesehen von einem Exzentrizitätsmoment vom Stahlträger kein nennenswertes Moment übertragen. Natürlich stellt die Vorgehensweise auch insoweit eine gewisse Näherung dar, als der sich am linken Auflager ergebende Schlupf $s(0)$ in der Regel nicht mit dem

Schlupf identisch sein wird, der sich mit Hilfe des Federmodells aus dem Einspannmoment und den Wegfedern der einzelnen Komponenten (konkret aus $c_{w,1b}$ für den Verbund) rückrechnen ließe. Diese Diskrepanz ist der Anwendung der Komponentenmethode geschuldet, bei der einzelne Komponenten zu einer einzigen resultierenden Rotationsfeder zusammengefasst werden.

Hinweis: Auch der allgemeinere Fall ohne die Randbedingung $M_a(0)=M_c(0)$ lässt sich lösen. Die Berechnung gerät aber noch wesentlich aufwendiger als mit dieser Randbedingung, da die vorhandenen Randbedingungen nicht ausreichen, um die Differentialgleichung zu lösen. Man muss deshalb eine statisch unbestimmte Berechnung durchführen, indem die Rotationsfeder als statisch Unbestimmte freigeschnitten wird. Am statisch bestimmten Hauptsystem sind dann alle Teilschnittgrößen sowie der Längsschub in der Verbundfuge für den Lastzustand und den Einheitszustand zu berechnen. Durch Anwendung des Arbeitssatzes auf alle Bestandteile, verbunden mit der Berechnung zahlreicher Integrale, kann die statisch Unbestimmte ermittelt werden. Wegen der als ideal unterstellten Elastizität können sämtliche Kraft und Weggrößen *theoretisch* durch Überlagerung bestimmt werden. *Praktisch* scheitert die Lösung u.U. an der begrenzten Genauigkeit der heute üblichen EDV-Ausstattung im Nachkommastellenbereich: Aufgrund der Exponentialfunktionen mit sowohl positiven als auch negativen Exponenten treffen sehr große Zahlen auf sehr kleine Zahlen, was zu den bekannten numerischen Problemen führt.

Die Ableitung der Krümmung $\kappa'(x)$ nach Gleichung (13-23) ergibt sich analog zum Rechenweg aus [18] unter Verwendung des Schlupfverlaufs $s(x)$ nach Gleichung (13-21), wobei die Gleichung durch Einführung des Beiwertes ψ für den Querkraftverlauf etwas anders aussieht als die entsprechende Gleichung aus [18].

$$\begin{aligned} \kappa'(x) = & c_1 \cdot c_2 \cdot K_2 \cdot (e^{-2\alpha L} \cdot e^{\alpha x} + e^{-\alpha x}) - c_1 \cdot c_2 \cdot \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha} \cdot e^{\alpha x} + \\ & + c_1 \cdot c_2 \cdot \gamma \cdot q \cdot x - c_2 \cdot \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L + c_1 \cdot \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L - c_1 \cdot q \cdot x \end{aligned} \quad (13-23)$$

Durch Integration erhält man nacheinander Gleichungen für die Krümmung $\kappa(x)$, die Verdrehung $\varphi(x)$ und die Durchbiegung $w(x)$. Die Integrationskonstanten K_2 , c_κ , c_φ und c_w folgen aus den Randbedingungen, wobei der Beiwert ψ vorerst als Unbekannte bestehen bleibt.

$$\begin{aligned} \kappa(x) = & c_1 \cdot c_2 \cdot \left[K_2 \cdot \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha} \cdot e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha} \cdot e^{-\alpha x} \right) - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha^2} \cdot e^{\alpha x} + \right. \\ & \left. + \frac{\gamma \cdot q \cdot x^2}{2} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x \right] + c_1 \cdot \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x - c_1 \cdot q \cdot \frac{x^2}{2} + c_\kappa \end{aligned} \quad (13-24)$$

$$\begin{aligned} \varphi(x) = c_1 \cdot c_2 \cdot \left[K_2 \cdot \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha^2} \cdot e^{\alpha x} + \frac{1}{\alpha^2} \cdot e^{-\alpha x} \right) - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha^3} \cdot e^{\alpha x} + \frac{\gamma \cdot q \cdot x^3}{6} - \right. \\ \left. - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot \frac{x^2}{2} \right] + c_1 \cdot \psi \cdot q \cdot L \cdot \frac{x^2}{2} - c_1 \cdot q \cdot \frac{x^3}{6} + c_\kappa \cdot x + c_\varphi \end{aligned} \quad (13-25)$$

$$\begin{aligned} w(x) = -c_1 \cdot c_2 \cdot \left[K_2 \cdot \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha^3} \cdot e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha^3} \cdot e^{-\alpha x} \right) - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha^4} \cdot e^{\alpha x} + \frac{\gamma \cdot q \cdot x^4}{24} - \right. \\ \left. - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot \frac{x^3}{6} \right] - c_1 \cdot \psi \cdot q \cdot L \cdot \frac{x^3}{6} + c_1 \cdot q \cdot \frac{x^4}{24} - c_\kappa \cdot \frac{x^2}{2} - c_\varphi \cdot x + c_w \end{aligned} \quad (13-26)$$

$$\begin{aligned} K_2 = \frac{1}{e^{-2\alpha L} - 1} \cdot \left(\frac{\gamma \cdot q \cdot \alpha \cdot L^2}{2} - \frac{\gamma \cdot q}{\alpha} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot \alpha \cdot L^2 + \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha} + \right. \\ \left. + \frac{\psi \cdot q \cdot \alpha \cdot L^2}{c_2} - \frac{q \cdot \alpha \cdot L^2}{2 \cdot c_2} \right) \end{aligned} \quad (13-27)$$

$$c_\kappa = c_1 \cdot c_2 \cdot \left(\frac{\gamma \cdot q}{\alpha^2} - \frac{\gamma \cdot q \cdot L^2}{2} + \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L^2 \right) + c_1 \cdot \left(\frac{q \cdot L^2}{2} - \psi \cdot q \cdot L^2 \right) \quad (13-28)$$

$$c_w = c_1 \cdot c_2 \cdot \left[K_2 \cdot \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha^3} - \frac{1}{\alpha^3} \right) - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha^4} \right] \quad (13-29)$$

$$\begin{aligned} c_\varphi = c_1 \cdot c_2 \cdot \left(\frac{\gamma \cdot q}{L \cdot \alpha^4} - \frac{\gamma \cdot q \cdot L^3}{24} + \frac{\psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L^3}{6} \right) + c_1 \cdot \left(\frac{q \cdot L^3}{24} - \frac{\psi \cdot q \cdot L^3}{6} \right) - \\ - c_\kappa \cdot \frac{L}{2} + \frac{c_w}{L} \end{aligned} \quad (13-30)$$

Aus den Verformungsgrößen folgen mit dem Elastizitätsgesetz der Schubfluss $t_{VF}(x)$ in der Verbundfuge und die Teilschnittgrößen $N_a(x)$, $N_c(x)$, $M_a(x)$ und $M_c(x)$ nach den Gleichungen (13-31) bis (13-36). c_{Na} ist dabei eine weitere Integrationskonstante.

$$\begin{aligned}
 t_{VF}(x) &= \frac{K}{e_{\parallel}} \cdot s(x) = \\
 &= \frac{K}{e_{\parallel}} \left[K_2 \cdot (e^{-2\alpha L} \cdot e^{\alpha x} + e^{-\alpha x}) - \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha} e^{\alpha x} + \gamma \cdot q \cdot x - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \right] \quad (13-31)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 N_a(x) &= - \int t_{VF}(x) dx = - \frac{K}{e_{\parallel}} \left[K_2 \cdot \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha} e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha} e^{-\alpha x} \right) - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha^2} e^{\alpha x} + \gamma \cdot q \cdot \frac{x^2}{2} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x \right] + c_{Na} \quad (13-32)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 N_c(x) &= -N_a(x) = \frac{K}{e_{\parallel}} \left[K_2 \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha} e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha} e^{-\alpha x} \right) - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{\gamma \cdot q \cdot e^{-\alpha L}}{\alpha^2} \cdot e^{\alpha x} + \gamma \cdot q \cdot \frac{x^2}{2} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x \right] - c_{Na} \quad (13-33)
 \end{aligned}$$

$$c_{Na} = \frac{K}{e_{\parallel}} \left[\gamma \cdot q \cdot L^2 \left(\frac{1}{2} - \psi \right) - \frac{\gamma \cdot q}{\alpha^2} \right] \quad (13-34)$$

$$\begin{aligned}
 M_a(x) &= E_a I_a \kappa(x) = E_a I_a \left\{ c_1 c_2 \left[K_2 \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha} e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha} e^{-\alpha x} \right) - \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha^2} e^{\alpha x} + \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + \frac{\gamma q x^2}{2} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x \right] + c_1 \cdot \psi \cdot q \cdot L \cdot x - c_1 \cdot q \cdot \frac{x^2}{2} + c_{\kappa} \right\} \quad (13-35)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 M_c(x) &= E_a \frac{k_c I_c}{n_0} \cdot \kappa(x) = E_a \frac{k_c I_c}{n_0} \left\{ c_1 c_2 \left[K_2 \left(\frac{e^{-2\alpha L}}{\alpha} e^{\alpha x} - \frac{1}{\alpha} e^{-\alpha x} \right) - \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha^2} e^{\alpha x} + \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + \frac{\gamma \cdot q \cdot x^2}{2} - \psi \cdot \gamma \cdot q \cdot L \cdot x \right] + c_1 \cdot \psi \cdot q \cdot L \cdot x - c_1 \cdot q \cdot \frac{x^2}{2} + c_{\kappa} \right\} \quad (13-36)
 \end{aligned}$$

Mit der letzten Randbedingung nach Gleichung (13-37) wird der Bezug zur Rotationssteifigkeit S_j des Anschlusses hergestellt, wobei voraussetzungsgemäß $M_a(x=0) = M_c(x=0) = 0$ gilt.

$$M(x = 0) = S_j \cdot \varphi(x = 0) = N_a(x = 0) \cdot a_{St} \quad (13-37)$$

Daraus folgt nach längerer Berechnung der Beiwert ψ nach Gleichung (13-37) als Quotient der Substitutionen B und A, wobei die Konstante K_2 zur Vereinfachung der Darstellung in Form von Gleichung (13-39) ausgedrückt wird.

$$\psi = \frac{B}{A} \quad (13-38)$$

$$K_2 = \sigma + \xi \cdot \psi \quad (13-39)$$

$$\sigma = \frac{1}{e^{-2\alpha L} - 1} \left(\frac{\gamma q \alpha L^2}{2} - \frac{\gamma q}{\alpha} + \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha} - \frac{q \alpha L^2}{2 c_2} \right) \quad (13-40)$$

$$\xi = \frac{1}{e^{-2\alpha L} - 1} \left(\frac{q \alpha L^2}{c_2} - \gamma q \alpha L^2 \right) \quad (13-41)$$

$$A = c_2 \left[\frac{\xi}{\alpha} (1 - e^{-2\alpha L}) - \gamma q L^2 \right] + \\ + S_j c_1 c_2 \left[\gamma q \frac{L^3}{3} - \frac{\xi}{\alpha^2} (e^{-2\alpha L} + 1) + \frac{\xi}{L \alpha^3} (1 - e^{-2\alpha L}) \right] - S_j c_1 \frac{q L^3}{3} \quad (13-42)$$

$$B = c_2 \left[\frac{\sigma}{\alpha} (e^{-2\alpha L} - 1) - \frac{\gamma q}{\alpha^2} (e^{-\alpha L} - 1) - \frac{\gamma q L^2}{2} \right] + \\ + S_j c_1 c_2 \left[\frac{\sigma}{\alpha^2} (e^{-2\alpha L} + 1) - \frac{\gamma q e^{-\alpha L}}{\alpha^3} + \frac{\gamma q}{L \alpha^4} (1 - e^{-\alpha L}) - \right. \\ \left. - \frac{\gamma q L}{2\alpha^2} + \frac{5}{24} \gamma q L^3 + \frac{\sigma}{L \alpha^3} (e^{-2\alpha L} - 1) \right] - \frac{5}{24} S_j c_1 q L^3 \quad (13-43)$$

Mit den gegebenen Gleichungen können nun alle Kraft- und Verformungsgrößen berechnet werden.

Man erkennt, dass auch dieser Lösungsansatz Exponentialfunktionen mit positiven und negativen Exponenten enthält sowie zahlreiche Subtraktionen von Zahlen, deren Größenordnung nicht auf den ersten Blick ersichtlich ist, woran die Berechenbarkeit u.U. scheitern könnte. Zu Problemen kommt es aufgrund der beschränkten Genauigkeit der EDV, mit der Mantisse und Exponent bei der Gleitkommaberechnung gespeichert werden, wenn sehr große, fast identische Zahlen voneinander subtrahiert werden. In einem solchen Fall wird das Ergebnis falsch und man spricht von Auslöschung. Im Gegensatz dazu ändert die Addition oder Subtraktion einer sehr kleinen Zahl die betragsmäßig viel größere Zahl nicht. Man spricht dann von Absorption (Quelle: [Wikipedia], Stichwort „Gleitkommazahl“).

Zur Beurteilung der Relevanz dieses Problems werden für praxisübliche Trägerkonfigurationen die einzelnen Formelbestandteile separat ausgewertet. Betrachtet werden zwei Trägerserien ähnlich denen aus den Versuchen. Die innerhalb einer Serie einheitlichen Parameter sind in Tabelle 13-1 zusammengestellt. Variiert werden die Trägerlänge L , die Gurtbreite b_c , die Steifigkeit K der Dübel sowie die Rotationssteifigkeit S_j , was je Serie zu den 8 Varianten nach Tabelle 13-2 führt.

Tabelle 13-1: Einheitliche Berechnungsparameter

Parameter	Serie 1	Serie 2	Parameter	Serie 1	Serie 2
E_a [N/mm ²]	210.000	210.000	A_a [cm ²]	39,1	116
E_{cm} [N/mm ²]	32.000	32.000	I_a [cm ⁴]	3.890	48.200
n_0 [-]	6,56	6,56	h_a [mm]	240	500
k_c [-]	1,00	1,00	a_{st} [mm]	215,5	355,5
h_f [mm]	140	160	$e_{ }$ [mm]	300	300
h_p [mm]	51	51	q [kN/m]	25,0	40,0
h_c [mm]	89	109			

Tabelle 13-2: Berechnungsvarianten für die beiden Größenklassen

Variante	Serie 1 - kleine Träger				Serie 2 - große Träger			
	L	K	S_j	$b_c = b_{eff,1}$	L	K	S_j	$b_c = b_{eff,1}$
[-]	[m]	[kN/cm]	[kNm/rad]	[m]	[m]	[kN/cm]	[kNm/rad]	[m]
1	6,0	1.500	1.000	1,50	11,0	1.500	5.000	2,75
2	6,0	1.500	3.000	1,50	11,0	1.500	15.000	2,75
3	6,0	3.000	1.000	1,50	11,0	3.000	5.000	2,75
4	6,0	3.000	3.000	1,50	11,0	3.000	15.000	2,75
5	10,0	1.500	1.000	2,50	18,0	1.500	5.000	4,00
6	10,0	1.500	3.000	2,50	18,0	1.500	15.000	4,00
7	10,0	3.000	1.000	2,50	18,0	3.000	5.000	4,00
8	10,0	3.000	3.000	2,50	18,0	3.000	15.000	4,00

Zuerst werden die Gleichungen (13-40) und (13-41) betrachtet. Ohne am Aufbau der Gleichungen etwas zu ändern, werden die Terme vor den Klammern mit σ_0 bzw. ξ_0 , die Terme innerhalb der Klammern mit σ_1 bis σ_4 bzw. mit ξ_1 und ξ_2 bezeichnet, so dass sich die Gleichungen (13-44) und (13-45) ergeben.

$$\sigma = \sigma_0 (\sigma_1 - \sigma_2 + \sigma_3 - \sigma_4) \quad (13-44)$$

$$\xi = \xi_0 (\xi_1 - \xi_2) \quad (13-45)$$

Tabelle 13-3: Schrittweise Auswertung der Formeln – kleine Verbundträger wie bei Versuchsreihe 1

Serie 1	b_c	A_c	I_c	A_V	I_V	ω	α	γ	c_1	c_2
	[m]	[m ²]	[m ⁴]	[m ²]	[m ⁴]	[1/m ²]	[1/m]	[m/kN]	[1/kNm ²]	[kN/m]
Variante 1	1,50	1,335E-01	8,812E-05	3,910E-03	5,233E-05	1,672E+01	1,650E+00	7,204E-06	9,100E-05	1,078E+05
Variante 2	1,50	1,335E-01	8,812E-05	3,910E-03	5,233E-05	1,672E+01	1,650E+00	7,204E-06	9,100E-05	1,078E+05
Variante 3	1,50	1,335E-01	8,812E-05	3,910E-03	5,233E-05	1,672E+01	2,333E+00	3,602E-06	9,100E-05	2,155E+05
Variante 4	1,50	1,335E-01	8,812E-05	3,910E-03	5,233E-05	1,672E+01	2,333E+00	3,602E-06	9,100E-05	2,155E+05
Variante 5	2,50	2,225E-01	1,469E-04	3,909E-03	6,128E-05	1,610E+01	1,554E+00	6,939E-06	7,771E-05	1,078E+05
Variante 6	2,50	2,225E-01	1,469E-04	3,909E-03	6,128E-05	1,610E+01	1,554E+00	6,939E-06	7,771E-05	1,078E+05
Variante 7	2,50	2,225E-01	1,469E-04	3,909E-03	6,128E-05	1,610E+01	2,197E+00	3,469E-06	7,771E-05	2,155E+05
Variante 8	2,50	2,225E-01	1,469E-04	3,909E-03	6,128E-05	1,610E+01	2,197E+00	3,469E-06	7,771E-05	2,155E+05

Serie 1	σ_0	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ
	[-]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[-]	[m]	[m]	[m]
Variante 1	-1,000E+00	5,349E-03	1,092E-04	5,482E-09	6,890E-03	1,651E-03	-1,000E+00	1,378E-02	1,070E-02	-3,083E-03
Variante 2	-1,000E+00	5,349E-03	1,092E-04	5,482E-09	6,890E-03	1,651E-03	-1,000E+00	1,378E-02	1,070E-02	-3,083E-03
Variante 3	-1,000E+00	3,782E-03	3,860E-05	3,211E-11	4,872E-03	1,129E-03	-1,000E+00	9,744E-03	7,564E-03	-2,180E-03
Variante 4	-1,000E+00	3,782E-03	3,860E-05	3,211E-11	4,872E-03	1,129E-03	-1,000E+00	9,744E-03	7,564E-03	-2,180E-03
Variante 5	-1,000E+00	1,347E-02	1,117E-04	2,000E-11	1,802E-02	4,660E-03	-1,000E+00	3,604E-02	2,695E-02	-9,096E-03
Variante 6	-1,000E+00	1,347E-02	1,117E-04	2,000E-11	1,802E-02	4,660E-03	-1,000E+00	3,604E-02	2,695E-02	-9,096E-03
Variante 7	-1,000E+00	9,528E-03	3,948E-05	1,135E-14	1,274E-02	3,255E-03	-1,000E+00	2,549E-02	1,906E-02	-6,432E-03
Variante 8	-1,000E+00	9,528E-03	3,948E-05	1,135E-14	1,274E-02	3,255E-03	-1,000E+00	2,549E-02	1,906E-02	-6,432E-03

Tabelle 13-4: Schrittweise Auswertung der Formeln – große Verbundträger wie bei Versuchsreihe 2

Serie 2	b_c	A_c	I_c	A_V	I_V	ω	α	γ	c_1	c_2
	[m]	[m ²]	[m ⁴]	[m ²]	[m ⁴]	[1/m ²]	[1/m]	[m/kN]	[1/kNm ²]	[kN/m]
Variante 1	2,75	2,998E-01	2,968E-04	1,159E-02	5,272E-04	5,819E+00	8,810E-01	4,137E-06	9,032E-06	1,778E+05
Variante 2	2,75	2,998E-01	2,968E-04	1,159E-02	5,272E-04	5,819E+00	8,810E-01	4,137E-06	9,032E-06	1,778E+05
Variante 3	2,75	2,998E-01	2,968E-04	1,159E-02	5,272E-04	5,819E+00	1,246E+00	2,069E-06	9,032E-06	3,555E+05
Variante 4	2,75	2,998E-01	2,968E-04	1,159E-02	5,272E-04	5,819E+00	1,246E+00	2,069E-06	9,032E-06	3,555E+05
Variante 5	4,00	4,360E-01	4,317E-04	1,159E-02	5,478E-04	5,759E+00	8,688E-01	4,095E-06	8,693E-06	1,778E+05
Variante 6	4,00	4,360E-01	4,317E-04	1,159E-02	5,478E-04	5,759E+00	8,688E-01	4,095E-06	8,693E-06	1,778E+05
Variante 7	4,00	4,360E-01	4,317E-04	1,159E-02	5,478E-04	5,759E+00	1,229E+00	2,047E-06	8,693E-06	3,555E+05
Variante 8	4,00	4,360E-01	4,317E-04	1,159E-02	5,478E-04	5,759E+00	1,229E+00	2,047E-06	8,693E-06	3,555E+05

Serie 2	σ_0	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ
	[-]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[-]	[m]	[m]	[m]
Variante 1	-1,000E+00	8,820E-03	1,878E-04	1,162E-08	1,199E-02	3,362E-03	-1,000E+00	2,399E-02	1,764E-02	-6,347E-03
Variante 2	-1,000E+00	8,820E-03	1,878E-04	1,162E-08	1,199E-02	3,362E-03	-1,000E+00	2,399E-02	1,764E-02	-6,347E-03
Variante 3	-1,000E+00	6,237E-03	6,641E-05	7,420E-11	8,481E-03	2,311E-03	-1,000E+00	1,696E-02	1,247E-02	-4,488E-03
Variante 4	-1,000E+00	6,237E-03	6,641E-05	7,420E-11	8,481E-03	2,311E-03	-1,000E+00	1,696E-02	1,247E-02	-4,488E-03
Variante 5	-1,000E+00	2,305E-02	1,885E-04	3,048E-11	3,167E-02	8,808E-03	-1,000E+00	6,334E-02	4,610E-02	-1,724E-02
Variante 6	-1,000E+00	2,305E-02	1,885E-04	3,048E-11	3,167E-02	8,808E-03	-1,000E+00	6,334E-02	4,610E-02	-1,724E-02
Variante 7	-1,000E+00	1,630E-02	6,666E-05	1,658E-14	2,239E-02	6,162E-03	-1,000E+00	4,479E-02	3,260E-02	-1,219E-02
Variante 8	-1,000E+00	1,630E-02	6,666E-05	1,658E-14	2,239E-02	6,162E-03	-1,000E+00	4,479E-02	3,260E-02	-1,219E-02

Aus Tabelle 13-3 und Tabelle 13-4 erkennt man, dass sich die durch σ_1 bis σ_4 bzw. durch ξ_1 und ξ_2 substituierten Terme innerhalb der Klammern jeweils deutlich unterscheiden, d.h. deren Addition und Subtraktion wird hinsichtlich der Rechengenauigkeit keine Probleme bereiten.

In analoger Weise werden an den Gleichungen (13-42) und (13-43) Substitutionen vorgenommen, ohne den Gleichungsaufbau zu verändern. Terme innerhalb der eckigen Klammern werden durch A_1 bis A_5 bzw. B_1 bis B_9 substituiert, so dass sich die Gleichungen (13-46) und (13-47) ergeben. Da nicht nur innerhalb der eckigen Klammern Werte addiert und subtrahiert werden, muss auch kontrolliert werden, ob nicht auf der Ebene außerhalb der Klammern Genauigkeitsprobleme entstehen können. Dazu werden weitere Substitutionen in Form der Werte A_1^* bis A_3^* bzw. B_1^* bis B_3^* vorgenommen, was zu den Gleichungen (13-48) und (13-49) führt. Die gegenseitigen Entsprechungen sind farblich kenntlich gemacht.

$$A = c_2[A_1 - A_2] + S_j c_1 c_2 [A_3 - A_4 + A_5] - S_j c_1 \frac{q L^3}{3} \tag{13-46}$$

$$B = c_2[B_1 - B_2 - B_3] + S_j c_1 c_2 [B_4 - B_5 + B_6 - B_7 + B_8 + B_9] - \frac{5}{24} S_j c_1 q L^3 \tag{13-47}$$

$$A = A_1^* + A_2^* + A_3^* \tag{13-48}$$

$$B = B_1^* + B_2^* + B_3^* \tag{13-49}$$

Tabelle 13-5: Schrittweise Auswertung der Formeln – kleine Verbundträger wie bei Versuchsreihe 1

Serie 1	A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_1^*	A_2^*	A_3^*	A	ψ	σ	$\xi \cdot \psi$
	[m ²]	[m ²]	[m ³]	[m ³]	[m ³]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[-]	[m]	[m]
Variante 1	-1,869E-03	6,484E-03	1,297E-02	-1,133E-03	-1,144E-04	-9,000E+02	1,371E+02	1,638E+02	-9,267E+02	0,507	1,651E-03	-1,562E-03
Variante 2	-1,869E-03	6,484E-03	1,297E-02	-1,133E-03	-1,144E-04	-9,000E+02	4,114E+02	4,914E+02	-9,800E+02	0,519	1,651E-03	-1,599E-03
Variante 3	-9,343E-04	3,242E-03	6,484E-03	-4,004E-04	-2,860E-05	-9,000E+02	1,344E+02	1,638E+02	-9,294E+02	0,506	1,129E-03	-1,103E-03
Variante 4	-9,343E-04	3,242E-03	6,484E-03	-4,004E-04	-2,860E-05	-9,000E+02	4,033E+02	4,914E+02	-9,881E+02	0,516	1,129E-03	-1,126E-03
Variante 5	-5,855E-03	1,735E-02	5,782E-02	-3,769E-03	-2,426E-04	-2,500E+03	5,137E+02	6,476E+02	-2,634E+03	0,509	4,660E-03	-4,627E-03
Variante 6	-5,855E-03	1,735E-02	5,782E-02	-3,769E-03	-2,426E-04	-2,500E+03	1,541E+03	1,943E+03	-2,902E+03	0,524	4,660E-03	-4,765E-03
Variante 7	-2,927E-03	8,673E-03	2,891E-02	-1,332E-03	-6,065E-05	-2,500E+03	5,054E+02	6,476E+02	-2,642E+03	0,508	3,255E-03	-3,269E-03
Variante 8	-2,927E-03	8,673E-03	2,891E-02	-1,332E-03	-6,065E-05	-2,500E+03	1,516E+03	1,943E+03	-2,926E+03	0,522	3,255E-03	-3,360E-03

Serie 1	B_1	B_2	B_3	B_4	B_5	B_6	B_7	B_8	B_9	B_1^*	B_2^*	B_3^*	B
	[m ²]	[m ³]	[m ³]	[m ³]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]					
Variante 1	-1,001E-03	-6,616E-05	3,242E-03	6,064E-04	2,014E-09	4,051E-06	1,985E-04	8,105E-03	-6,126E-05	-4,500E+02	8,291E+01	1,024E+02	-4,695E+02
Variante 2	-1,001E-03	-6,616E-05	3,242E-03	6,064E-04	2,014E-09	4,051E-06	1,985E-04	8,105E-03	-6,126E-05	-4,500E+02	2,487E+02	3,071E+02	-5,084E+02
Variante 3	-4,837E-04	-1,654E-05	1,621E-03	2,073E-04	5,898E-12	5,064E-07	4,963E-05	4,052E-03	-1,481E-05	-4,500E+02	8,228E+01	1,024E+02	-4,701E+02
Variante 4	-4,837E-04	-1,654E-05	1,621E-03	2,073E-04	5,898E-12	5,064E-07	4,963E-05	4,052E-03	-1,481E-05	-4,500E+02	2,469E+02	3,071E+02	-5,103E+02
Variante 5	-2,999E-03	-7,188E-05	8,673E-03	1,931E-03	8,288E-12	2,978E-06	3,594E-04	3,614E-02	-1,243E-04	-1,250E+03	3,147E+02	4,047E+02	-1,340E+03
Variante 6	-2,999E-03	-7,188E-05	8,673E-03	1,931E-03	8,288E-12	2,978E-06	3,594E-04	3,614E-02	-1,243E-04	-1,250E+03	9,442E+02	1,214E+03	-1,520E+03
Variante 7	-1,482E-03	-1,797E-05	4,337E-03	6,744E-04	2,351E-15	3,723E-07	8,985E-05	1,807E-02	-3,070E-05	-1,250E+03	3,119E+02	4,047E+02	-1,343E+03
Variante 8	-1,482E-03	-1,797E-05	4,337E-03	6,744E-04	2,351E-15	3,723E-07	8,985E-05	1,807E-02	-3,070E-05	-1,250E+03	9,356E+02	1,214E+03	-1,529E+03

Tabelle 13-6: Schrittweise Auswertung der Formeln – große Verbundträger wie bei Versuchsreihe 2

Serie 2	A ₁ [m ²]	A ₂ [m ²]	A ₃ [m ³]	A ₄ [m ³]	A ₅ [m ³]	A ₁ * [kNm]	A ₂ * [kNm]	A ₃ * [kNm]	A [kNm]	ψ [-]	σ [m]	ξ·ψ [m]
Variante 1	-7,205E-03	2,002E-02	7,342E-02	-8,179E-03	-8,440E-04	-4,840E+03	6,483E+02	8,014E+02	-4,993E+03	0,507	3,362E-03	-3,217E-03
Variante 2	-7,205E-03	2,002E-02	7,342E-02	-8,179E-03	-8,440E-04	-4,840E+03	1,945E+03	2,404E+03	-5,300E+03	0,519	3,362E-03	-3,296E-03
Variante 3	-3,603E-03	1,001E-02	3,671E-02	-2,892E-03	-2,110E-04	-4,840E+03	6,324E+02	8,014E+02	-5,009E+03	0,506	2,311E-03	-2,272E-03
Variante 4	-3,603E-03	1,001E-02	3,671E-02	-2,892E-03	-2,110E-04	-4,840E+03	1,897E+03	2,404E+03	-5,347E+03	0,517	2,311E-03	-2,321E-03
Variante 5	-1,984E-02	5,307E-02	3,184E-01	-2,284E-02	-1,461E-03	-1,296E+04	2,625E+03	3,380E+03	-1,371E+04	0,509	8,808E-03	-8,781E-03
Variante 6	-1,984E-02	5,307E-02	3,184E-01	-2,284E-02	-1,461E-03	-1,296E+04	7,876E+03	1,014E+04	-1,522E+04	0,525	8,808E-03	-9,055E-03
Variante 7	-9,922E-03	2,653E-02	1,592E-01	-8,076E-03	-3,652E-04	-1,296E+04	2,579E+03	3,380E+03	-1,376E+04	0,509	6,162E-03	-6,203E-03
Variante 8	-9,922E-03	2,653E-02	1,592E-01	-8,076E-03	-3,652E-04	-1,296E+04	7,737E+03	1,014E+04	-1,536E+04	0,524	6,162E-03	-6,385E-03

Serie 2	B ₁ [m ²]	B ₂ [m ²]	B ₃ [m ²]	B ₄ [m ³]	B ₅ [m ³]	B ₆ [m ³]	B ₇ [m ³]	B ₈ [m ³]	B ₉ [m ³]	B ₁ * [kNm]	B ₂ * [kNm]	B ₃ * [kNm]	B [kNm]
Variante 1	-3,816E-03	-2,132E-04	1,001E-02	4,331E-03	1,497E-08	2,498E-05	1,173E-03	4,589E-02	-4,470E-04	-2,420E+03	3,903E+02	5,009E+02	-2,531E+03
Variante 2	-3,816E-03	-2,132E-04	1,001E-02	4,331E-03	1,497E-08	2,498E-05	1,173E-03	4,589E-02	-4,470E-04	-2,420E+03	1,171E+03	1,503E+03	-2,752E+03
Variante 3	-1,855E-03	-5,331E-05	5,006E-03	1,489E-03	4,781E-11	3,122E-06	2,932E-04	2,294E-02	-1,086E-04	-2,420E+03	3,859E+02	5,009E+02	-2,535E+03
Variante 4	-1,855E-03	-5,331E-05	5,006E-03	1,489E-03	4,781E-11	3,122E-06	2,932E-04	2,294E-02	-1,086E-04	-2,420E+03	1,158E+03	1,503E+03	-2,765E+03
Variante 5	-1,014E-02	-2,170E-04	2,653E-02	1,167E-02	4,039E-11	1,597E-05	1,953E-03	1,990E-01	-7,463E-04	-6,480E+03	1,607E+03	2,112E+03	-6,985E+03
Variante 6	-1,014E-02	-2,170E-04	2,653E-02	1,167E-02	4,039E-11	1,597E-05	1,953E-03	1,990E-01	-7,463E-04	-6,480E+03	4,821E+03	6,337E+03	-7,996E+03
Variante 7	-5,015E-03	-5,425E-05	1,327E-02	4,082E-03	1,098E-14	1,997E-06	4,883E-04	9,950E-02	-1,846E-04	-6,480E+03	1,590E+03	2,112E+03	-7,002E+03
Variante 8	-5,015E-03	-5,425E-05	1,327E-02	4,082E-03	1,098E-14	1,997E-06	4,883E-04	9,950E-02	-1,846E-04	-6,480E+03	4,771E+03	6,337E+03	-8,047E+03

Betrachtet man die relevanten Werte in Tabelle 13-5 und Tabelle 13-6, die gemäß Gleichung (13-46) bis (13-49) im Berechnungsverlauf addiert oder subtrahiert werden, dann erkennt man, dass es auch hier zu keiner Subtraktion sehr großer, fast betragsgleicher Werte kommt. Dies gilt schließlich auch für die Terme σ und $\xi \cdot \psi$, aus denen sich die Konstante K_2 zusammensetzt. Die Richtigkeit der Berechnung wird bestätigt, indem der Beiwert ψ zur Erfassung der Querkraftverteilung einheitlich Werte innerhalb des zulässigen Bereichs von 0,5 bis 0,625 annimmt.

Auch wenn die praktizierte Vorgehensweise nicht einer allgemeingültigen mathematischen Beweisführung entspricht, so ist damit dennoch gezeigt, dass für Verbundträger mit praxisüblichen Abmessungen mit dem erarbeiteten Ansatz auf Basis der Schupf-Differentialgleichung die Verteilung der Querkraft unter den gegebenen Randbedingungen berechnet werden kann. Die Kenntnis der Querkraftverteilung ist Voraussetzung für die Berechnung aller weiteren Größen.

Nun wird dieser auf der Lösung der Schlupf-DGL basierende Ansatz, der die einseitige Randeinspannung durch die Rotationsfeder berücksichtigt, mit einer einfachen Berechnung verglichen, bei der die Nachgiebigkeit der Verbundfuge in Form einer effektiven Biegesteifigkeit $EI_{y,eff}$ berücksichtigt wird. $EI_{y,eff}$ wird nach [23] berechnet (vgl. Abschnitt 10.5.3.1) und gilt somit theoretisch nur für einen beidseitig gelenkig gelagerten Einfeldträger unter sinusförmiger Belastung, die Randeinspannung geht in $EI_{y,eff}$ also nicht ein.

Für die 8 Berechnungsvarianten einer jeden Serie sind in Tabelle 13-7 die maximalen Durchbiegungen w_{max} sowie die Anschlussmomente M_y an der Stelle $x = 0$ zusammengestellt. „DGL“ bezeichnet die Berechnung durch Lösen der Schlupf-Differentialgleichung, „Näherung“ die Berechnung unter Ansatz einer effektiven Biegesteifigkeit gemäß [23].

Tabelle 13-7: Vergleich von Lösung der DGL mit der Näherungslösung

Serie 1	w_{\max}			$M_y (x = 0)$		
	DGL	Näherung	Abweichung	DGL	Näherung	Abweichung
	[mm]	[mm]	[%]	[kNm]	[kNm]	[%]
Variante 1	11,0	11,9	-7,6	-5,96	-6,21	-4,1
Variante 2	10,6	11,2	-5,9	-16,9	-16,8	0,7
Variante 3	9,8	10,8	-9,6	-5,24	-5,64	-7,0
Variante 4	9,3	10,2	-8,6	-14,8	-15,4	-3,8
Variante 5	68,5	72,9	-6,0	-21,9	-22,6	-3,3
Variante 6	64,0	67,5	-5,2	-59,6	-59,3	0,5
Variante 7	65,0	69,7	-6,7	-20,6	-21,7	-4,8
Variante 8	60,8	64,8	-6,1	-55,9	-57,1	-2,2
Serie 2	DGL	Näherung	Abweichung	DGL	Näherung	Abweichung
	[mm]	[mm]	[%]	[kNm]	[kNm]	[%]
Variante 1	22,4	24,8	-9,5	-32,9	-35,2	-6,3
Variante 2	21,4	23,3	-7,9	-93,1	-94,5	-1,5
Variante 3	20,2	22,9	-11,7	-29,5	-32,5	-9,3
Variante 4	19,3	21,6	-10,7	-82,9	-88,1	-5,9
Variante 5	137	150	-8,6	-121	-129	-5,9
Variante 6	127	138	-7,6	-327	-333	-1,7
Variante 7	131	144	-9,5	-115	-124	-7,5
Variante 8	122	133	-8,7	-308	-323	-4,5

Mit der Näherungslösung wird die Durchbiegung um ca. 5 % bis 12 % überschätzt, was angesichts der stark streuenden Modellparameter nicht von Bedeutung ist. Das in der Rotationsfeder wirkende Moment wird dem Betrag nach um weniger als 1 % unterschätzt oder um bis zu ca. 10 % überschätzt. Dies kommt einer „auf der sicheren Seite“ liegenden Bemessung der Anschlüsse entgegen. Hinsichtlich der damit verbundenen minimalen Unterschätzung der Feldmomente ist die Situation als völlig unkritisch zu erachten. In den Diagrammen von Abbildung 13-3 bis Abbildung 13-6 ist der Verlauf des Biegemomentes für die Lösung der Differentialgleichung (gestrichelte Kurven) und die Näherungslösung (durchgezogene Kurven) graphisch dargestellt. Bei den Varianten 1 und 3, 2 und 4, 5 und 7 sowie 6 und 8 einer jeden Serie ist die Rotationssteifigkeit der Drehfeder gleich groß.

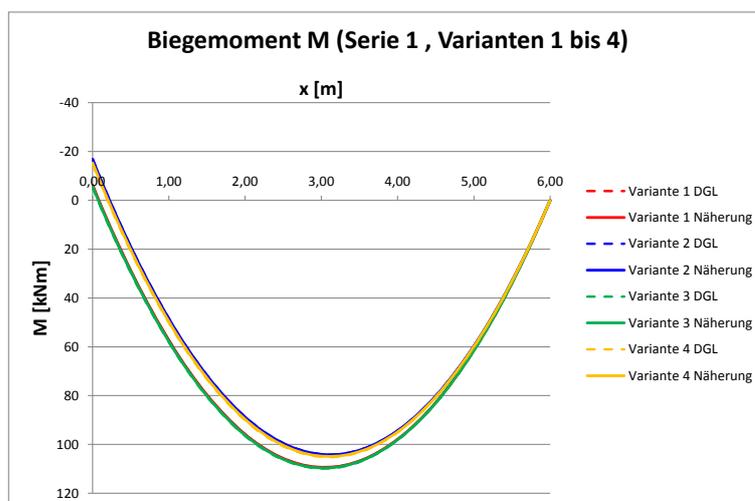


Abbildung 13-3: Momentenverlauf Serie 1, Varianten 1 bis 4

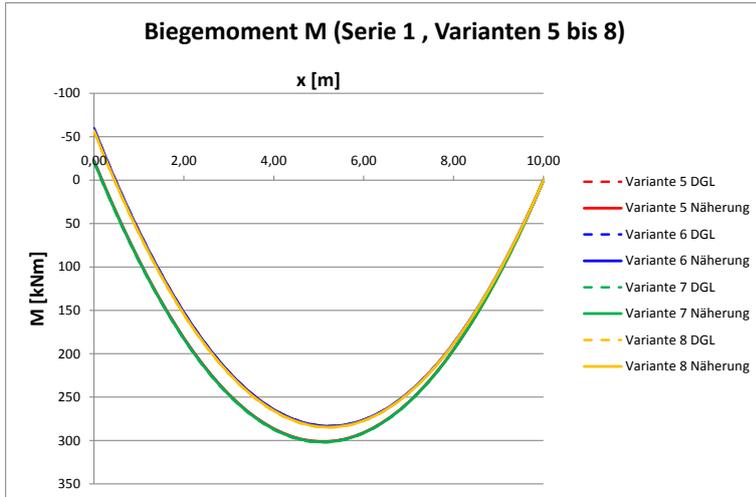


Abbildung 13-4: Momentenverlauf Serie 1, Varianten 5 bis 8

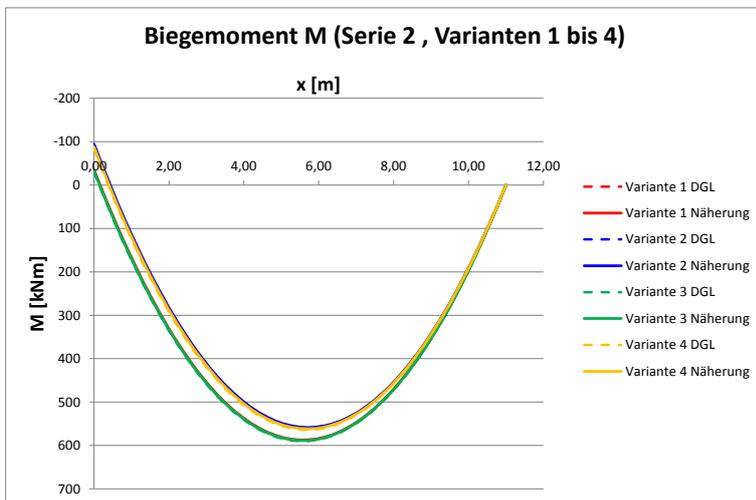


Abbildung 13-5: Momentenverlauf Serie 2, Varianten 1 bis 4

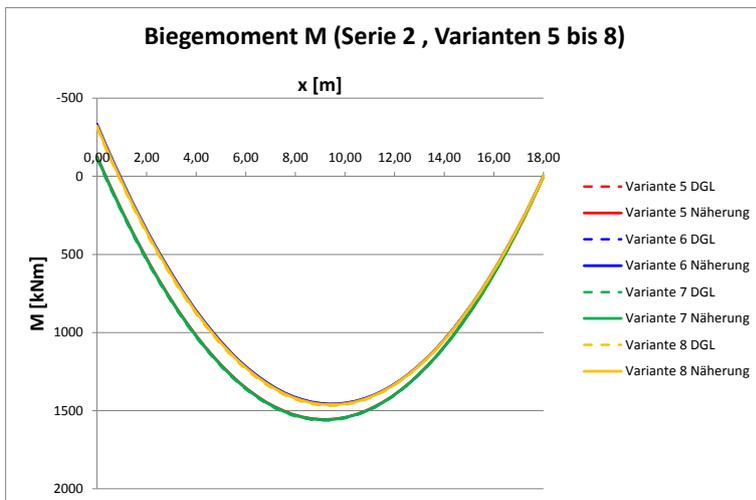


Abbildung 13-6: Momentenverlauf Serie 2, Varianten 5 bis 8

Man erkennt, dass sowohl die Kurven der Varianten mit gleicher Rotationssteifigkeit als auch die Kurven der DGL-Lösung und der Näherungslösung für die jeweils gleiche Variante nach Augenschein deckungsgleich verlaufen. Daraus lässt sich einerseits ableiten, dass DGL-Lösung und Näherung hinsichtlich der Berechnung der Biegemomente für praktische Belange gleichwertig sind. Andererseits bedeutet dies auch, dass die Nachgiebigkeit der Verbundfuge, deren Steifigkeit sich bei den Varianten 1 und 3, 2 und 4, 5 und 7 bzw. 6 und 8 bei gleicher Rotationssteifigkeit immerhin um den Faktor 2 unterscheidet, für den Verlauf der Momentenlinie von eher geringer Bedeutung ist.

Demnach spricht nichts dagegen, bei Einfeldträgern mit Randeinspannungen in einer Größenordnung, wie sie durch Anschlüsse mit langen Fahnenblechen zu realisieren sind, für die Trägerquerschnitte eine effektive Biegesteifigkeit $EI_{y,\text{eff}}$ anzusetzen, wie sie nach [23] berechnet werden kann.

Der Vollständigkeit halber sei darauf hingewiesen, dass sich für andere Lastbilder eine bessere oder schlechtere Übereinstimmung zwischen der Lösung der Schlupf-DGL und der Berechnung mit einer effektiven Biegesteifigkeit $EI_{y,\text{eff}}$ ergeben kann. Außerdem wäre für Innenfelder der Fall zu betrachten, dass sich an beiden Trägerenden eine Rotationsfeder befindet. Diesbezüglich ist aber davon auszugehen, dass die Lösung der DGL und die Näherungslösung aufgrund der Symmetrie noch besser übereinstimmen als mit nur einer Drehfeder. Die umfassende Erörterung dieser Fragestellungen würde den Rahmen dieser Dissertation sprengen, so dass darauf nicht weiter eingegangen werden kann, zumal das Thema „Elastische Verbundtheorie“ aufgrund der Relevanz innerhalb des Gesamtzusammenhangs ohnehin nur am Rande behandelt werden sollte.

14 Zusammenfassung und Ausblick

Sekundärträger des Verbundbaus, die mit langen Fahnenblechen an die Hauptträger angeschlossen sind, besitzen eine im Rahmen der bisher geläufigen Bemessungspraxis nicht berücksichtigte Durchlaufwirkung. Mit der vorliegenden Arbeit wurde ein Beitrag zum besseren Verständnis des Trag- und Verformungsverhaltens von langen Fahnenblechanschlüssen im Verbundbau geleistet. Um die gewonnenen Erkenntnisse für die Baupraxis nutzbar zu machen, wurde ein Bemessungskonzept entwickelt, das alle wesentlichen Aspekte berücksichtigt und sich nahtlos in die sogenannte Komponentenmethode der aktuellen Normengeneration einfügt.

Aus den Komponenten „Bewehrung“, „Verdübelung“, „Schrauben“ und „Fahnenblech“ kann mit Hilfe eines einfachen, aber dennoch zutreffenden Federmodells die Rotationssteifigkeit S_j eines Anschlusses berechnet werden. In Form einer Rotationsfeder verbinden die Anschlüsse die einzelnen Stäbe eines Stabwerkmodells, das die elastische Schnittgrößen- und Verformungsberechnung ermöglicht.

Aufgrund ihrer im Vergleich zu anderen Anschlusstypen großen Ausdehnung in Trägerlängsrichtung weisen Fahnenblechanschlüsse die Besonderheit auf, dass bei der Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit die Interaktion zwischen Anschlussmoment und Anschlussquerkraft unbedingt zu berücksichtigen ist. Deshalb wurde eine Interaktionsbeziehung erarbeitet, mit der unter der Annahme einer plastischen Spannungsverteilung die zur jeweiligen Anschlussquerkraft $V_{z,Ed}$ gehörende Momententragfähigkeit $M_{y,Rd}(V_{z,Ed})$ bestimmt werden kann. Das Verfahren eignet sich zwar für die Handrechnung, kann aber wesentlich komfortabler in Verbindung mit einem Tabellenkalkulationsprogramm angewendet werden.

Die ganzheitliche Bemessung eines Verbundträgersystems erfolgt entweder nach dem Verfahren „Elastisch-Plastisch“, indem zuerst mithilfe eines Stabwerkmodells und unter Verwendung der Rotationssteifigkeit S_j die Bemessungsschnittgrößen der Einwirkungsseite berechnet werden und diese dann in Bezug zu den plastischen Schnittgrößen der Widerstandsseite gesetzt werden. Bei Bedarf und entsprechender Reserve der Feldquerschnitte können Momentenanteile von den Anschlüssen in die Felder umgelagert werden. Alternativ kann bei einiger Erfahrung mit der Bemessungsmethode die Anschlussquerkraft, die sich unter der Annahme einer gelenkigen Lagerung aus der zugehörigen Lasteinzugslänge ergibt, pauschal um etwa 5 % erhöht und mit dieser erhöhten Querkraft dann das vom Anschluss aufnehmbare Moment bestimmt werden. In Kombination mit der Momententragfähigkeit der Feldquerschnitte kann so die Traglast des Systems berechnet werden, was einer Bemessung nach dem Verfahren „Plastisch-Plastisch“ entspricht. Ferner ist es auch möglich, unter Anrechnung der aus der Interaktionsbeziehung berechneten Stützmomente auf die Momentenlinie eine verkürzte, ideale Trägerlänge zu ermitteln, für die der Träger dann wie ein Einfeldträger bemessen wird.

Durch die Berücksichtigung der Durchlaufwirkung ergeben sich wirtschaftliche Vorteile, da der Tragsicherheitsnachweis in der Regel mit niedrigerem Materialeinsatz gelingt, sei es durch ein etwas kleineres Stahlprofil für die Nebenträger oder durch einen geringeren Verdübelungsgrad.

Das entwickelte Bemessungskonzept wurde mit Hilfe der durchgeführten Großversuche für symmetrische Belastungssituationen verifiziert. Aufgrund der begrenzten Versuchsanzahl entziehen sich die Versuchsergebnisse aber einer statistischen Auswertbarkeit, so dass diesbezüglich die Durchführung ergänzender Versuche zu empfehlen ist. Für nicht symmetrische Verhältnisse kann die Anwendbarkeit des Verfahrens durch mechanische Modelle grundsätzlich begründet werden, es entbehrt aber derzeit einer Absicherung durch Versuchsergebnisse. Im Rahmen der Herleitung des Bemessungskonzeptes getroffene Annahmen sowie eingeführte Beiwerte zur Kompensierung von Modellunsicherheiten resultieren nicht etwa aus einer ungenauen Modellbildung, sondern aus der Tatsache, dass die zur Berechnung benötigten Modellparameter entweder nicht bekannt sind bzw. nicht mit vertretbarem Aufwand bestimmt werden können oder an verschiedenen Literaturstellen mit sehr unterschiedlichen Werten angegeben werden.

Die folgende Auflistung mag als Ausblick auf eventuelle zukünftige Forschungsaktivitäten dienen, in deren Rahmen ein Beitrag zur Beantwortung der in dieser Arbeit angeschnittenen und teilweise noch offenen Fragestellungen geleistet werden könnte:

- Ermittlung der Beanspruchbarkeit von Kopfbolzendübeln des Verbundbaus bei gleichzeitiger Beanspruchung durch Schubkraft und Zugkraft,
 - verlässliche und eindeutige Benennung der Federsteifigkeiten von Verbundmitteln, insbesondere wenn sich diese in gerissenem Beton befinden,
 - Verhalten von langen Fahnenblechanschlüssen bei Verwendung im Stahlbau und bei Bauzuständen des Verbundbaus, insbesondere hinsichtlich des Stabilitätsverhaltens,
 - Untersuchungen bezüglich der statistischen Verteilung des Lochspiels von Scher-Lochleibungs-Verbindungen und dessen Auswirkungen auf Kraftschluss, Trag- und Verformungsverhalten,
 - Absicherung der Anwendbarkeit des vorgestellten Bemessungskonzeptes bei nicht symmetrischen Lastbildern durch entsprechende Großversuche,
 - Durchführung von weiteren, gleichartigen Versuchen im Hinblick auf die statistische Auswertbarkeit der Ergebnisse,
 - Ermittlung realistischer mittragender Breiten hinsichtlich Scheiben- und Plattenschub im Betongurt, insbesondere im Grenzzustand der Tragfähigkeit und bei gerissenem Beton,
 - Querkraftbemessung von Gurtplatten ohne Querkraftbewehrung in Bereichen mit Zugspannungen im Beton.
-

Insbesondere die beiden letzten Punkte sind von großer Bedeutung. Die auf Grundlage der aktuellen Normung ermittelte Querkrafttragfähigkeit der Gurtplatte ist in der Regel gering und erweckt den Eindruck, dass ein Querkraftproblem des Betongurts besteht, das nach bisherigen Erfahrungen aus Baupraxis und Versuchsdurchführung nicht vorhanden ist. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit liefern die nach aktuellem Normenwerk elastisch ermittelten mittragenden Breiten viel zu konservative Ergebnisse, welche die Vorteile des neuen Bemessungsverfahrens aufzehren würden, so dass im Zuge der Versuchsnachrechnung die nach Augenschein bei allen Versuchen einheitlich vorhandene mittragende Breite von 1,20 m in Ansatz gebracht wurde. Die Übertragbarkeit dieser Vorgehensweise auf allgemeine Fälle bedarf jedoch noch der Absicherung, vorzugsweise durch ergänzende Versuche.

Abschließend ist anzumerken, dass wegen der Abhängigkeit von Anschlussmoment und -querkraft auch zukünftig grundsätzlich nur Großversuche in Betracht kommen, die das gesamte Tragwerk abbilden. Bei Knotenversuchen, die nur den Anschlussbereich abbilden und bei denen die Anschlussmomente durch Kräfte erzeugt werden, die auf auskragende Trägereile aufgebracht werden, wird weder der tatsächliche Momentennullpunkt erfasst noch stimmt die Relation zwischen Anschlussquerkraft und Anschlussmoment.

15 Literatur

- [1] Aribert, J. M., Abdel-Aziz, K.: Calcul des Poutres Mixtes jusqu'à l'État Ultime avec un Effet de Soulèvement à l'Interface Acier-Béton, Construction Métallique, No. 4, Décembre 1985, Saint-Rémy-lès-Chevreuse, France, S. 3-36
 - [2] Becker, J.: Beitrag zur Auslegung der Verdübelung von Verbundträgern des Hochbaus unter ruhender und nichtruhender Belastung, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 1997
 - [3] Bode, H.: Euro-Verbundbau, Konstruktion und Berechnung, 2. Auflage, Werner-Verlag, Düsseldorf, 1998
 - [4] Bode, H., Kronenberger H.-J.: Zum Einfluss teiltragfähiger, verformbarer Verbundanschlüsse auf das Tragverhalten von Verbundträgern, Stahlbau 67 (1998), Heft 7, Seite 501-515, Ernst & Sohn, Berlin, 1998
 - [5] Dabaon, M.: Beitrag zur teilweisen Verdübelung bei Verbundträgern. Dissertation, Institut für Stahlbau und Holzbau, Universität Innsbruck, 1993
 - [6] Deutscher Stahlbau-Verband: Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 2000
 - [7] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton DAfStB: Heft 525, Erläuterungen zu DIN 1045-1, 1. Auflage, Beuth Verlag GmbH, Berlin
 - [8] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 1045-1, Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton – Teil 1: Bemessung und Konstruktion, Beuth Verlag, Berlin, 2008
 - [9] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 1055-3, Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 3: Eigen- und Nutzlasten für Hochbauten, Beuth Verlag, Berlin, 2006
 - [10] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 18800, Stahlbauten - Teil 2: Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, Beuth Verlag, Berlin, 2008
 - [11] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 18800-5: Stahlbauten - Teil 5: Verbundtragwerke aus Stahl und Beton - Bemessung und Konstruktion, Beuth Verlag, Berlin, 2007
 - [12] Deutsches Institut für Normung e.V.: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetonbauwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1992-1-1:2004 + AC:2010 Normenausschuss Bauwesen (NaBau), Beuth Verlag GmbH Berlin, 2011
-

-
- [13] Deutsches Institut für Normung e.V.: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009, Normenausschuss Bauwesen (NaBau) im DIN, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2010
- [14] Deutsches Institut für Normung e.V.: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009, Normenausschuss Bauwesen (NaBau) im DIN, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2010
- [15] Deutsches Institut für Normung e.V.: Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1994-1-1:2004 + AC:2009, Normenausschuss Bauwesen (NaBau) im DIN, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2010
- [16] EOTA Europäische Organisation für Technische Zulassungen: ETAG 001, Guideline on European Approval of Metal Anchors for Use in Concrete, Annex C. Design Methods for Anchorages, EOTA, Brüssel, 2001
- [17] EOTA Europäische Organisation für Technische Zulassungen: Europäische Technische Zulassung ETA-03/0041, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2008
- [18] Fries, J.: Tragverhalten von Flachdecken mit Hutprofilen, Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2001
- [19] Gebbeken, N., Dittrich, G.: Fahnenblechanschlüsse – Verwendung und Berechnung, *Stahlbau*, 74, Heft 5, Seite 366-372, 2005
- [20] Gebbeken, N., Dittrich, G., Mueller-Hagen, S.: Zur Verwendung und Berechnung von Fahnenblechanschlüssen, Berichte aus dem konstruktiven Ingenieurbau 03/04, Universität der Bundeswehr München, 2004
- [21] Hahn, C.: Zur Rotationskapazität von Verbundanschlüssen bei der Bemessung nach dem Fließgelenkverfahren, Dissertation, Université du Luxembourg, 2009
- [22] Hahn, J.: Durchlaufträger, Rahmen, Platten und Balken auf elastischer Bettung, 13. Auflage, Werner-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1981
- [23] Hanswille, G., Schäfer, M.: Zur praktischen Ermittlung der Verformungen von Verbundträgern und Flachdeckensystemen unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verbundfuge, *Stahlbau* 76 (2007), Heft 11, Seite 845-854, Ernst & Sohn, Berlin, 2007
- [24] Hanswille, G., Schäfer, M., Bergmann, M.: Stahlbaunormen, Verbundtragwerke aus Stahl und Beton, Bemessung und Konstruktion - Kommentar zu
-

- DIN 18800-5, Ausgabe März 2007, Stahlbau-Kalender 2010, Hrsg. Ulrike Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2010
- [25] Heilig, R.: Theorie des Elastischen Verbunds, Der Stahlbau, 22. Jahrgang, Heft 5 Mai 1953, Seite 104-108, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1953
- [26] Holtkamp, H. J.: Zur mittragenden Breite von Verbundträgern im Bereich negativer Momente, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1990
- [27] Hünersen, G., Fritzsche, E.: Stahlbau in Beispielen, Berechnungspraxis nach DIN 18800-1 bis 3, 5. Auflage, Werner Verlag GmbH & Co. KG Düsseldorf, 2001
- [28] Jaspard, J. P.: Etude de la semi-rigidité des nœuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier, Dissertation, Department MSM, Universität Lüttich, 1991
- [29] Kahlmeyer, E., Hebestreit, K., Vogt, W.: Stahlbau nach DIN 18800, Bemessung und Konstruktion, Träger Stützen Verbindungen, 4. Auflage, Werner Verlag GmbH & Co. KG Düsseldorf, 2003
- [30] Kersten, O.: Zum Last-Verschiebungs-Verhalten geschraubter Scher-Lochleibungs-Verbindungen (SL-Verbindungen) im Stahlbau unter statischer Belastung, Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1997
- [31] Kneidl, R.: Ein numerisches Verfahren zur Berechnung von Trägern mit veränderlichem nachgiebigem Verbund, Bauingenieur 65 (1990), Seite 281-288, Springer, Berlin Heidelberg, 1990
- [32] Kohlmeyer, C.: Beitrag zum Tragverhalten von Verbundträgern im Bereich von großen Stegöffnungen unter besonderer Berücksichtigung der Querkrafttragfähigkeit des Stahlbetongurtes, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008
- [33] Kürschner, K., Kuhlmann, U.: Mechanische Verbundmittel für Verbundträger aus Stahl und Beton, Stahlbau-Kalender 2005, Hrsg. Ulrike Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2005
- [34] Kuhlmann, U., Kürschner, K.: Ausgewählte Trägeranschlüsse im Verbundbau, Stahlbau-Kalender 2001, Hrsg. Ulrike Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2001
- [35] Lebet, J.P.: Comportement des Ponts Mixtes Acier-Béton avec Interaction Partielle de la Connexion et Fissuration du Béton, Thèse No. 661, EPFL, 1986
-

-
- [36] Maurer, R., Djouahra, G.: Stahlbetonbauteile unter einer kombinierten Beanspruchung aus Last und zentrischem Zwang, Beton- und Stahlbetonbau 105 (2010), Heft 10, Seite 640-652, Ernst & Sohn, Berlin, 2010
- [37] Mensinger, M., Schwindl, K.: Gelenkige Sekundärträgeranschlüsse mit langen Fahnenblechen im Verbundbau, Forschungsbericht, Hrsg. Deutscher Ausschuß für Stahlbau DASt, Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf, voraussichtlich 2013
- [38] Mensinger, M.: Optimierungspotenzial im Stahlhochbau, 29. Stahlbauseminar der Bauakademie Biberach, Neu-Ulm und Wien, 2007
- [39] Mensinger, M.: Zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln im Verbundbau, Dissertation, D386, Technische Universität Kaiserslautern, 1999
- [40] Odenbreit, C.: Zur Ermittlung der Tragfähigkeiten, der Steifigkeiten und der Schnittgrößen von Verbundträgern mit halbsteifen, teiltragfähigen Verbundanschlüssen, Dissertation, D386, Technische Universität Kaiserslautern, 2000
- [41] Ollgaard, J. G., Slutter, R. G., Fisher, J.W.: Shear Strength of Stud Connectors in Lightweight and Normalweight Concrete, AISC Engineering Journal, April 1971, S. 55-64
- [42] Pietrapertosa, C., Piraprez, E., Jaspert, J.P.: Ductility Requirements in Shear Bolted Connections, Connections in Steel Structures V - Behavior, Strength & Design, Proceedings of the Fifth International Workshop, Seite 335 – 345, Amsterdam, 2004
- [43] Tschemmerneegg, F., e.a.: Komponentenmethode und Komponentenversuche zur Entwicklung von Baukonstruktionen in Mischbauweise, Stahlbau 66 (1997), Heft 9, Seite 624-638, Ernst & Sohn, Berlin, 1997
- [44] Ungermann, D., e.a.: Momententragfähige Anschlüsse mit und ohne Steifen, Stahlbau-Kalender 2005, Hrsg. Ulrike Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2005
- [45] Valtinat, G., Wilhelm, M.: Literatur-Zusammenstellung und –Auswertung, Thema: „Schrauben-Verbindungen im Stahlbau“, Last-Verschiebungs-Diagramme, Schriftenreihe Stahlbau und Holzbau, Technische Universität Hamburg-Harburg, Hamburg, 1988
- [46] Weynand, K.: Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau, Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau (Hrsg.), Shaker Verlag, Aachen, 1997
- [47] Zilch, K., Zehetmaier, G.: Bemessung im konstruktiven Betonbau, Nach DIN 1045-1 (Fassung 2008) und EN 1992-1-1 (Eurocode 2), 2., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer, Berlin Heidelberg, 2010
-

- [48] Žižek V.: Optimierung von Querkraftanschlüssen im Stahlhochbau, Diplomarbeit an der FH München bei Prof. Ansorge in Zusammenarbeit mit H. Wetter AG, CH-5608 Stetten, Betreuung Prof. Mensinger, 2007

16 Software

- [49] SOFiSTiK AG, Oberschleißheim, www.sofistik.de
- [50] Microsoft Deutschland GmbH, www.microsoft.com/germany

17 Sonstige Quellen

- [Wikipedia] Wikipedia (Online-Enzyklopädie), www.wikipedia.de
-