

Aus der Professur Baustatik
der Agrar- und Umweltwissenschaftlichen Fakultät



**Zur Berechnung der orthotropen Fahrbahnplatte unter Radlasten und
der nachträglichen Verstärkung mit
kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

an der Agrar- und Umweltwissenschaftlichen Fakultät
der Universität Rostock

vorgelegt von:

M.Eng. Max Fechner

aus Rostock

Gutachter:

1. Gutachter:

Prof. (em.) Dr.-Ing. Harald Cramer

Professur für Baustatik und Baudynamik, Universität Rostock

2. Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Kersten Latz

Professur für Statik, Festigkeitslehre und Stahlbau, Hochschule Wismar

3. Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Niels Oberbeck

Professur für Baustatik, Technische Hochschule Nürnberg

Datum der Einreichung: 28.07.2017

Datum der Verteidigung: 20.07.2018

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich gerne bei allen Personen und Institutionen bedanken, die mir die Promotion ermöglicht und mich bei der Anfertigung der Dissertationsschrift ausdauernd unterstützt haben.

Meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Harald Cramer danke ich für die vielen anregenden Diskussionen und fachlichen Hinweise, die mich oftmals wieder in die richtige Richtung lenkten und für den Abschluss der Arbeit unverzichtbar waren. Es hat meine größte Anerkennung, dass er trotz bevorstehender Pensionierung dazu bereit war, meine Arbeit zu begleiten und ich freue mich, sein letzter Doktorand sein zu dürfen.

Prof. Dr.-Ing. Kersten Latz bin ich für das schon während meines Studiums in mich gesetzte Vertrauen und die Möglichkeit, an der Hochschule Wismar zu arbeiten, sehr dankbar. Er hat mich stets gefordert und gefördert, sodass ich mich fachlich und persönlich weiterentwickeln konnte.

Prof. Dr.-Ing. Niels Oberbeck möchte ich für die Übernahme der Position des dritten Gutachters danken.

Ein besonderer Dank gilt dem Fraunhofer Institut Rostock (ehemals: Anwendungszentrum für Großstrukturen in der Produktionstechnik), das mir seine Räumlichkeiten für die Probenherstellung zur Verfügung stellte und mir mit Rat und Tat zur Seite stand. Namentlich seien hier vor allem Dipl.-Ing. Nikolai Glück, Dipl.-Ing. Michael Schumann und Labortechniker Sven Wachtmann genannt.

Weitere dankenswerte Hilfe erfuhr ich von den studentischen Hilfskräften Johanna Wegner, Ilka Böhm, David Markhoff und Robert Ulrich an der Hochschule Wismar, die mich bei den Versuchen unterstützten oder mir Tätigkeiten im Tagesgeschäft abnahmen, um mir den Freiraum für diese Arbeit zu lassen.

Für die kritische Durchsicht und wichtige Anmerkungen hinsichtlich Rechtschreibung, Grammatik und Formulierung danke ich Susann Ewert, Janine Schulz und Martin Schulz. Gleiches gilt auch für meine liebe Frau Aline, der ich aber noch zu weit mehr Dank verpflichtet bin. Für die stetige Motivation, die Arbeit zum Abschluss zu bringen, obwohl ich dadurch viel Zeit am Schreibtisch verbrachte und sie oft auf mich verzichten musste, kann ich ihr nicht genug danken. Sie hielt mir stets den Rücken frei und unterstützte mich, wo es nur ging.

Abschließend möchte ich noch der Hochschule Wismar für ein halbjähriges Stipendium danken, welches es mir ermöglichte, mich voll und ganz auf die Dissertationsschrift zu konzentrieren.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XI
Formelzeichen	XII
1 Prolog	1
1.1 Brücken im Bestand	1
1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit.....	1
1.3 Verwendete EDV-Programme.....	2
2 Orthotrope Fahrbahnplatte.....	4
2.1 Allgemeiner Überblick	4
2.2 Berechnungsverfahren	5
2.3 Lastmodelle	6
2.4 Schäden	9
2.5 Instandsetzung und Verstärkungsmaßnahmen	10
2.6 Verstärkung der orthotropen Platte mit CFK.....	12
3 Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV).....	14
3.1 Verstärkungsfasern.....	14
3.1.1 Kohlenstofffasern.....	14
3.1.2 Weitere Fasern	17
3.2 Polymeres Matrixsystem.....	18
3.2.1 Epoxidharze.....	19
3.3 Eigenschaften von FKV.....	20
3.3.1 Laminataufbau und mechanische Kennwerte der UD-Schicht.....	20
3.3.2 Klassische Laminattheorie	23
3.3.3 Bruchverhalten.....	25
3.3.3.1 Faserbruch	25
3.3.3.2 Zwischenfaserbruch.....	26
3.3.3.3 Delamination.....	28
3.4 Verarbeitungsverfahren.....	28
3.5 Anwendungen von CFK.....	30
3.6 CFK-Stahl-Verbund.....	32

4	Optimiertes Näherungsverfahren	35
4.1	Problemstellung.....	35
4.2	Betrachtung einer Doppelachse (TS).....	35
4.2.1	Mittragende Breite.....	36
4.2.2	Berechnung des Längssystems.....	38
4.2.3	Berechnung der Querträgerweichheit.....	41
4.2.4	Berechnung des Quersystems.....	42
4.2.5	Beispiel zu Fall 1: einzelne Doppelachse	43
4.2.6	Vergleich der Ergebnisse	45
4.3	Zwei nah beieinander stehende Doppelachsen.....	47
4.3.1	Fall 2 – Abstand $a+e$	47
4.3.2	Weitere Fälle mit variablen Lasten.....	48
4.3.3	Mittragende Breiten.....	54
4.3.4	Berechnung der Schnittgrößen und Spannungen.....	54
4.3.5	Beispiel Fall 3*: Zwei Doppelachsen mit $\alpha = 2/3$ und $\beta = 1/2$	55
4.3.6	Vergleich der Ergebnisse	57
4.3.7	Validierung des Superpositionsansatzes.....	59
4.4	Weitergehende Betrachtungen	60
4.4.1	Weitere Lastfälle.....	60
4.4.2	Besonderheiten.....	61
4.5	Zusammenfassung	62
5	Untersuchungen zu den Werkstoffen.....	63
5.1	Materialien.....	63
5.1.1	Kohlenstofffasern.....	63
5.1.2	Harzsysteme	64
5.1.3	Herstellung der Probekörper	64
5.2	Zugversuch CFK-Lamine	66
5.2.1	Prüfserie A-C	66
5.2.2	Prüfserie D-F	68
5.2.3	Numerische Untersuchung.....	70
5.2.3.1	Prüfserie C – Faser I.....	70
5.2.3.2	Prüfserie F – Faser II.....	73
5.3	Stahlproben	74

5.4	Zugversuch verstärkte Stahlproben.....	76
5.4.1	Herstellung der Probekörper	76
5.4.2	Ergebnisse Serien LS2	77
5.4.3	Ergebnisse Serie LS1_3	82
5.4.4	Numerische Untersuchung.....	84
5.4.4.1	Serie LS2_3	84
5.4.4.2	Serie LS1_3	89
5.5	Schubversuche	91
5.6	Zusammenfassung.....	92
6	Betrachtungen an der orthotropen Platte.....	93
6.1	Experimentelle Untersuchungen.....	93
6.1.1	Versuchsdurchführung am unverstärkten System	93
6.1.2	Vergleichende Berechnung am unverstärkten System	94
6.1.2.1	Grundlegende Betrachtungen	95
6.1.2.2	Umsetzung am FE-Modell des Versuchsaufbaus.....	96
6.1.3	Einbringen der Verstärkung.....	99
6.1.4	Belastung und Vergleich am verstärkten System	100
6.2	Numerische Untersuchungen.....	104
6.2.1	Integration der Verstärkung in das Näherungsverfahren.....	104
6.2.1.1	Längsspannungen	104
6.2.1.2	Schubspannungen.....	106
6.2.1.3	Querspannungen	107
6.2.2	Alternative Verstärkungsmaßnahmen.....	109
6.2.2.1	Varianten.....	109
6.2.2.2	Betrachtete Lastfälle	110
6.2.3	Interpretation der Ergebnisse	112
6.2.3.1	Verstärkung des unteren Hohlsteifenbleches	112
6.2.3.2	Alternative Verstärkungsmaßnahmen.....	113
6.3	Zusammenfassung.....	115
7	Fazit und Ausblick.....	117
A	Ergebnisse Näherungsverfahren	129
B	Prüfergebnisse Versuche.....	152
C	Faservolumengehalte	157

D	Stahlbauzeichnungen.....	160
E	Spannungsreduzierung und Lagenanzahl.....	162

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2-1	Aufbau einer orthotropen Fahrbahnplatte [5]	4
Abb. 2-2	a) Entwicklung der Genehmigungen von Schwertransporten (Anhörungen bei der Autobahndirektion Nordbayern) [30] . b) Häufigkeitsänderungen im Fahrzeugkollektiv [27]	7
Abb. 2-3	Anordnung der Fahrstreifen und Doppelachsen sowie charakteristische Lastwerte nach [38]	8
Abb. 2-4	Heutige Standardbauweise und Gefährdungsbereiche an der orthotropen Platte [39]	9
Abb. 2-5	Riss zwischen Deckblech und Längsrippe und potentielle Rissstellen [40]	10
Abb. 2-6	Riss im Anschlussbereich Längsrippe – Querträger und potentielle Schadensfälle [42]	10
Abb. 2-7	Prinzipdarstellung einer CFK-verstärkten Hohlsteife	12
Abb. 2-8	a) Prinzipdarstellung des Inversionsverfahrens [46] . b) Tordierter Schlauch mit CFK (schwarz) während des Inversionsvorganges	13
Abb. 3-1	Vergleich verschiedener Materialien – gewichtsbezogene Eigenschaftswerte [49]	15
Abb. 3-2	Struktur des Graphitkristalls [50]	15
Abb. 3-3	Abhängigkeit der Zugfestigkeit und des E-Moduls bei C-Fasern auf PAN-Basis (links) bzw. Pech-Basis (rechts) von der Prozesstemperatur [54]	16
Abb. 3-4	Darstellung der Bereiche einer Schubmodul-Temperatur-Kurve [60]	19
Abb. 3-5	Unidirektionale Schicht (a); Laminat aus drei Einzelschichten (b) [60]	20
Abb. 3-6	Vergleich von mechanischen Kennwerten spezifischer Laminats in Abhängigkeit von Beanspruchungsrichtung und Faserorientierung [62]	21
Abb. 3-7	Versagensrelevante Beanspruchungen und Bruchmechanismen [70]	25
Abb. 3-8	Bruchmechanismen beim Faserbruch unter Längsdruckbeanspruchung [73]	26
Abb. 3-9	Bruchmodi von Zwischenfaserbrüchen (aus [73] nach [70])	27
Abb. 3-10	Auswirkungen eines Zwischenfaserbruchs infolge Querkraft [80]	27
Abb. 3-11	Wiederholte Belastung eines Kreuzverbundes mit Steifigkeitsabsenkung [60]	28
Abb. 3-12	Schematische Darstellung des Handlaminierens [80]	29
Abb. 3-13	Schematische Darstellung des Vakuuminfusionsverfahrens [84]	30
Abb. 3-14	CFK-Bedarf in Tsd. Tonnen nach Anwendungen (2014) [85]	30
Abb. 3-15	Globaler Bedarf an Carbonfasern in Tsd. Tonnen (Prognose ab 2015) [85]	31
Abb. 3-16	Prognose CFK-Bedarf in Tsd. Tonnen nach Anwendungen bis 2021 [85]	31
Abb. 3-17	a) CFK-Balkenbrücke in Madrid [99] . b) Stahl-GFK-Hybridbrücke bei Schwerin [100] . c) GFK-Brücke in Kolding [101]	32
Abb. 4-1	Lastfall 1, einzelne Radlast mittig	36
Abb. 4-2	Allgemeine Darstellung der Hohlsteifen mit Deckblech	37
Abb. 4-3	Faktor φ zur Ermittlung der mittragenden Breite im Feldbereich (Lastverteilungsbreite 55 cm)	38
Abb. 4-4	Faktor φ zur Ermittlung der mittragenden Breite im Stützbereich (Lastverteilungsbreite 55 cm)	38
Abb. 4-5	Verteilung der mittragenden Breiten im Längssystem	38
Abb. 4-6	Stabwerkmodell des Quersystems mit Detailausschnitt	39
Abb. 4-7	Beziehung von Federsteifigkeit und Bettung	40
Abb. 4-8	Auswirkung von Abweichungen bei der Bettung auf die Biegemomente	40
Abb. 4-9	Stabwerkmodell des Längssystems mit Stabbettung und Federlagerung an den vier Querträgern	41
Abb. 4-10	Modell zur Berechnung der äquivalenten Federsteifigkeit eines Querträgers	42
Abb. 4-11	Stabwerkmodell des Quersystems mit starrer Lagerung zur Ermittlung der Span-	42

	nungen aus Krafteinleitung inklusive qualitativem Momentenverlauf	
Abb. 4-12	Plattenfaktoren zur Reduzierung der Durchlaufträgermomente nach [15]	43
Abb. 4-13	Qualitativer Momentenverlauf im Quersystem infolge Kraftweiterleitung	43
Abb. 4-14	Querkraftverlauf in N/cm im Quersystem infolge der Einheitsverschiebung von 1 cm	44
Abb. 4-15	Vergleich der Normalspannungen unter der Radlast (Fall 1, LF Feldmitte)	46
Abb. 4-16	Vergleich der Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF Feldmitte)	46
Abb. 4-17	Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 1, LF Feldmitte)	46
Abb. 4-18	Verteilung der Radlasten für Fall 2	47
Abb. 4-19	Verformungsansatz und Querkräfte für Fall 2	48
Abb. 4-20	Laststellungen bei zweiter, variabler Radlast	48
Abb. 4-21	Superposition für variable Radlasten bei Berücksichtigung kleiner Verschiebungen an der Nachbarhohlsteife	49
Abb. 4-22	Last- und Verformungsansätze und daraus resultierende Querkräfte für variable Radlasten	50
Abb. 4-23	Belastungsansatz auf drei Hohlsteifen	50
Abb. 4-24	Verlauf der Q1-fachen Bettungswerte k_i über β bei $\alpha=1$ und $Q_2/Q_1=0,9$	53
Abb. 4-25	Verlauf der Q1-fachen Bettungswerte k_i über β bei $\alpha=2/3$ und $Q_2/Q_1=0,9$	53
Abb. 4-26	Quersysteme zur Berechnung der Deckblechspannungen	55
Abb. 4-27	Querkraftverlauf in N/cm im Quersystem infolge zweier Einheitsverschiebungen	56
Abb. 4-28	Spannungspunkte im Quersystem des Beispiels	57
Abb. 4-29	Normalspannungen unter der Radlast (Fall 3*, LF Feldmitte, Hohlsteife 1)	58
Abb. 4-30	Normalspannungen am Querträger (Fall 3*, LF Feldmitte, Hohlsteife 1)	58
Abb. 4-31	Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 3*, LF Feldmitte, Feld I und Steg I)	58
Abb. 4-32	Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 3*, LF Feldmitte, Feld II und Steg II)	58
Abb. 4-33	Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF über QT, mit Stabbettung)	61
Abb. 4-34	Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF über QT, ohne Stabbettung)	61
Abb. 5-1	Abgedichtetes und unter Vakuum gesetztes Laminat vor der Harzinfusion	65
Abb. 5-2	An der Unterseite trocken gebliebenes Laminat nach der Aushärtung	65
Abb. 5-3	Darstellung der CFK-Zugproben	66
Abb. 5-4	Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe C8 (Faser I und Harz III)	67
Abb. 5-5	Aufzeichnungen der Feindehnungsmesser und der Traverse als Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe C8 (Faser I und Harz III)	67
Abb. 5-6	Eingespannte Zugprobe	68
Abb. 5-7	Gebrochene Zugprobe nach Prüfung	68
Abb. 5-8	Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe F11 (Faser II und Harz III)	69
Abb. 5-9	Typisches Bruchbild der Probenserien D-F mit Detailansicht	70
Abb. 5-10	Anpassung des Kraft-Dehnungs-Verlaufes der Probe C1 (Faser I und Harz III)	71
Abb. 5-11	Angepasstes Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Prüfserie C (Faser I und Harz III)	72
Abb. 5-12	FE-Modell der CFK-Zugprobe mit Detailausschnitt	72
Abb. 5-13	Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Prüfserie F (Faser II und Harz III)	74
Abb. 5-14	Darstellung einer Stahl-Zugprobe	75
Abb. 5-15	Spannungs-Dehnungs-Diagramm des verwendeten Stahls S235 (bis 0,50 %)	75
Abb. 5-16	Idealisierung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms des Stahls für die Berechnung	75
Abb. 5-17	Darstellung einer CFK-verstärkten Stahl-Zugprobe mit DMS	77
Abb. 5-18	Typisches Bruchbild der Serie LS2 a) mit glattem Faserbruch im verengten Bereich und b) Delamination zur Stahlfläche	77
Abb. 5-19	Kraft-Dehnungs-Diagramm der Prüfserie LS2_3 (Faser II und Harz III)	78
Abb. 5-20	Kraft-Dehnungs-Diagramm Serie LS2_1	79
Abb. 5-21	Kraft-Dehnungs-Diagramm Serie LS2_2	79

Abb. 5-22	Kraft-Dehnungs-Diagramm der Probe LS2_3-N-5 mit DMS (Faser II / Harz III)	80
Abb. 5-23	Unterschiedliche Verläufe der Stahl-Dehnungen (Proben LS2_2-T-4 / LS2_3-T-4)	81
Abb. 5-24	Kraft-Dehnungs-Diagramme der Proben LS2_3-N-8 / LS2_3-T-9 infolge einer Be- und Entlastung	81
Abb. 5-25	Kraft-Dehnungs-Diagramm der Prüferserie LS1_3 (Faser I und Harz III)	82
Abb. 5-26	Typisches Bruchbild der Serie LS1 a) mit mehreren Faserbrüchen und b) Delamination innerhalb der Faserschichten sowie zur Stahlfläche	82
Abb. 5-27	Kraft-Dehnungs-Diagramm der Probe LS1_3-N-3 mit DMS (Faser I / Harz III)	83
Abb. 5-28	Detailansicht der CFK-verstärkten Stahlzugprobe als FE-Modell	84
Abb. 5-29	Unterschiede in den Dehnungen bei Variation der Querkontraktionszahl ν_{xy} (CFK) für das orthotrop elastische „Materialmodell II“	86
Abb. 5-30	Steifigkeitsansätze für die Materialmodelle aus den CFK-Zugversuchen (hier: Serie F)	87
Abb. 5-31	Schubversuch zur Ermittlung der maximal aufnehmbaren Schubspannungen nach [151]	91
Abb. 5-32	Proben nach Prüfung gemäß [152] mit Adhäsionsversagen an der Stahlfläche	91
Abb. 6-1	Messpunkte und Lasteinleitungsfläche auf dem Deckblech des Mock-Ups	93
Abb. 6-2	Messpunkte an der Unterseite der belasteten Hohlsteife	94
Abb. 6-3	Versuchsaufbau zur Lasteinleitung in die orthotrope Platte	94
Abb. 6-4	Ausschnitt FE-Modell mit Last	96
Abb. 6-5	Detailansicht der Lasteinleitung im Modell	96
Abb. 6-6	Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung (mit $\pm 15\%$ -igem Ergebnisbereich) in Längsrichtung am unverstärkten System bei 300 kN Gesamtlast	97
Abb. 6-7	Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung (mit $\pm 15\%$ -igem Ergebnisbereich) in Querrichtung am unverstärkten System bei 300 kN Gesamtlast	98
Abb. 6-8	Ausschnitt vom Bereich Hohlsteife-Querträger im FE-Modell	98
Abb. 6-9	Ausgelegte C-Fasern (trocken)	100
Abb. 6-10	Vakuuminfusion des Faserpakets	100
Abb. 6-11	Einziehen der getränkten Fasern	100
Abb. 6-12	Anpressen der Fasern	100
Abb. 6-13	Detailansicht der verstärkten Hohlsteife im FE-Modell	101
Abb. 6-14	Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung in Längsrichtung am unverstärkten und verstärkten System bei 300 kN Gesamtlast	102
Abb. 6-15	Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung in Querrichtung am unverstärkten und verstärkten System bei 300 kN Gesamtlast	103
Abb. E-	Definierte Parameter von unverstärkter und verstärkter Hohlsteife	162
Abb. 6-16	Darstellung des Querschnittes im Programm DUENQ mit Detailansicht der Verbindung zwischen CFK und Stahl über Nullelemente (grün)	104
Abb. 6-17	Vergleich der Normalspannungen unter der Radlast am unverstärkten und verstärkten System mit Angabe der 20%igen Reduzierung (Fall 1, LF Feldmitte)	105
Abb. 6-18	Vergleich der Normalspannungen im Stützbereich am unverstärkten und verstärkten System mit Angabe der 20%igen Reduzierung (Fall 1, LF Feldmitte)	106
Abb. 6-19	Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (FE-Berechnung am unverstärkten und verstärkten System, Lastfall Feldmitte)	108
Abb. 6-20	Deckblechverstärkung im FE-Modell mit Detailansicht	110
Abb. 6-21	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (mittig positionierte Doppelachslast, 300 kN)	111
Abb. 6-22	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (mittig positionierte Doppelachslast, 300 kN)	111

	nierte Doppelachslast, 300 kN)	
Abb. 6-23	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwischen zwei Hohlsteifen positionierte Doppelachslast, 300 kN)	111
Abb. 6-24	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwischen zwei Hohlsteifen positionierte Doppelachslast, 300 kN)	111
Abb. 6-25	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwei nah beieinander stehende Doppelachslasten, 300 kN, 60 cm Abstand)	112
Abb. 6-26	Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwei nah beieinander stehende Doppelachslasten, 300 kN, 60 cm Abstand)	112
Abb. 6-27	a) Unveränderter, qualitativer Momentenverlauf infolge Krafteinleitung; b) Änderung des qualitativen Momentenverlaufes infolge Kraftweiterleitung beim verstärkten System aufgrund der reduzierten Durchbiegung (grau: ohne Verstärkung, rot: mit Verstärkung)	113
Abb. 6-28	Änderung des qualitativen Momentenverlaufes infolge einer bereichsweisen Verstärkung des Deckblechs innerhalb der Hohlsteifen (grau: ohne Verstärkung, rot: mit Verstärkung)	
	a) aus Krafteinleitung; b) aus Kraftweiterleitung	114
Abb. 6-29	ϵ_y -Dehnungen an der Unterseite von Stahl und CFK (LF 1; Werte dimensionslos)	115

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1	Parameter für Beispielrechnung	43
Tabelle 4-2	Längsspannungen der Hohlsteife für Fall 1	45
Tabelle 4-3	Deckblechspannungen unter der Radlast (Quersystem) für Fall 1	45
Tabelle 4-4	Bettungswerte für typische Laststellungen	54
Tabelle 4-5	Längsspannungen der Hohlsteifen für Fall 3*	56
Tabelle 4-6	Deckblechspannungen unter der Radlast (Quersystem) für Fall 3*	57
Tabelle 4-7	Vergleich der Berechnungsergebnisse von Stabwerk und FEM bei $L = 4 \text{ m}$, $\alpha = 1$ und verschiedenen Werten für β	60
Tabelle 5-1	Eigenschaften der gewählten Fasern	63
Tabelle 5-2	Eigenschaften der gewählten Harzsysteme	64
Tabelle 5-3	Aufbau der Lamine	66
Tabelle 5-4	Mittelwerte der Ergebnisse von Prüferie A-C	68
Tabelle 5-5	Mittelwerte der Ergebnisse von Prüferie D-F	69
Tabelle 5-6	Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie C)	73
Tabelle 5-7	Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie F)	74
Tabelle 5-8	Mittelwerte der Ergebnisse der Prüferien LS2_1, LS2_2 und LS2_3	79
Tabelle 5-9	Mittelwerte der Ergebnisse der Prüferie LS1_3	83
Tabelle 5-10	Längsdehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie LS2_3)	86
Tabelle 5-11	Spannungsreduzierungen verschiedener Materialmodelle bei 30 kN (LS2_3)	88
Tabelle 5-12	Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie LS1_3)	90
Tabelle 5-13	Spannungsreduzierungen verschiedener Materialmodelle bei 40 kN (LS1_3)	91
Tabelle 6-1	Dehnungen in Querrichtung an der Oberseite des	95
Tabelle 6-2	Betrachtete Vergleiche an vierseitig gehaltenen Platten	95
Tabelle 6-3	Absolute und prozentuale Dehnungsänderungen des verstärkten Systems gegenüber dem unverstärkten (Werte aus DMS-Messung oben / FE-Berechnung unten)	103
Tabelle 6-4	Ergebnisse der Schubspannung zwischen CFK und Stahl am Beispiel mit 3 m Querträgerabstand	107
Tabelle 6-5	Absolute und prozentuale Spannungsänderungen im Deckblech des verstärkten Systems gegenüber dem unverstärkten (Vergleich von NVF und FE-Berechnung)	109
Tabelle 6-6	Untersuchte Varianten zur Verstärkung des Deckbleches	109

Formelzeichen

a	Innerer Abstand zweier Hohlsteifenstege
A	Querschnittsfläche allgemein
A_{CFK}	Querschnittsfläche CFK
A_{HS}	Querschnittsfläche der Hohlsteife
A_i	Ideelle Querschnittsfläche
A_{St}	Querschnittsfläche Stahl
b_{eff}	Mittragende Breite
e	Äußerer Abstand zweier Hohlsteifenstege
E	E-Modul allgemein
E_{CFK}	E-Modul CFK
E_f	Faser-E-Modul in Faserrichtung
E_i	Ideeller E-Modul
E_m	E-Modul Matrix
E_{St}	E-Modul Stahl
E_v	E-Modul Verbund
$E_{ }$	E-Modul einer UD-Schicht parallel zur Faserrichtung
E_{\perp}	E-Modul einer UD-Schicht quer zur Faserrichtung
$E_{f\perp}$	Senkrechter Faser-E-Modul
F_y	Kraft an der Streckgrenze
$f_{y,k}$	Charakteristische Streckgrenze des Stahls
G	Schubmodul allgemein
G_f	Schubmodul Faser
G_m	Schubmodul Matrix
$h_{c,eff,1}$	Effektive Schichtdicke einer Einzellage eines UD-Geleges
$h_{c,eff,n}$	Effektive Schichtdicke aller Lagen eines UD-Geleges
k_B	Allgemeiner Wert der Stabbettung
k_i	Wert der Stabbettung der Hohlsteifenr. i
k_{QT}	Wegfedersteifigkeit der Querträger
$k_{w,v}$	Vertikale Wegfedersteifigkeit
$k_{w,h}$	Horizontale Wegfedersteifigkeit
k_{φ}	Drehfedersteifigkeit
$m_{A,C}$	Flächengewicht der C-Fasern
n	Verhältnis der E-Moduln
n_L	Anzahl Faserlagen
p	Last / Prozentuale Spannungsreduzierung
w	Durchbiegung allgemein
$\alpha, \beta, \gamma, \delta$	Laststellungsfaktoren
μ	Reibungskoeffizient
ν_m	Querdehnzahl Matrix
ρ_c	Dichte der C-Fasern
σ_x	Normalspannungen in Längsrichtung
σ_y	Normalspannungen in Querrichtung
φ	Relativer Faservolumenanteil / Faktor zur Ermittlung der mittragenden Breite
ψ	Orthotropieparameter

1 Prolog

1.1 Brücken im Bestand

Die Instandsetzung von bestehenden Bauwerken ist ein essentieller Teil des Bauingenieurwesens, der in Zukunft noch mehr an Bedeutung gewinnen wird. Bezugnehmend auf die Infrastruktur stehen vor allem die Brücken derzeit auf dem Prüfstand, denn ein Großteil der in den 60er und 70er Jahren in Deutschland errichteten Bauwerke gilt schon weit vor Ablauf der vorgesehenen Nutzungsdauer als marode und baufällig. Die Gründe dafür liegen vorwiegend in den immer höheren Verkehrsbelastungen, aber auch in Planungs- oder Ausführungsfehlern.

Mit der „Richtlinie zur Nachrechnung von Straßenbrücken im Bestand (Nachrechnungsrichtlinie)“ [1] hat das Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung einen Standard zur Einordnung und Beurteilung der Bestandsbrücken nach heutigen Lastniveaus geschaffen. Auf Grundlage der daraus ermittelten Ergebnisse wird für jede Brücke abgewogen, ob eine Instandsetzung unter funktionalen und wirtschaftlichen Aspekten sinnvoll ist und auf einen Neubau zunächst verzichtet werden kann.

Davon betroffen sind auch viele der bestehenden Stahlbrücken mit orthotroper Fahrbahnplatte, die vor allem Ermüdungsschäden an den Schweißnähten aufweisen. Die Instandsetzung ohne Veränderung der Konstruktion ist i.d.R. durchführbar, hat jedoch zur Folge, dass jederzeit neue Schäden auftreten können. Es bedarf Verfahren, die neben der Sanierung auch eine Verstärkung der betroffenen Bauteile ermöglichen. Hier setzt die Idee an, die Trapezhohlsteifen der orthotropen Platte mit faserverstärkten Kunststoffen auszustatten, um eine Tragfähigkeitserhöhung von innen zu realisieren.

Während im Betonbau bereits vielfältige Erfahrungen mit textiler Verstärkung existieren, liegen der Stahlbau und vor allem der Stahlbrückenbau bei der Anwendung von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) noch zurück. Vom Ingenieur muss eine geeignete Kombination aus Fasern und Harzsystem ermittelt werden, aus der je nach Anforderung eine Festigkeits- und/oder Steifigkeitserhöhung für eine vorhandene Struktur resultiert. Zudem ist ein form- und kraftschlüssiger Verbund zwischen dem Ausgangsbauwerk und dem verstärkenden Kunststoff für eine ausreichende Schubkraftübertragung sicherzustellen. Das große Potenzial von FKV könnte auch im Brückenbau für einen Teil der geschädigten Bauwerke zu einer Verlängerung der Restnutzungsdauer führen.

1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, die Verstärkung der orthotropen Fahrbahnplatte mittels faserverstärkten Kunststoffen experimentell und numerisch möglichst genau zu untersuchen. Es sollen Aufschlüsse über die potenzielle Tragfähigkeitserhöhung der Trapezhohlsteifen und die Auswirkungen auf das Deckblech gegeben werden. Zudem ist vorgesehen, die erlangten

Ergebnisse mit vergleichsweise einfachen Berechnungsmethoden auf Hohlsteifen unterschiedlicher Geometrie anwenden zu können.

Dabei ist im Rahmen der numerischen Untersuchungen festgestellt worden, dass die bisher zum Einsatz kommenden Näherungsverfahren zur Spannungsberechnung an Trapezhohlsteifen keine zufriedenstellenden Ergebnisse im Vergleich mit der Finite-Elemente-Methode liefern. Aus diesem Grund wird zunächst ein optimiertes Näherungsverfahren entwickelt, um besser approximierte Ergebnisse zu erhalten.

Für die Ermittlung der Eigenschaften der Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) und ihrem Zusammenwirken mit Stahl werden umfangreiche Versuchsreihen durchgeführt, die eine Auswahl einer Faser-Harz-Kombination für weitere Versuche ermöglichen. Darauf aufbauend wird ein Segment einer orthotopen Platte (Originalmaßstab) verstärkt und die Tragfähigkeitserhöhung untersucht.

Die Arbeit gliedert sich in drei wesentliche Teile. In den Kapiteln 2 und 3 werden die orthotrope Fahrbahnplatte sowie die FKV näher beleuchtet. Es wird jeweils Bezug genommen auf Entwicklung, Eigenschaften und bisherige Berechnungsansätze. Zudem werden die Anwendungsgebiete von FKV im Bauwesen und im Zusammenhang mit Stahl erörtert. Ausgehend von der orthotropen Platte wird in Kapitel 4 das optimierte Näherungsverfahren zur Berechnung dargelegt. In den abschließenden Kapiteln 5 und 6 wird die Faserverstärkung sowohl an kleinteiligen Proben als auch im Großversuch experimentell und numerisch untersucht, woraus abschließend die Integration der Faserverstärkung in das zuvor entwickelte Näherungsverfahren hervorgeht.

1.3 Verwendete EDV-Programme

RStab

Das Programm *RStab* der Firma *Dlubal* ist ein Stabwerksprogramm zur Berechnung von Tragwerken bis zur dritten Dimension unter der Nutzung von definierten Stäben. Diesen werden für die Ermittlung der Steifigkeiten i.d.R. ein Querschnitt und ein Material zugewiesen. Außerdem können sie von unterschiedlichem Typ sein, wie z.B. einem üblichen Balkenstab, einem Fachwerkstab (nur Normalkräfte) oder einem Knickstab (Druckkräfte nur bis Knicklast). Neben dem Balkenstab kommen in der vorliegenden Arbeit auch Starrstäbe und Kopplungen zur Anwendung. Diese sind unendlich steife Elemente, die die Verschiebungen zweier Knoten starr miteinander koppeln und Kräfte und Momente direkt übertragen.

DUENQ

Das zu *RStab* gehörende Zusatzmodul *DUENQ* ist ein Querschnittsprogramm, mit dem beliebige Querschnitte erstellt und ihre Kennwerte bestimmt werden können. In der vorliegenden Arbeit wird es verwendet, um den mit CFK verstärkten Querschnitt des Hohlsteifenprofils zu modellieren und die Schubspannungen zwischen den angrenzenden Materialien zu ermitteln. Dazu werden sogenannte „Nullelemente“ verwendet, die eine Dicke $t = 0$ aufweisen. Sie erhalten eine effektive Dicke t^* , die zur Ermittlung der Querschnittswerte und Spannungen angesetzt wird. Die

Nullelemente ermöglichen es, eine schubsteife Verbindung zwischen zwei Elementen ohne gemeinsamen Knoten herzustellen. Dies ist z.B. bei parallel verlaufenden Elementen der Fall.

RFEM

Das Programm *RFEM*, ebenfalls von der Firma *Dlubal*, dient zur Berechnung von Tragwerken mithilfe von finiten Elementen. Es können ein- (Stäbe), zwei- (Flächen) und dreidimensionale (Volumen) Elemente berechnet werden.

In der vorliegenden Arbeit kommen im Wesentlichen *Faltwerke*, d.h. kombinierte Scheiben- und Plattenelemente, zum Einsatz, die je Knoten sechs Freiheitsgrade (drei Verschiebungen und drei Verdrehungen) aufweisen. Das Elementnetz wird vorwiegend aus Viereckelementen gebildet, die aus geometrischen Gründen ggf. durch Dreieckelemente ergänzt werden. Aufgrund der geringen Blechdicken bei orthotropen *Stahlfahrbahnplatten* sollte für die Vergleichsrechnungen nach der Finite-Elemente-Methode ursprünglich die Theorie der dünnen Platten nach *Kirchhoff* angewandt werden. Für die Berechnungen der *CFK-Verstärkung* muss jedoch sowohl bei den Zugversuchen als auch am Segment der orthotropen Platte auf die Theorie nach *Reissner-Mindlin* zurückgegriffen werden, da für die schubfeste Verbindung von Stahl und *CFK* sogenannte „*Kontaktvolumen*“ eingesetzt werden. Diese lassen sich in *RFEM* nur mit der Theorie der dicken Platten berechnen. Die Verwendung dieser Theorie ist im Programm jedoch auch bei dünnen Platten möglich, da der Anteil der Querschubspannungsenergie an der Gesamtenergiebilanz bei den implementierten *Reissner-Mindlin-Elementen* über einen Faktor automatisch angepasst wird [2]. Es treten keine Versteifungseffekte bei der Berechnung von dünnen Platten auf. In vorgenannter Quelle sind auch Beispiele vorgestellt, die diese Aussage bestätigen.

Die *Kontaktvolumen* eignen sich zur Modellierung von Kontakteigenschaften zwischen zwei Flächen, wie es bei der *Klebung* des *CFKs* auf das *Stahlblech* der Fall ist. Es können unterschiedliche Arten der *Kraftübertragung* in senkrechter (volle *Kraftübertragung*, Ausfall bei *Zug/Druck*) und paralleler Richtung (volle *Kraftübertragung*, *starre/elastische Reibung* etc.) festgelegt werden. Die *3D-Elemente* des Kontaktes werden in der zu den angrenzenden *Flächenelementen* orthogonalen Richtung (= *Dickenrichtung*) nicht geteilt, sodass eine direkte Verbindung gewährleistet ist.

In den meisten Fällen werden die Systeme nach *Theorie I. Ordnung* berechnet, da der Einfluss durch *Normalkräfte* gering ist. Die *Steifigkeit* der orthotropen Platte ist sehr groß, sodass die *Spannungs- und Verformungsänderungen* bei Theorien höherer Ordnung marginal sind. Zur Lösung von nichtlinearen Gleichungssystemen, wie sie infolge der nichtlinearen *Materialmodelle* in Kapitel 5 auftreten, wird das *Newton-Raphson-Verfahren* angewandt.

AlfaLam

AlfaLam ist ein *VBA-basiertes Berechnungstool* für die lineare *Laminatanalyse*. Es können die linearen *Spannungs- und Dehnungsverteilungen* in *Mehrschichtverbunden* für ein vollständiges *Laminat* und dessen *Einzelschichten* bestimmt werden. Ihm zugrunde liegt die klassische *Laminattheorie*, auf die in Kapitel 3 eingegangen wird.

2 Orthotrope Fahrbahnplatte

2.1 Allgemeiner Überblick

Die orthotrope Fahrbahnplatte ist heute der Standard im Stahlbrückenbau. Ihre Anfänge reichen bis in die 1930er Jahre zurück, als sie erstmals, basierend auf Anwendungen aus dem Schiffbau, für Brückenkonstruktionen verwendet wurde. Die erste ihrer Art in Deutschland war die 1936 errichtete Autobahnbrücke Kirchheim/Teck, welche allerdings noch nicht als Bestandteil des Haupttragwerks fungierte [3]. Den Durchbruch erfuhr die Konstruktionsart in den 1950er Jahren im Zuge des Neubaus vieler Brücken mit großen Spannweiten, für die die relativ leichte Bauweise optimal genutzt werden konnte.

Der Begriff „orthotrop“ setzt sich aus den Wörtern „orthogonal“ und „anisotrop“ zusammen und bedeutet, dass rechtwinklig zueinander unterschiedliche Steifigkeiten vorliegen. Diese Definition resultiert aus dem Aufbau, denn die orthotrope Fahrbahnplatte besteht i.d.R. aus dem Haupttragwerk, den quer dazu verlaufenden Querträgern, längsorientierten Rippen und dem Deckblech (siehe Abb. 2-1). Für die Ausführung der beiden letztgenannten sind heutzutage Mindestanforderungen vorgeschlagen, die Ermüdungsschäden ausschließen sollen [4]. So haben sich als Standardbauweise eine Mindestdicke von 14 mm für das Deckblech und ein Abstand von 300 mm zwischen zwei Trapezhohlsteifen durchgesetzt. Diese werden durch Ausschnitte durch die Querträger geführt und mit ihnen verschweißt. Für ein günstigeres Ermüdungsverhalten können zudem Freischnitte im unteren Bereich der Durchführungen vorgesehen werden.

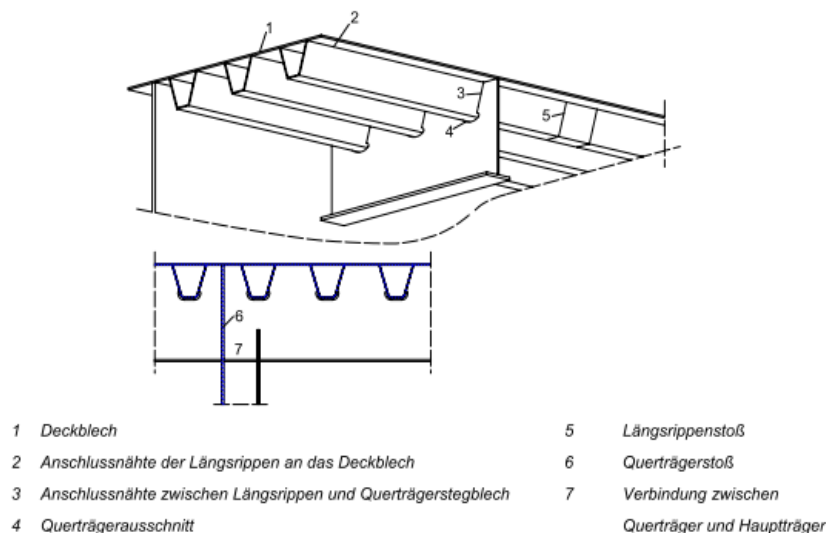


Abb. 2-1: Aufbau einer orthotropen Fahrbahnplatte [5]

Weitere Varianten in der Längsrippenausführung wurden Ende der 1970er Jahre eingestellt. Torsionsweiche Rippen wie einfache Flachsteifen oder Wulstprofile erforderten den doppelten Schweißaufwand und waren nur für geringe Querträgerabstände einsetzbar. Aus patentrechtlichen Gründen wurden abweichend von den Trapezhohlsteifen Sonderformen der geschlossenen Rippen wie U-, V- oder Y-Profile entwickelt. Vor allem letztere, auch Sektkelchprofile genannt, liegen vom Herstellungsaufwand deutlich über der heute üblichen Bauform und weisen in vielen

Beispielen Ermüdungsprobleme auf. Weitere Informationen zur Entwicklung der orthotropen Platte und ihrer Bauformen sind in [6–8] zu finden.

Das Tragprinzip basiert auf einer Mehrfachfunktion der einzelnen Elemente. So wird das Deckblech in allen vier Teilsystemen zur Lastübertragung herangezogen, da es für die Längsrippen, Querträger und Hauptträger als Obergurt fungiert. Dies ist bei der Spannungsüberlagerung zu beachten. Außerdem wirkt es selbst als unterstützte Platte und leitet die Radlasten in die Konstruktion ein.

2.2 Berechnungsverfahren

Die Berechnungsverfahren der orthotropen Fahrbahnplatte und die damit einhergehende Akzeptanz als Bauweise hielten erst ab 1950 Einzug. Als Grundlage der Berechnungen diente vor allem die Hubersche Differentialgleichung, die erstmals die Theorie von Platten mit senkrecht zueinander unterschiedlich definierten Steifigkeiten beschrieb (vgl. [9], [10]). Dabei wurde die diskrete Struktur als ein Kontinuum definiert. Davon ausgehend entwickelte CORNELIUS [11] Tafeln und Gleichungen zur Bestimmung der Schnittgrößen beliebiger orthotroper Platten. Allerdings erwies sich dieses Verfahren als zu komplex und umständlich für den praktischen Gebrauch. Zudem stellte sich die Frage, bis zu welchem Grad sich die diskrete Struktur in ein Kontinuum umwandeln ließ, um trotzdem noch gute Ergebnisse zu liefern. Diesem Problem nachgehend nahm GIENCKE [12] die Querträger diskret an und berechnete durchlaufende Platten mit Längsrippen und Deckblech. Weiterführende Beurteilungen und Fehlerabschätzungen zur Entkoppelung von Scheiben- und Plattenkräften in GIENCKES Verfahren werden in [13] gegeben. SCHUMANN [14] betrachtete auch die Längsrippen in einer diskontinuierlichen Anordnung, was wiederum zu sehr komplexen Differentialgleichungen führte.

Durchgesetzt hat sich aber das zu etwa gleicher Zeit veröffentlichte Berechnungsverfahren von PELIKAN/EßLINGER [15], mit dem ein Standardwerk für orthotrope Fahrbahnplatten geschaffen werden konnte, das eine praxisnahe Anwendung für die damals geltenden Lastnormen zuließ. Sie berechneten zunächst die Schnittgrößen unter einer starren Lagerung der Längsträger auf den Querträgern. Über Korrekturmomente werden später die Querträgerweichheit sowie die Reduzierung der Torsionssteifigkeit infolge der Querschnittsverformung berücksichtigt. Für die Berechnung haben sie Formeln und Kurventafeln für verschiedene Parameter einer Brücke sowie für offene und geschlossene Längsrippen aufbereitet. Desweiteren leiteten PELIKAN/EßLINGER auch die Berechnung der Deckblechspannungen in Querrichtung als Näherung her. Dabei unterteilten sie in Krafteinleitungs- und Kraftweiterleitungsspannungen, die die Einspannung der Trapezhohlsteifenstege im Deckblech sowie die Nachgiebigkeit des Deckbleches zwischen den Hohlsteifen berücksichtigen. Mit der Änderung der Lastnormen durch die Einführung der Brückenklassen 60/30 und 30/30 wurde das Verfahren durch GAUGER/OXFORD [16] bzw. GRAßE/ANKE [17] entsprechend angepasst.

Im weiteren Verlauf gab es immer wieder Ergänzungen zum Verfahren von PELIKAN/EßLINGER oder neue Ansätze, die auf der Huberschen Differentialgleichung beruhten. So hat SIEVERS [18] ideelle trigonometrische Funktionen als Belastungsansatz gewählt, um eine Vereinfachung zu

erzielen. STEINHARDT [19] kam zu dem Schluss, dass unter bestimmten Umständen die Ergebnisse für orthotrope Platte sehr ungenau werden – insbesondere bei weit gespannten Platten. Außerdem entwickelten SCHÜTZ/PERR [20] eine weitere Methode, mit der sie die Kopplungskräfte zwischen Deckblech und Querträger über Ansatzfunktionen bestimmen und die Plattenschnittgrößen in einem Rechengang ermitteln konnten.

Im Zuge der Entwicklung der EDV wurden vermehrt computergestützte Berechnungen angewendet, die eine schnellere Bearbeitung von Problemstellungen ermöglichten. Mit Stabwerks- oder FEM-Programmen können mittlerweile mehr Laststellungen in kurzen Rechenzeiten betrachtet werden. Eine heute übliche Art der Berechnung von orthotropen Fahrbahnplatten wird in [21] aufgezeigt. Die Gesamtstruktur wird in Einzelsysteme zerlegt, die über Kopplungsbeziehungen und Lastweiterleitungen zwar miteinander verknüpft sind, aber voneinander losgelöst berechnet werden. So wird für die Längsrippen ein Einzelsystem verwendet, d.h. es wird eine Längsrippe aus dem Gesamtsystem herausgelöst und als auf den Querträgern federnd gelagert für sich allein betrachtet.

Ein interessanter Aspekt, der in den USA untersucht wurde, ist die mittragende Wirkung des Fahrbahnbelages. In [22] wurden die Auswirkungen unterschiedlich steifer Beläge auf die Deckblechspannungen überprüft. Die Ergebnisse zeigten, dass der Verbund relevant sein kann und rechnerisch mit angesetzt werden sollte, da sich die Spannungen bei dickeren Belägen reduzierten. Zudem spielte die nichtlineare Steifigkeitsentwicklung von Asphalt bei geänderten Temperaturen eine Rolle. Während diese Erfahrungen in amerikanischen Richtlinien [23] aufgenommen wurden, existieren in Deutschland zu diesem Themenpunkt keine Betrachtungen. In Studien aus den Niederlanden konnte ebenfalls belegt werden, dass der direkte Ansatz von Radlasten auf dem Deckblech und die zusätzliche Integration des Deckbelags ins Berechnungsmodell zu unterschiedlichen Ergebnissen führen [24; 25].

2.3 Lastmodelle

Im Laufe der letzten Jahrzehnte haben sich die Beanspruchungen für Brückenbauwerke kontinuierlich erhöht. Durch den Zuwachs im Schwerverkehr, der sich sowohl in der Quantität als auch in der Masse der Fahrzeuge niederschlägt, erfahren bestehende Straßenbrücken stärkere Belastungen, für die sie i.d.R. nicht konzipiert wurden. Im Vergleich zu den Jahren, in denen viele Brücken gebaut wurden, hat sich das Verkehrsaufkommen exponentiell erhöht. An einigen Bauwerken wurden Messungen durchgeführt, die im Zeitraum von 1984-2005 eine Steigerung der täglichen LKW-Überfahrten von 78 % ergaben [26]. Anschaulich verdeutlicht wird dies z.B. an den Zahlen der Anhörungen für genehmigungspflichtige Schwertransporte, die noch stärker zugenommen haben (siehe Abb. 2-2a). Auf den konventionellen Straßengüterverkehr bezogen, haben sich die Fahrzeugtypen mit Konzentration auf Sattelzüge hin zu größeren Ladungskapazitäten verändert (siehe Abb. 2-2b). Somit befahren sowohl mehr als auch schwerere Lastkraftwagen die Brücken. Dazu kommt eine Häufung von Überladungen, die teilweise deutlich über das zugelassene Gesamtgewicht von 40 t hinausgehen. In Messungen war jeder fünfte Sattelzug zu schwer. Das Maximum lag bei 67,7 t. Bei Betrachtung der Achslasten wurde sogar bei 40 % der gemessenen Fahrzeuge eine Überschreitung der zulässigen Höchstgrenze festgestellt [27]. Die-

ses Problem tritt auch international auf und steht oftmals im Zusammenhang mit Brückenschäden [28; 29].

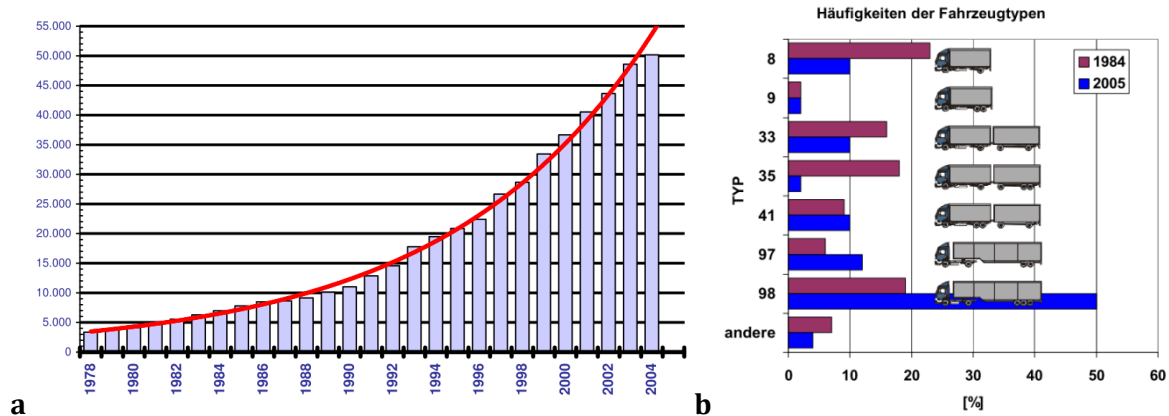


Abb. 2-2: a) Entwicklung der Genehmigungen von Schwertransporten (Anhörungen bei der Autobahndirektion Nordbayern) [30]. b) Häufigkeitsänderungen im Fahrzeugkollektiv [27]

Diese Entwicklung musste folglich auch normativ festgehalten werden, um den steigenden Lasten in der statischen Berechnung gerecht zu werden. Schon bei der Brückenklasse 60 nach der alten DIN 1072 (1952) betrug die Gesamtlast des anzusetzenden Fahrzeuges 600 kN bzw. 60 t. Obwohl die tatsächlichen Gesamtgewichte zu dieser Zeit deutlich niedriger waren, ist dieser Ansatz sehr vorausschauend gewesen, auch wenn das Verkehrsaufkommen schlussendlich noch stärker gewachsen ist. In der Folge wurden die Lastmodelle erweitert und z.B. die Brückenklasse 60/30 eingeführt, bei der neben dem 600 kN-Fahrzeug ein weiteres mit einer Gesamtlast von 300 kN positioniert werden musste. Außerdem wurden neben den die Tragfähigkeit betreffenden Modellen auch solche für die langfristige Betriebsfestigkeit entwickelt [31].

Im Zuge einer Vereinheitlichung der Gesetzmäßigkeiten in Europa sollten auch Normen angepasst bzw. neu eingeführt werden. Der Beschluss zur Einführung der umfangreichen Eurocodes im Brückenbau erfolgte bereits in den 1990er Jahren und betraf u.a. die Lastmodelle. Die heute gültigen Vorgaben wurden aus Messungen an verschiedenen Brücken in Europa entwickelt und basieren auf dem sogenannten „Auxerre-Verkehr“ [32]. Diese reale, maßgebliche Belastung bestimmte die anzusetzenden Achslasten und Radaufstandsflächen nach dem Lastmodell 1 (LM1) des Eurocode (in Deutschland auch LMM). Dass für eine Vereinheitlichung nicht nur die Lasten, sondern auch die Bemessungsvorschriften der einzelnen Länder angepasst werden müssten, hielt HANSEN [33] in seiner Arbeit fest. Um den unterschiedlichen Verkehrsaufkommen gerecht zu werden, wurden zusätzlich nationale Anpassungsfaktoren eingeführt, mit denen jedes Land den tatsächlichen Lastansatz variieren kann. In Deutschland lag dieser Faktor nach dem Lastmodell 1 des DIN-Fachberichts 101 zunächst bei 0,8 und wurde mit Einführung des Eurocodes auf 1,0 angehoben¹. So erhöhten sich die anzusetzenden Achslasten von 240 kN auf 300 kN. Dass diese Anpassungen folgerichtig waren, wurde in verschiedenen Veröffentlichungen dargelegt [34–37]. Darin heißt es, dass die Lastansätze nach dem DIN-Fachbericht das aktuelle Verkehrsaufkommen grundsätzlich gut abdecken. Da es teilweise aber bereits zu Überschreitungen dieses

¹ Der Begriff „Lastmodell 1“ tritt sowohl im DIN-Fachbericht (mit Anpassungsfaktor 0,8) als auch im Eurocode (mit Anpassungsfaktor 1,0) auf. Zur Abgrenzung wird das LM1 nach EC auch „modifiziertes Lastmodell“ (LMM) genannt.

Lastniveaus käme, sei das LM1 nach Eurocode für den zukünftig zu erwartenden Schwerverkehr ein besseres Modell.

Nach dem LM1 wird eine Brücke in Fahrstreifen von 3,00 m Breite und verbleibende Restflächen eingeteilt. Bei dieser Einteilung ist der „Fahrstreifen 1“ der am stärksten belastete. Als Grundwerte sind hier eine gleichmäßig verteilte Last von $9,00 \text{ kN/m}^2$ sowie sogenannte Doppelachsen (Tandemsystem) mit einer Achslast von 300 kN anzusetzen. Für die weiteren Fahrstreifen sind Anordnungen und Werte in Abb. 2-3 dargestellt. Die für den jeweiligen Fahrstreifen i geltenden, ergänzenden Anpassungsfaktoren α_{Q_i} (für Radlasten) und α_{q_i} (für Gleichlasten) können dem nationalen Anhang entnommen werden. In Deutschland finden folgende Werte Anwendung:

$$\alpha_{Q1} = \alpha_{Q2} = \alpha_{Q3} = 1,00$$

$$\alpha_{q1} = 1,33; \alpha_{q2} = 2,40; \alpha_{q3} = 1,20; \alpha_{qgr} = 1,20$$



Abb. 2-3: Anordnung der Fahrstreifen und Doppelachsen sowie charakteristische Lastwerte nach [38]

Die auf den heutigen bzw. zukünftigen Schwerverkehr ausgelegten Lastniveaus werden nicht nur bei Neubauten herangezogen, sondern im Zuge der Nachrechnungsrichtlinie auch auf bestehende Brücken angewendet. Nach dieser 2011 vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung eingeführten Richtlinie [1] sind mit hohen Zustandsnoten bewertete Bauwerke erneut auf Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit zu prüfen.

Infolge der vermehrt aufgetretenen Brückenschäden hat außerdem die Bundesanstalt für Straßenwesen (BASt) Untersuchungen angestellt bzw. beauftragt, um die Auswirkungen des Schwerverlastverkehrs auf Brückenbauwerke zu untersuchen. Demnach sind in Zukunft erhebliche Investitionen zu tätigen, um die Brückeninfrastruktur aufrechtzuerhalten [27].

Betroffen davon sind alle Arten von Brücken mit unterschiedlichsten Auswirkungsgraden und Schadensbildern. Da sich die vorliegende Arbeit ausschließlich mit Stahlbrücken befasst, wird im Weiteren auch nur auf Schäden an solchen eingegangen.

2.4 Schäden

Die Schäden an Stahlbrücken sind oftmals Folge eines Ermüdungsversagens an Anschlusspunkten und treten in Form von Rissen in den Schweißnähten und Blechen auf. Als für deren Beurteilung praktikabel erwiesen hat sich die Einteilung in Gefährdungskategorien (siehe Abb. 2-4). Die relevanten Bereiche, auf die im Folgenden näher eingegangen wird, gehören zu Kategorie 1 und 2.

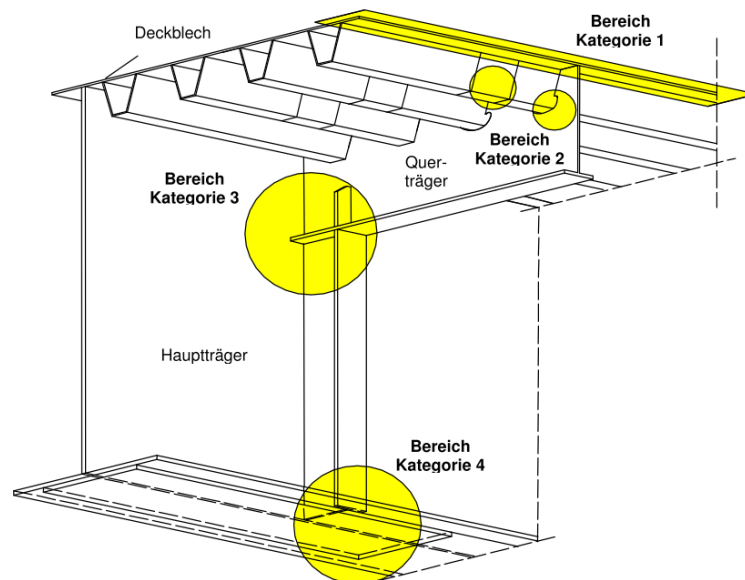


Abb. 2-4: Heutige Standardbauweise und Gefährdungsbereiche an der orthotropen Platte [39]

Zur Kategorie 1 gehören die Verbindungen zwischen Deckblech und Längsrippensteg. Hier verzeichnete Schäden (siehe Abb. 2-5) sind unabhängig von der Gestaltung der Längsrippe und stehen zumeist im Zusammenhang mit dem Beanspruchungsort, da eine Vielzahl von Rissen in der LKW-Spur auftritt. Der immer weiter zunehmende Schwerlastverkehr ist auch eine wesentliche Ursache für die Beschädigungen, da viele Brücken – vor allem hinsichtlich der Ermüdung – nicht dafür ausgelegt sind. Da das Problem des Ermüdungsversagens beim Bau in den 60er und 70er Jahren, auch auf Grund fehlender Erfahrungen, falsch eingeschätzt wurde, sind die Deckblechdicken i.d.R. zu klein gewählt worden. Außerdem können Ausführungsfehler beim Schweißvorgang zu unzureichenden Nahtqualitäten geführt haben [3]. Vor allem die Kombination von fehlerhafter Konzeption und Ausführung sind Ursache für viele Brückenschäden.

Die Risse im Kehlnahtbereich zwischen Hohlsteife und Deckblech begünstigen, dass Luft und Feuchtigkeit ins Innere der Hohlsteifen gelangen. Bei Brücken in Meeresnähe bzw. beim Einsatz von Tausalz ist es zudem wahrscheinlich, dass dabei Salze transportiert werden. Die Annahme, einen abgeschlossenen, luftdichten Raum zu erzeugen, führte jedoch dazu, dass auf eine Korrosionsschicht auf der Innenseite der Hohlsteifen i.d.R. verzichtet wurde. Somit gibt es keinen Schutz vor Rostanfall, der eine Reduzierung der Blechdicken der Hohlprofile zur Folge haben kann. Daraus resultieren weitere Einbußen in der Tragfähigkeit und kostspielige Instandsetzungsmaßnahmen.

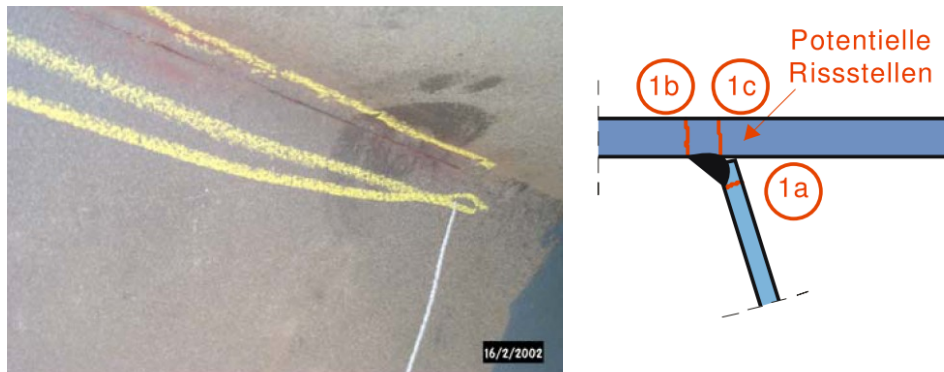


Abb. 2-5: Riss zwischen Deckblech und Längsrippe und potentielle Rissstellen [40]

Die Schäden der Kategorie 2 betreffen das Längssystem und treten an Verbindungsstößen der Längsrippen oder im Anschlussbereich von Längsrippe und Querträger auf (siehe Abb. 2-6). Sie sind auf die Bauweise der orthotropen Platte bzw. auf die Form der Steifen zurückzuführen, wobei im Gegensatz zu Kategorie 1 kein zwingender Zusammenhang zwischen Beanspruchungs- und Schadensort besteht. Sie entstehen vermehrt infolge von Verformungszwängungen an den Kreuzungspunkten der Bauteile. In einigen Fällen haben sich die Risse nach einer Belags-erneuerung auf Grund der hohen Temperaturen beim Einbringen des Gussasphaltes noch vergrößert [41].

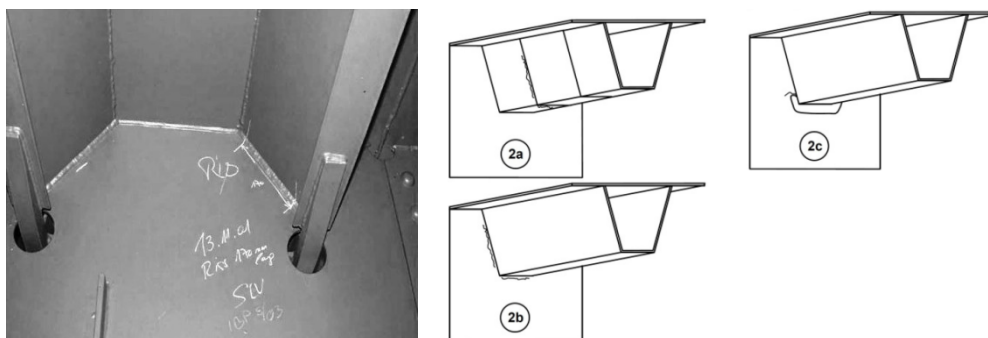


Abb. 2-6: Riss im Anschlussbereich Längsrippe – Querträger und potentielle Schadensfälle [42]

2.5 Instandsetzung und Verstärkungsmaßnahmen

Grundsätzlich sind zunächst die Risse in Schweißnähten und Blechen zu reparieren, d.h. die vorhandenen Nähte müssen ausgearbeitet und durch neue ersetzt werden. Je nach Schadensart kann zum Stoppen des Risses zusätzlich ein Anbohren der Risspitze erforderlich sein. Diese Maßnahmen dienen der Wiederherstellung des Originalzustandes und können je nach Konstruktion und Belastung ausreichend sein. Bei einer zusätzlichen Verstärkung von orthotropen Platten sind gewisse Randbedingungen von Bedeutung, die beachtet werden sollten [41]:

- Verwendung von schweißlosen Verstärkungen, um keine neuen potentiellen Schädigungspunkte zu erzeugen, die durch Schweißnähte entstehen können
- Beibehaltung der Schadenstoleranz, d.h. weiterhin Sicherstellung der Inspektionsmöglichkeit von Verbindungsstellen

- Entlastung der kritischen Stellen, um lokale Spannungen zu reduzieren
- Zeitliche Begrenzung der Nutzungsbeeinträchtigung, d.h. Verkehrssperrungen der Brücke sollten im besten Fall nicht benötigt oder zumindest auf die Zeit einer üblichen Instandsetzungsmaßnahme begrenzt werden

Die bisher bekannten Verstärkungsmaßnahmen beschäftigen sich mit Kategorie-1-Schäden und beinhalten eine Tragfähigkeitserhöhung des Deckbleches bzw. des Fahrbahnbelages. Es existiert jedoch noch keine auf dem Markt angebotene Lösung. Eine Übersicht ist in [40] zu finden. Verstärkungen für Schäden der Kategorie 2 sind ebenfalls noch in der Entwicklung.

Sandwich Plate System

Das Sandwich Plate System besteht aus zwei Stahlblechen mit einem innenliegenden Polyurethan-Elastomer-Kern und hat seinen Ursprung im Schiffbau. Bei der orthotropen Platte bildet das bereits vorhandene Deckblech eine Seite des Systems. Mithilfe von Randleisten und Abstandhaltern wird ein weiteres Stahlblech fixiert und das Polyurethan in einer Dicke von 30-50 mm in die Hohlräume injiziert. Mit dem zusätzlich aufzubringenden Asphalt und dem dadurch erhöhten Konstruktionsaufbau gelingt es, eine günstigere Lastverteilung zu erreichen, da mehrere Hohlsteifen am Lastabtrag beteiligt werden. Außerdem erhöht sich die Steifigkeit durch das zweite Blech signifikant, sodass Spannungsreduzierungen im Deckblech von bis zu 50 % erreicht werden können. Dennoch weist das System auch Nachteile auf. Eine Einhausung der Fahrbahn ist auf Grund der Feuchteempfindlichkeit zwingend erforderlich. Der höhere Fahrbahnaufbau bringt neben zusätzlichem Eigengewicht auch bauliche Anpassungen bei Anschlusskonstruktionen, Fahrbahnübergängen und Entwässerung mit sich [43].

Ultra-Hochfester Beton (UHPC) mit Stahlfaserverstärkung

Bei dieser Verstärkungsvariante wird eine 50-60 mm starke Hochleistungsbetonschicht mit Betonstahlmatten und Stahlfasern im Ortbetonverfahren auf der orthotropen Platte verbaut [44]. Dazu ist ein kraftschlüssiger Verbund mit dem Deckblech herzustellen, welcher über ein Zweikomponenten-Epoxidharz mit eingestreutem Bauxit-Korn realisiert wird. Die Spannungsreduzierungen im Deckblech konnten nachgewiesen werden. Die sehr hohen Anforderungen an die Ausführungsqualität machen eine Einhausung auch bei dieser Methode unabdingbar. Zudem muss ein weiterer Dünnschichtbelag, der regelmäßig zu erneuern ist, aufgebracht werden. Weitere Forschungsvorhaben beschäftigen sich mit dem Aufkleben von UHPC-Fertigteilen, um die zuvor genannten Nachteile auszuschließen.

Weitere Verfahren

Eine weitere Möglichkeit zur Sanierung ist das Aufkleben von Stahlblechen [45]. Durch die erhöhte Blechdicke kann das ursprüngliche Deckblech entlastet werden. Da eine schubfeste Verbindung geschaffen werden muss, werden die Bleche geklebt, wofür allerdings auch eine Einhausung der Fahrbahn notwendig ist.

Außerdem werden Forschungsarbeiten zu steiferen Fahrbahnbelägen geführt, wie z.B. hohlraumreichen Asphaltträgergerüsten mit nachträglicher Verfüllung (HANV). Hierbei werden die

Hohlräume einer Asphaltsschicht mit flexibilisiertem Epoxidharz oder Bioharz verfüllt, um die Steifigkeit zu erhöhen und eine mittragende Wirkung zu erzielen [40].

2.6 Verstärkung der orthotropen Platte mit CFK

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird eine Verstärkungsmaßnahme untersucht, die sich vornehmlich auf die Trapezhohlsteifen orthotroper Fahrbahnplatten bezieht. Entgegen der zuvor beschriebenen Maßnahmen steht hierbei nicht die Deckblechverstärkung „von oben“, sondern die Längsrippenverstärkung „von innen“ im Vordergrund. Die Idee besteht darin, getränkte Kohlenstofffasern (C-Fasern) in die Trapezhohlsteifen einzubringen und mit dem unteren Blech kraftschlüssig zu verbinden (siehe Abb. 2-7). So können das Trägheitsmoment des Querschnittes gesteigert und die Spannungen bei gleicher Belastung entsprechend reduziert werden.

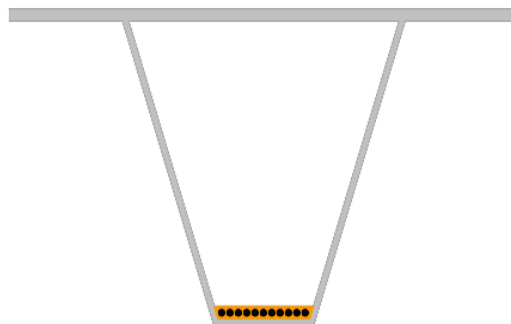


Abb. 2-7: Prinzipdarstellung einer CFK-verstärkten Hohlsteife

Eine relevante Tragfähigkeitserhöhung kann nur erzielt werden, wenn der eingebrachte kohlenstofffaserverstärkte Kunststoff (CFK) eine dem Stahl ähnliche Steifigkeit aufweist. Dies gelingt entweder durch die Verwendung sehr steifer, ultra-hochmoduliger Fasern (UHM) oder einer größeren Menge an Fasern mit niedrigerem E-Modul. Ausschlaggebend ist letztlich das Produkt aus E-Modul und Querschnittsfläche. Die Verstärkung soll aus mehreren, unidirektionalen Faserlagen bestehen, weshalb für den Tränkungsprozess ein Harz mit einer niedrigen Viskosität zu verwenden ist. Außerdem sollten hinsichtlich der erforderlichen Einbauzeit Systeme mit möglichst langen Topzeiten genutzt werden.

Als Oberflächenvorbehandlung ist in Abhängigkeit des Zustandes der Hohlsteife ein Strahlverfahren zur Korrosionsentfernung und zum Aufrauen vorgesehen. So soll die Anbindung des CFK an den Stahl sichergestellt werden. Für das Einbringen kommt ein Einziehverfahren zur Anwendung, bei dem das gesamte, getränkte C-Faser-Paket von einem Ende zum anderen durch die Hohlsteife gezogen wird. Dies soll mit einer Seilwinde realisiert werden, wobei ggf. eine Schutzschicht um das Faserpaket integriert werden muss, um Schädigungen durch die Reibung zu verhindern. Dafür kommen einfache Filz- oder Glasfaserlagen infrage. Für einen optimierten Verbund können die Fasern nach dem Einziehen mit einer Walze zusätzlich angepresst werden.

Die ursprüngliche Idee sah vor, die Verstärkung zusammen mit einem Inliner im Inversionsverfahren in die Hohlsteife einzubringen. Die aus der Rohrsanierung stammende Methode wird genutzt, um beschädigte Rohre zu reparieren und entstandene Risse und Undichtigkeiten wieder

zu verschließen. Der Inliner ist dabei ein mit Harz getränkter Nadelfilzschlauch, der über Druck in das zu sanierende Rohr eingestülpt wird und die neue Innenwand bildet (siehe Abb. 2-8 a). Die Ausführung erfolgt i.d.R. aber ohne Faserverstärkung, da keine Tragfähigkeitserhöhung notwendig ist. Für die Hohlsteifen könnte so eine zusätzliche Abdichtung bzw. ein Korrosionsschutz geschaffen werden. In im Rahmen eines Forschungsprojektes geführten Einbringversuchen ist es jedoch nicht gelungen, den Inliner inklusive des CFK definiert einzubringen. Es kam zur Torsion des Schlauches, sodass sich die C-Fasern nicht durchgängig an der Unterseite der Hohlsteife befanden (siehe Abb. 2-8 b). So wurde die zuvor beschriebene Variante mit dem unten liegenden CFK-Band weitergehend untersucht. Die Abdichtung durch einen unverstärkten Inliner bleibt je nach Bedarf dennoch möglich, da sie auch nachträglich erfolgen kann. Dieser hat dann jedoch keinerlei die Tragfähigkeit betreffende Wirkung, weshalb er in den weiteren Betrachtungen unberücksichtigt bleibt. Im folgenden Kapitel werden die Eigenschaften von Kohlenstofffasern und CFK detailliert beleuchtet.

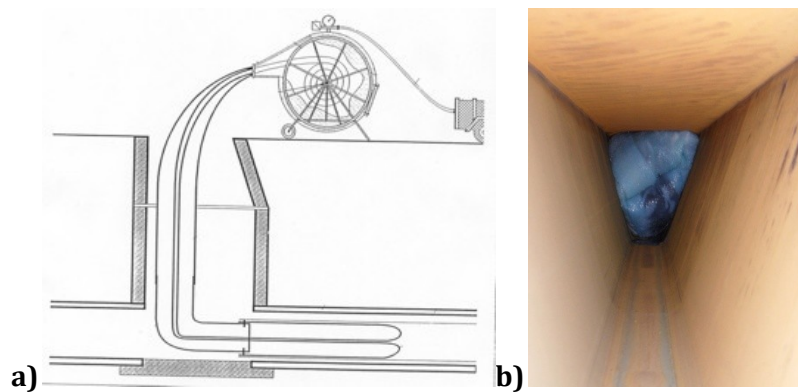


Abb. 2-8: a) Prinzipdarstellung des Inversionsverfahrens [46] . b) Tordierter Schlauch mit CFK (schwarz) während des Inversionsvorganges

3 Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV)

Die Faserverbundbauweise hat sich der Mensch in der Natur abgeschaut. So ist z.B. Holz nichts anderes als ein Verbund aus hochfesten Fasern mit einer sie umgebenden Matrix. Die Idee dahinter ist, zwei schwache Bestandteile, die einzeln betrachtet nur geringe Kräfte aufnehmen können, in einem Verbund zusammenzuführen, in dem sich die Komponenten optimal ergänzen. Die Einsatzgebiete der FKVs sind vor allem im industriellen Leichtbau zu finden, wo sie die konventionellen, unverstärkten Kunststoffe und Metalle nach und nach ersetzen.

3.1 Verstärkungsfasern

Es gibt eine Vielzahl von Fasern mit unterschiedlichen Eigenschaften, die zur Verstärkung in Kunststoffen eingesetzt werden können. Einige Beispiele finden sich bei Naturfasern (Wolle, Flachs, Hanf), organischen Fasern (Kohlenstoff, Aramid, Polyethylen) oder anorganischen Fasern (Glas, Basalt). Da sie hohe Steifigkeiten und Festigkeiten besitzen, liegt ihre Aufgabe darin, die auftretenden Lasten zu übernehmen. Die Durchmesser einer Einzelfaser betragen je nach Material 3-25 μm . Hierbei kommt der sogenannte Größeneffekt zur Geltung, der beschreibt, dass eine höhere Festigkeit erreicht wird, wenn die Faser möglichst dünn ist [47]. Dies hängt damit zusammen, dass die Zahl der Fehlstellen bei Fasern mit immer kleinerem Durchmesser statistisch gesehen abnimmt. Im Vergleich zu üblichen Baustoffen wie Holz oder Stahl haben die Verstärkungsfasern eine geringe Dichte und werden daher vor allem im Leichtbau eingesetzt. Abb. 3-1 zeigt die auf die Dichte bezogenen, spezifischen Steifigkeiten und Zugfestigkeiten verschiedener Materialien. Von den Endlosfasern werden üblicherweise mehrere 1000 Stück zu einem Roving zusammengefasst. Diese können so verwertet oder für die Zusammenstellung von Geweben, Matten u.v.m. verwendet werden. Auch die Weiterverarbeitung zu Kurzfasern ist möglich.

3.1.1 Kohlenstofffasern

Die Verstärkungsfasern mit den besten mechanischen Eigenschaften sind die Kohlenstofffasern (C-Fasern). Aufgrund der verschiedenen Ausführungsmöglichkeiten beim Herstellungsprozess lässt sich ein sehr breites Spektrum an Fasertypen mit unterschiedlichen Steifigkeits- und Festigkeitswerten abdecken. Das zurzeit meist verwendete Herstellungsverfahren basiert auf der Pyrolyse der Textilfaser Polyacrylnitril (PAN), d.h. bei hohen Temperaturen kommt es zu einer Spaltung der organischen Verbindungen, sodass weitestgehend nur der Kohlenstoffanteil verbleibt. Eine weitere Möglichkeit zur Gewinnung von C-Fasern ist die Herstellung auf Basis von Steinkohlen- oder Petroleumpech (Mesophase Pitch (MPP)).

Das Verfahren für PAN-basierte Kohlenstofffasern unterteilt sich in mehrere Stufen. Schon beim Spinnen der PAN-Faser erfolgt eine starke Orientierung der Graphitebenen. Daraufhin muss die Faser zunächst unter Temperaturen von 180-350 $^{\circ}\text{C}$ stabilisiert werden, um eine unschmelzbare Struktur zu erhalten. In einem zweiten Schritt kommt es zur Carbonisierung bei 1500 $^{\circ}\text{C}$, nach der bei einem Masseverlust von ca. 50 % ein Kohlenstoffanteil von 96-98 % vorliegt. Hierbei können hochfeste Fasern (HT) gefertigt werden. Eine weitere Steigerung der Temperatur auf bis

zu 3000 °C (Graphitisierung) hat zur Folge, dass sich die Steifigkeiten bis hin zu ultrahochmoduligen Fasern (UHM) mit E-Moduln über 400.000 N/mm² weiter erhöhen lassen, die Zugfestigkeiten dabei aber sinken. Die maximal erreichbaren Kennwerte sind allerdings auch abhängig von der Orientierung der Ausgangsfaser sowie von der Streckung während der einzelnen Prozessschritte. Je höher diese sind, desto stärker fallen die Orientierung und die Bindung der Graphitebenen untereinander parallel zur Faserachse aus [48]. Durch die Bindungsenergien sind in Faserrichtung theoretisch E-Moduln von 1.050.000 N/mm² und Zugfestigkeiten von 100.000 N/mm² möglich, welche aber aufgrund von real vorhandenen Fehlstellen kaum zu erreichen sind (siehe Abb. 3-2). In der Querrichtung sind die Maximalwerte dagegen deutlich niedriger, was zu einem stark anisotropen Verhalten führt.

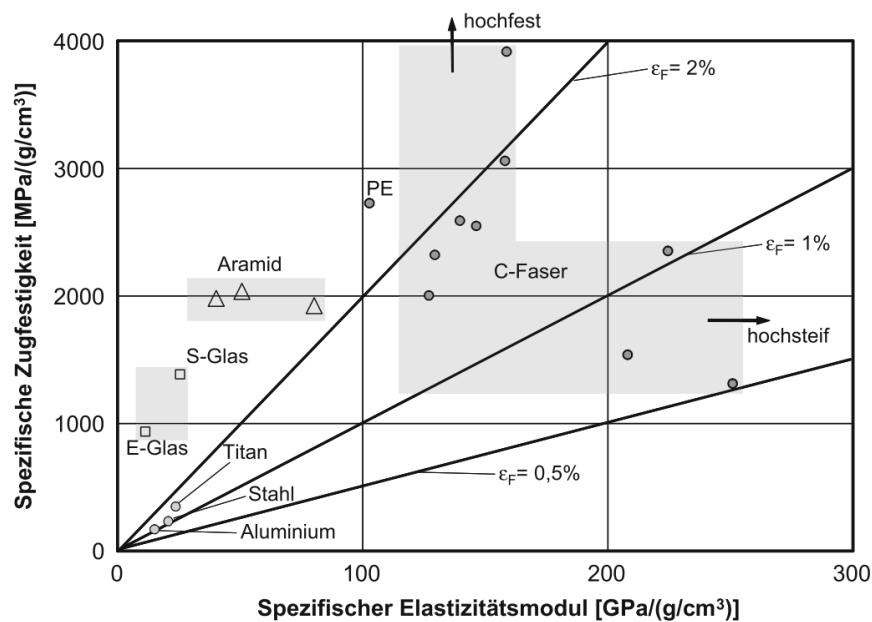


Abb. 3-1: Vergleich verschiedener Materialien – gewichtsbezogene Eigenschaftswerte [49]

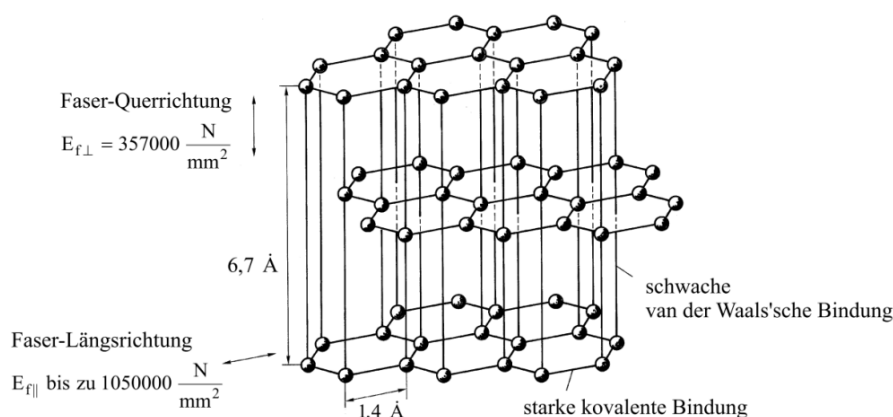


Abb. 3-2: Struktur des Graphitkristalls [50]

Der Beginn der Herstellung von C-Fasern aus Pech resultierte aus dem sehr preiswerten Ausgangsstoff, bei dem zusätzlich eine höhere Kohlenstoffausbeute als beim PAN-basierten Verfahren möglich ist. Bei hohen Temperaturen geht das Pech in eine Flüssigkristallphase (Mesophase) über, aus der im Schmelzspinnverfahren die Fasern gewonnen werden. Die weiteren Schritte

ähneln den zuvor bei der PAN-Faser beschriebenen. Der Nachteil in der Herstellung liegt vor allem im erhöhten Aufwand für Reinigung und Aufbereitung des Pechs sowie in der Produktionsgeschwindigkeit, die durch das spröde und leicht zerbrechliche Verhalten der Pechfasern vor dem Stabilisieren begrenzt ist [51]. Die aktuellen Produktionskapazitäten liegen deutlich unter denen der PAN-Faser und beschränken sich auf drei Hersteller weltweit [52]. Zwar lassen sich auf Pechbasis um einiges größere E-Moduln erzielen, aber hinsichtlich Zugfestigkeit und Bruchdehnung weisen die PAN-Fasern für die meisten Anwendungen die günstigeren Werte auf. Zudem ist auch die Druckfestigkeit niedriger, da die Vernetzungen zwischen den Graphitebenen geringer sind [53]. In Abb. 3-3 sind die zu erreichenden Eigenschaften in Abhängigkeit vom Grad der Carbonisierung bzw. Graphitisierung aufgezeigt. Die pechbasierte Faser „K13D2U“ von *Mitsubishi* ist mit einem E-Modul von 935.000 N/mm^2 zurzeit die hochmoduligste Faser auf dem Markt. Die PAN-Faser „T1000G“ von *Torayca* weist mit einer Zugfestigkeit von 6.370 N/mm^2 hier den größten Wert auf.

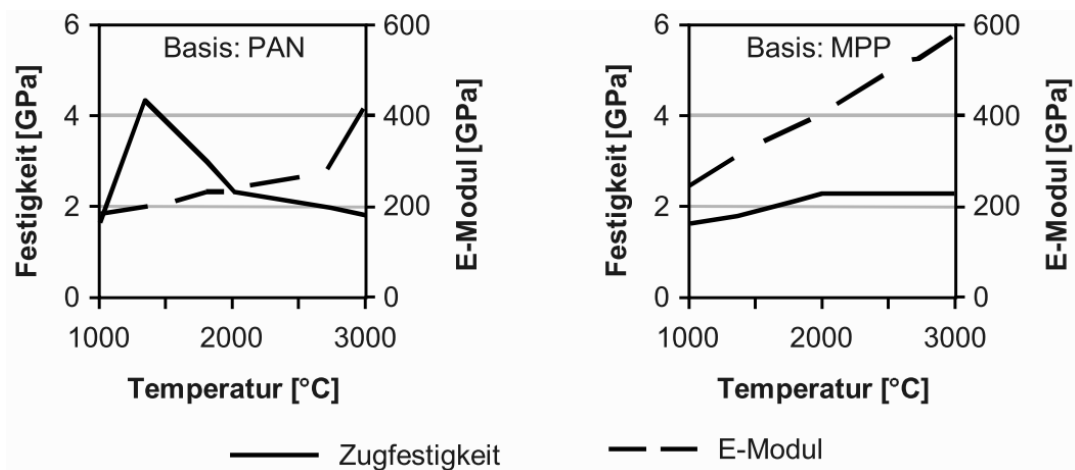


Abb. 3-3: Abhängigkeit der Zugfestigkeit und des E-Moduls bei C-Fasern auf PAN-Basis (links) bzw. Pech-Basis (rechts) von der Prozesstemperatur [54]

Die Bruchspannung der Fasern kann durch Defekte und Unregelmäßigkeiten im Querschnitt sehr stark streuen. Ein Parameter zur Beurteilung dieser Streuung ist der Weibullmodul [49]. Je größer dieser Wert ist, desto geringer sind die Abweichungen bei den Festigkeitswerten. In [55] wurden die Zugfestigkeiten u.a. von HT-Fasern auf PAN-Basis und von UHM-Fasern auf Pechbasis ermittelt und hinsichtlich der Streuung untersucht. Die Pech-Fasern wiesen dabei einen kleineren Weibullmodul und einen anderen den Bruch auslösenden Defekt auf als die PAN-Fasern. So wurde das Versagen bei letzteren durch Fehlstellen an der Oberfläche initiiert, während es bei den pechbasierten Fasern von Lücken zwischen den Graphitebenen im Inneren ausging.

Die Vorteile von Kohlenstofffasern liegen jedoch nicht nur in der Erzielung extrem hoher Festigkeiten und Steifigkeiten. Durch das Herstellungsverfahren lassen sich die Eigenschaften sehr gut einstellen und können so je nach Anforderung optimal genutzt werden. Auch bei dynamischer Belastung können C-Fasern mit ihrer sehr guten Ermüdungsfestigkeit vielfältig eingesetzt werden. Sie verhalten sich tendenziell nicht linear elastisch, sondern weisen einen progressiven Verlauf auf, d.h. mit zunehmender Spannung steigt die Steifigkeit [56]. Ein wesentlicher Grund für den Einsatz von C-Fasern liegt in der geringen Dichte von ca. $1,80\text{-}2,10 \text{ g/cm}^3$ und dem damit verbundenen, geringen Eigengewicht, das in die Konstruktion eingebracht wird. Das anisotrope

Verhalten betrifft auch die Wärmeausdehnung, die in Faserrichtung minimal negativ ($-1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) ist und quer zur Faser bei mindestens $+7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ liegt.

Auch wenn die Vorteile je nach vorgesehener Anwendung überwiegen, sind die Nachteile nicht außer Acht zu lassen. Vor allem die gegenüber der Zugfestigkeit niedrigere Druckfestigkeit ist ein wichtiges Kriterium bei der Planung und Konstruktion mit C-Fasern. Die Auslegung der Lamine erfolgt daher nicht zwingend bis zur maximal aufnehmbaren Zugspannung, sondern hat die Ausgewogenheit der Eigenschaften zum Ziel. Die bei zunehmender Steifigkeit immer geringer werdende Bruchdehnung ist nicht für alle Anwendungen geeignet. Diese beginnt bei den UHM-Fasern bei nur 0,3 %, was keine großen Verformungen zulässt. Für die HT-Fasern sind dagegen auch Bruchdehnungen von über 2,0 % einstellbar. Der wesentliche Nachteil gegenüber anderen Baumaterialien ist aber der hohe Beschaffungspreis der C-Fasern, der mit zunehmendem E-Modul steigt.

Die thermische Beständigkeit der C-Fasern ist sehr gut, sodass es erst ab 400 °C zu Festigkeitsverlusten kommt [57]. Dazu besitzen sie auf Grund des hohen Kohlenstoffanteils eine gute Wärmeleitfähigkeit. Ihre ebenfalls gute elektrische Leitfähigkeit führt zu dem Nachteil, dass es in Gegenwart eines Elektrolyten zur galvanischen Korrosion mit einigen Metallen kommen kann. Untersuchungen haben dies bestätigt, aber auch gezeigt, dass die Auswirkungen mit einer mindestens 0,25 mm starken Epoxidharzschicht deutlich reduziert werden können [58]. Andernfalls sollte eine elektrische Isolation vorgesehen werden. Des Weiteren sind Kohlenstofffasern chemisch sehr beständig und größtenteils wartungsfrei.

3.1.2 Weitere Fasern

Da im Rahmen der weiteren Untersuchungen Kohlenstofffasern verwendet wurden, soll auf die anderen gebräuchlichen Fasertypen nur kurz eingegangen werden.

- Glasfasern

Glasfasern sind die am häufigsten verwendeten Verstärkungsfasern, vordergründig da sie sehr kostengünstig sind. Sie beruhen auf einer anorganischen Basis und bestehen aus den Oxiden verschiedener Elemente wie z.B. Silizium, Aluminium, Bor oder Calcium. Im Gegensatz zu den C Fasern sind sie isotrop, d.h. dass sie in und quer zur Faserlängsrichtung gleiche Materialeigenschaften besitzen. Ebenso ist die Wärmeausdehnung gleichmäßig mit dem Koeffizienten $+5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Bei den gebräuchlichen E-Glas-Fasern liegen der E-Modul bei ca. 70.000 N/mm² und die Zugfestigkeit zwischen 2.000-3.500 N/mm². Damit weisen sie nur ein Drittel der Steifigkeit von Stahl auf, können aber größere Kräfte bei sehr viel kleinerem Eigengewicht aufnehmen, da ihre Dichte bei nur 2,60 g/cm³ liegt. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten gestaltet sich linear-elastisch mit einem spröden Versagen und einer Bruchdehnung von 3-4,8 %. Weitere Ausführungen können der einschlägigen Literatur, z.B. [51] oder [59], entnommen werden.

- Aramidfasern

Aramidfasern sind aromatische Polyamide, die aus einer Lösung zu hochkristallinen und stark orientierten Fasern versponnen werden. Mit einer Dichte von $1,45 \text{ g/cm}^3$ sind sie die leichtesten Verstärkungsfasern. In der Praxis werden vor allem die Hochmodultypen eingesetzt, deren E-Modul bei etwa $130.000\text{-}170.000 \text{ N/mm}^2$ liegt und somit deutlich höher als der der Glasfaser, aber auch geringer als der der Kohlenstofffaser ist. Die Zugfestigkeit beträgt etwa 2.900 N/mm^2 . Die herausragend hohe Zähigkeit, die einen hohen Widerstand gegen Rissausbreitung und Schlagbelastung bietet, ist gleichzeitig ein Nachteil, denn die Verarbeitung der Fasern ist nur mit speziellen, mikroverzahnten Scheren möglich. Es ist zu beachten, dass Aramidfasern zur Feuchtigkeitsaufnahme neigen und nicht UV-beständig sind.

3.2 Polymeres Matrixsystem

So überzeugend die Eigenschaften der Kohlenstofffasern auch sein mögen, kann ohne die Matrix kein Faserverbundwerkstoff entstehen. Sie umgibt die Fasern, stellt die Formhaltigkeit sicher und muss die Kräfte in den Verbund ein- sowie von Faser zu Faser weiterleiten. Dafür sind gute Haftungseigenschaften unabdingbar. Ohne ein funktionierendes Matrixsystem könnten die hohen Festigkeiten und Steifigkeiten der Fasern nicht ausgenutzt werden. Während diese vor allem die mechanischen Lasten bei Zugbeanspruchungen übernehmen, ist die Matrix zur Aufnahme von Schubkräften und Einwirkungen quer zur Faserrichtung erforderlich. Außerdem dient sie der Fixierung und Stabilisierung der Fasern und soll z.B. ein Ausknicken bei Druckbeanspruchung verhindern. Auch der äußere Schutz wird durch die Matrix gewährleistet. Trotz dieser mitunter sehr wichtigen Aufgaben, bildet die Matrix meistens den Schwachpunkt, da ihre mechanischen Eigenschaften unterhalb denen der Fasern liegen.

Als Kunststoffe für die Matrix kommen vor allem Thermoplaste und Duroplaste in Frage. Elastomere werden aufgrund ihrer geringen Steifigkeit höchstens für nur auf Zug belastete Bauteile eingesetzt. Thermoplaste haben den Vorteil, dass sie unter Wärmeeinfluss plastisch verformt werden können. Dies beruht allein auf physikalischen Einwirkungen, ohne dass eine chemische Reaktion stattfindet. Das Schweißen und Zusammenführen mehrerer Bauteile ist dadurch genauso einfach möglich wie ein Recycling von genutzten Kunststoffen. Allerdings neigen sie auch zu erhöhtem Kriechen. Zu ihrer Gruppe gehören z.B. Polypropylen (PP), Polyamid (PA) oder Hochleistungsthermoplaste wie Polyphenylensulfid (PPS). Letztere kommen vor allem in der Luft- und Raumfahrtindustrie zum Einsatz, da sie neben guten mechanischen Eigenschaften auch eine hohe Temperaturbeständigkeit und eine geringe Feuchtigkeitsempfindlichkeit bieten.

Die Duroplaste sind die am häufigsten als Matrixsystem verwendeten Kunststoffe. Die Aushärtung gelingt durch die genau definierte Zugabe eines Härterers zu einem Reaktionsharz. Die dadurch ausgelöste chemische Reaktion führt zu einer räumlich engmaschigen Vernetzung der Molekülketten. Sie kann je nach Harzsystem durch Wärmeeintrag oder Strahlung gestartet bzw. beschleunigt werden. Aufgrund der starken Vernetzung besitzen Duroplaste hohe E-Moduln, sehr gute thermische und chemische Beständigkeit und nur eine geringe Kriechneigung. Sie sind so gut wie nicht verformbar, unschmelzbar, unlöslich und nicht schweißbar. Nachteilig wirkt

sich das eher spröde Bruchversagen aus, welches jedoch durch Additive verbessert werden kann. Als gängige Harzsysteme werden in erster Linie Epoxidharze (EP), ungesättigte Polyesterharze (UP) und Vinylesterharze (VE) eingesetzt. Auf erstere soll im Folgenden noch etwas genauer eingegangen werden, da sie für die in dieser Arbeit untersuchte Anwendung die größte Rolle spielen.

3.2.1 Epoxidharze

Epoxidharze werden vor allem bei hochbeanspruchten Bauteilen verwendet. Die Gründe liegen darin, dass sie sehr gute mechanische Eigenschaften besitzen und gegenüber den anderen Harzsystemen relativ teuer sind. Die Einstellmöglichkeiten sind vielfältig und auf die Anforderungen anpassbar. Je nach Harz und dem dazu verwendeten Härter sind unterschiedliche Topfzeiten von wenigen Minuten bis hin zu mehreren Stunden möglich. Für die Verarbeitung lassen sich sehr niedrigviskose EP-Harze herstellen, die eine vollständige Tränkung der Fasern vor allem bei Verfahren wie der Vakuuminfusion gewährleisten. Es ist zu beachten, dass die chemische Reaktion exotherm verläuft und es bei großen Harzansätzen zu einer starken Wärme- und möglicherweise Brandentwicklung kommen kann.

Bei der Aushärtung von Epoxidharzen wird zwischen kalt- und warmhärtenden Systemen unterschieden. Eine stärkere Vernetzung und damit höhere mechanische Festigkeiten werden bei einer Aus- bzw. Nachhärtung unter Temperatur („Tempern“) erreicht. Dazu kommt, dass die Glasübergangstemperatur T_g mit einem nachträglichen Temper-Vorgang deutlich erhöht werden kann. Diese beschreibt diejenige Temperatur, bei der starke Eigenschaftsänderungen die Folge des Übergangs vom energieelastischen in den entropieelastischen Bereich sind (siehe Abb. 3-4). Sie kennzeichnet damit den thermischen Einsatzbereich, da es beim Erreichen von T_g zu starken Reduzierungen der Steifigkeiten und Festigkeiten kommt.

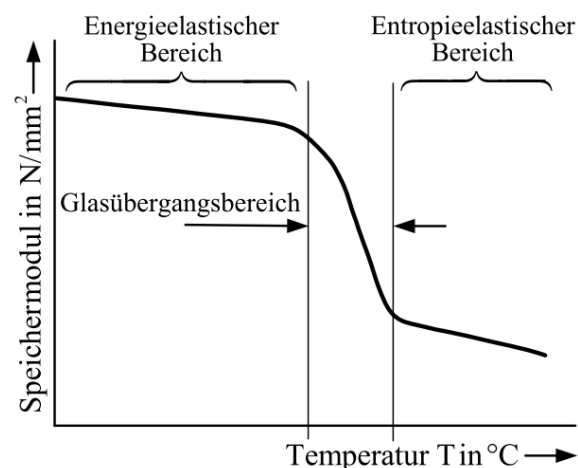


Abb. 3-4: Darstellung der Bereiche einer Schubmodul-Temperatur-Kurve [60]

Die EP-Harze weisen ausgezeichnete Haftungs- und Klebeigenschaften auf, weshalb sie vor allem für Kohlenstofffasern als Matrix verwendet werden. Diese sind meist mit einer Schlichte überzogen, die in Verbindung mit UP-Harzen zu unzureichenden Haftungen führt [60]. Außerdem ist die Schwindung bei EP-Harzen infolge der chemischen Reaktion sehr gering und lässt eine maß-

genaue Fertigung von Bauteilen zu. Beides zusammen ergibt wiederum sehr gute Ermüdungsfestigkeiten.

Nachteilig wirkt sich aus, dass EP-Harze nur bedingt UV-beständig sind. Diesem Umstand kann allerdings mit Harzzusätzen entgegengewirkt werden [53]. Außerdem neigen die Duroplaste auf Epoxidharzbasis zur Feuchtigkeitsaufnahme, was die mechanischen Eigenschaften und die Glasübergangstemperatur herabsetzt [61].

3.3 Eigenschaften von FKV

Nachdem die einzelnen Komponenten beschrieben wurden, soll im Folgenden näher auf den Verbundwerkstoff eingegangen werden. Das Hauptaugenmerk liegt hierbei auf CFK, wobei viele Ausführungen gleichermaßen auch für andere FKV gelten.

3.3.1 Laminataufbau und mechanische Kennwerte der UD-Schicht

Die Matrix und die darin eingebetteten Fasern bilden zusammen eine Einzelschicht, in der die Inhomogenität der Einzelkomponenten aufgelöst wird und ihre Eigenschaftswerte als über die Querschnittsfläche einheitlich verteilt betrachtet werden. Dabei sind die Fasern in eine Richtung orientiert, d.h. sie verlaufen unidirektional (UD). Mehrere Einzelschichten, bei denen die Ausrichtung beliebig gewählt werden kann, ergeben einen Mehrschichtenverbund bzw. ein Laminat (siehe Abb. 3-5). Sie sind über die Matrix schubfest miteinander verbunden, sodass es bei Belastung zu keiner Relativverformung zwischen den Schichten kommt.

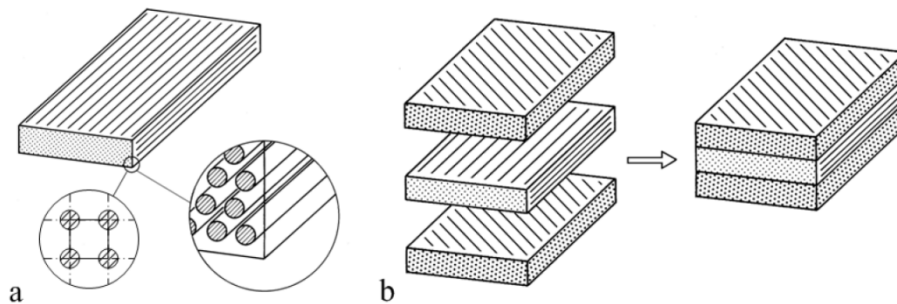


Abb. 3-5: Unidirektionale Schicht (a); Laminat aus drei Einzelschichten (b) [60]

Ein Laminat ist möglichst symmetrisch aufzubauen, sodass gleiche Schichten bzw. Lagen denselben Abstand von der Mittellinie haben. Übliche Ausrichtungen, die sich gegenseitig ausgleichen sollten, sind dabei 0° , 90° , $\pm 45^\circ$ und $\pm 60^\circ$. Die Auswahl der Lagen folgt den zu erwartenden Belastungsrichtungen, sodass alle einwirkenden Kräfte aufgenommen werden können. Abb. 3-6 zeigt die Zugmoduln und -festigkeiten für verschieden orientierte Mehrschichtverbunde in Abhängigkeit von der Beanspruchungsrichtung. Daraus geht auch hervor, dass für den Fall der eindeutig vorgegebenen Belastungsrichtung UD-Lamine verwendet werden können.

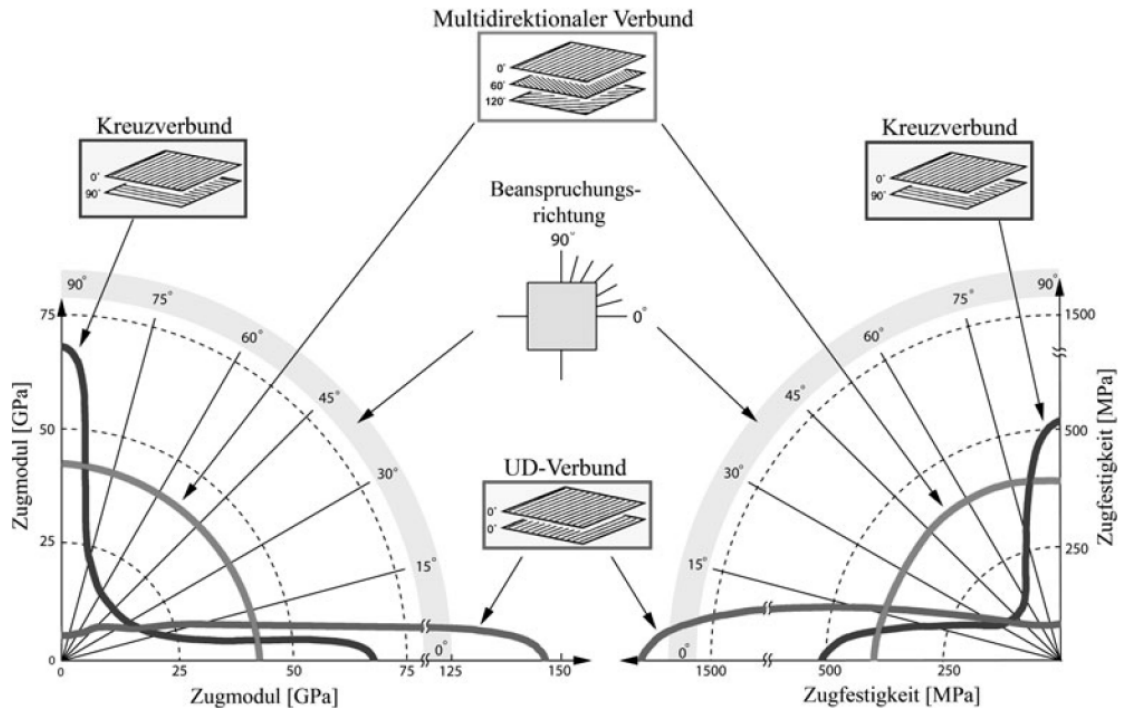


Abb. 3-6: Vergleich von mechanischen Kennwerten spezifischer Laminatstrukturen in Abhängigkeit von Beanspruchungsrichtung und Faserorientierung [62]

Die Eigenschaften von Faser-Kunststoff-Verbunden – wie z.B. Festigkeit, Steifigkeit oder Temperaturverhalten – hängen von den Eigenschaften der verwendeten Komponenten und ihrem Mengenverhältnis zueinander ab. Dieses wird durch den relativen Faservolumenanteil φ (FVA) ausgedrückt. In erster Linie ist für den Entwurf eines Laminates zwar die Fasermenge von Bedeutung, um aber auch ausgehend von der Gesamtdicke eines Bauteils den benötigten Anteil an Fasern zu bestimmen, ist φ ein wichtiger Parameter. Er berechnet sich über das Volumen bzw. über die Fläche oder über die Dicke zu:

$$\varphi = \frac{V_{Faser}}{V_{Verbund}} = \frac{A_{Faser}}{A_{Verbund}} = \frac{t_{Faser}}{t_{Verbund}} \quad (3.1)$$

Die Bestrebung ist, den Matrixanteil möglichst gering zu halten. Als Richtwert haben sich Faseranteile von $\varphi = 0,60$ als günstig ergeben, welche allerdings vom Fertigungsverfahren abhängen. So lassen sich mit dem manuellen Handlaminieren kaum größere Werte als $\varphi = 0,40$ erreichen. Eine Obergrenze liegt bei etwa 65 %, da noch geringere Matrixanteile dazu führen, dass die Fasern nicht vollständig benetzt und somit nicht optimal verklebt sind [60].

Der Einfluss des FVA wurde in experimentellen Untersuchungen belegt [56]. Die Erkenntnis, dass der E-Modul einer UD-Schicht vom FVA abhängt, kann mit den bekannten Zusammenhängen nach dem Elastizitätsgesetz hergeleitet werden. Je mehr Fasern im Verbund vorhanden sind, desto größer ist auch der E-Modul. Unter der Voraussetzung von linearem Verhalten und einheitlicher Dehnung und Kraft im Verbund kann geschrieben werden:

$$F_V = F_f + F_m \rightarrow \sigma_V \cdot A_V = \sigma_f \cdot A_f + \sigma_m \cdot A_m \quad (3.2)$$

$$\varepsilon_V = \varepsilon_f = \varepsilon_m \quad (3.3)$$

$$\sigma_f = E_f \cdot \varepsilon_f \quad \sigma_m = E_m \cdot \varepsilon_m \quad (3.4)$$

$$E_V \cdot \varepsilon_V \cdot A_V = (E_f \cdot A_f + E_m \cdot A_m) \cdot \varepsilon_V \quad (3.5)$$

$$E_V = E_f \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) \quad (3.6)$$

mit den Indizes V – Verbund
f – Faser
m – Matrix

Es ergibt sich eine Mischungsregel, mit der der E-Modul der UD-Schicht über die mit dem FVA gewichteten E-Moduln der Komponenten Faser und Matrix berechnet werden kann. Diese Vereinfachung wurde auch durch FE-Berechnungen verifiziert [63]. In neueren Versuchen konnte nicht nur die Abhängigkeit hinsichtlich des E-Moduls und der Zugfestigkeit bestätigt, sondern auch der Zusammenhang bei dynamischer Belastung beleuchtet werden [64; 65]. Ein proportionales Verhältnis zwischen FVA und Steifigkeit wurde dabei allerdings nicht erreicht. Es wurde festgestellt, dass das Bruchbild in Längsrichtung unabhängig vom FVA ist. Bei Betrachtung von Laminatausrichtungen von 90° kam es dagegen bei kleineren Werten für φ zum Versagen innerhalb der Matrix und bei größeren zum Bruch bzw. Ausbrechen der Fasern.

Auch für den E-Modul senkrecht zur Faserrichtung gibt es theoretische Berechnungsansätze, welche ebenfalls eine Mischungsregel ergeben. Hierbei ist die Bedingung, dass eine Reihenschaltung von Federn zwischen Fasern und Matrix vorliegt und die Verbunddehnung der Summe aus deren Einzeldehnungen entspricht. Letztlich kann E_{\perp} bestimmt werden zu:

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1}{(1 - \varphi) + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}} \cdot \varphi} \quad (3.7)$$

Da dieses Modell bei höheren Faservolumenanteilen von experimentell ermittelten Werten abweicht, hat PUCK [66] eine semi-empirische Gleichung entwickelt, die für alle Bereiche gute Übereinstimmungen liefert. Weiterhin ist für den Quer-Längs-Schubmodul eine semi-empirische Gleichung von FÖRSTER/KNAPPE [67] veröffentlicht worden.

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}} \cdot \varphi} \quad (3.8)$$

$$G = G_m \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} \cdot \frac{G_m}{G_f} \cdot \varphi} \quad (3.9)$$

3.3.2 Klassische Laminattheorie

Die mechanischen Eigenschaften eines Mehrschichtenverbundes als Scheibenelement können über eine Zusammenführung der Elastizitätsgesetze der Einzelschichten mithilfe der klassischen Laminattheorie bestimmt werden. Außerdem lassen sich darüber die Verzerrungen und Spannungen der einzelnen Schichten berechnen. Da Dünnwandigkeit angenommen wird, kann der ebene Spannungszustand vorausgesetzt werden, bei dem die Anteile in Dickenrichtung entfallen. Aufgrund der Fasereigenschaften und ihrer definierten Orientierung ist eine UD-Schicht stets orthotrop. Daraus resultiert, dass keine Dehnungs-Schiebungs-Kopplung auftritt, d.h. die Normalspannungen σ_1 und σ_2 erzeugen keine Schiebung γ_{21} und die Schubspannungen τ_{21} keine Dehnungen ε_1 oder ε_2 . Das sich so ergebende Elastizitätsgesetz in einem 1,2-Koordinatensystem lautet:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{\parallel}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 \\ -\frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} & \frac{1}{E_{\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

mit Nachgiebigkeitsmatrix $[S] = [S^{0^\circ}]$

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp} \cdot E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\parallel} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

mit Steifigkeitsmatrix $[Q] = [Q^{0^\circ}]$

Die beiden Querkontraktionszahlen $\nu_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\parallel\perp}$ sind nicht voneinander unabhängig. Ihre Beziehung kann folgendermaßen beschrieben werden:

$$\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} = \frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} \quad (3.12)$$

Für die mechanischen Kennwerte eines gesamten Laminates müssen die Matrizen der UD-Schichten zusammengeführt werden. Bei Laminaten, die aus Einzelschichten verschiedener Faserorientierungen bestehen, sind die Spannungen/Verzerrungen bzw. Steifigkeiten/Nachgiebigkeiten auf die Hauptachsen x,y zu transformieren. Da in dieser Arbeit ausschließlich in bzw. senkrecht zur Belastungsrichtung orientierte UD-Schichten ($0^\circ/90^\circ$) betrachtet werden, wird die Polartransformation nur teilweise behandelt. Für die vollständige Beschreibung sei stattdes-

sen auf die einschlägige Literatur verwiesen [60]. Das auf die Hauptachsen x,y bezogene Elastizitätsgesetz lautet allgemein²:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

Besteht das Laminat nur aus in einer Richtung (0°) orientierten UD-Schichten kann die Steifigkeitsmatrix aus Gleichung (3.11) ohne Transformation übernommen werden, da sich das Koordinatensystem nur in der Bezeichnung von 1,2 auf x,y ändert. Verlaufen die UD-Schichten hingegen senkrecht zur betrachteten Richtung (90°) ergeben sich nach der Polartransformation folgende Werte:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp} \cdot E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\parallel} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

Die einzige Änderung besteht entlang der Hauptdiagonalen mit dem Austausch der Werte \bar{Q}_{11} und \bar{Q}_{22} . Die Steifigkeitsmatrix des gesamten Laminates (gekennzeichnet durch $\hat{}$) ergibt sich unter Berücksichtigung der Schichtdicken durch Aufsummieren der Einzelschichten:

$$\begin{bmatrix} \hat{\sigma}_x \\ \hat{\sigma}_y \\ \hat{\tau}_{xy} \end{bmatrix} = \frac{1}{t} \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{11k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{22k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{66k} \cdot t_k \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{\varepsilon}_x \\ \hat{\varepsilon}_y \\ \hat{\gamma}_{xy} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Die mechanischen Eigenschaften eines Laminates ergeben sich immer aus dem Zusammenspiel von Fasern und Matrix. Dabei ist schon während der Herstellung auf ein exaktes Verlegen der Fasern zu achten, da Welligkeiten und Fehlorientierungen die elastischen Eigenschaften – vor allem von UD-Laminaten – reduzieren [68]. Wie zuvor bereits geschildert, stellt die Matrix i.d.R. die Begrenzung der aufnehmbaren Kräfte dar, ist aber andererseits unerlässlich für die Ausnutzung der Fasereigenschaften. Die Bündelfestigkeit eines Rovings kann durch eine ihn umgebende Matrix deutlich erhöht werden, da die Spannungen beim Riss einer Einzelfaser über Schubkräfte an der Grenzfläche an die anderen Fasern übertragen werden. Daher ist die Auswahl einer geeigneten Matrix von besonderer Bedeutung. Hierbei ist darauf zu achten, dass ihre Bruchdeh-

² Die Nummerierung erfolgt auf Basis des dreidimensionalen Elementes. Da alle Spannungen bezüglich der Dickenrichtung z jedoch zu Null gesetzt sind, entfallen die entsprechenden Anteile (Zeilen und Spalten 3, 4, 5).

nung deutlich größer ist als die der Fasern, damit deren Festigkeit in vollem Umfang ausgenutzt werden kann, bevor es zum Versagen in der Matrix kommt [69].

3.3.3 Bruchverhalten

Beim CFK, respektive bei FKV, existieren verschiedene Versagensmechanismen. Als oberste Einteilung kann zwischen Faserbruch und Zwischenfaserbruch unterschieden werden. Ersterer gilt als nicht tolerierbar, da die maximale Festigkeit überschritten wird. Zwischenfaserbrüche müssen dagegen noch nicht zum Versagen des Laminates führen. Die Bruchmodi und die dazugehörigen Beanspruchungen sind in Abb. 3-7 dargestellt. Im Folgenden werden die einzelnen Bruchmechanismen kurz vorgestellt. Für weitergehende, detaillierte Ausführungen sei auf die spezifische Literatur (z.B. [60], [70]) verwiesen.

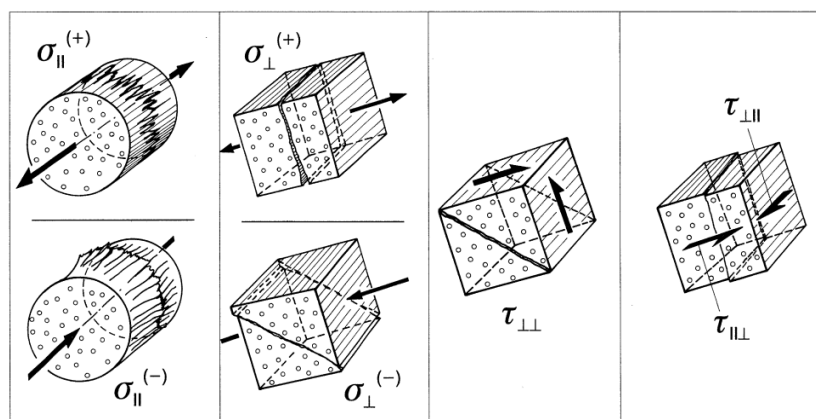


Abb. 3-7: Versagensrelevante Beanspruchungen und Bruchmechanismen [70]

3.3.3.1 Faserbruch

Unter Faserbruch ist das Zerreißen oder Brechen von Fasern zu verstehen. Dabei handelt es sich i. Allg. nicht um das Versagen einzelner Fasern, sondern um ganze Faserbündel, die der Belastung gleichzeitig nachgeben. Diese Versagensform entspricht einem Totalversagen, da die hohen auftretenden Spannungen nicht mehr umgelagert werden können. Zu unterscheiden ist beim Faserbruch, ob er durch eine Längszug- oder Längsdruckbeanspruchung auftritt.

Ein Zugfaserbruch verläuft sukzessiv, da erste Filamente je nach Festigkeit der Fasern bereits ab etwa 50 % der Gesamtbruchlast reißen. Dieses Teilversagen kann sich im Zugversuch akustisch ankündigen und führt zu einer Abnahme der Laminatsteifigkeit. Der Grund dafür ist in der Festigkeitsstreuung der Fasern und in einer ungleichen Belastungsverteilung innerhalb des Laminates zu sehen. Wie bereits erwähnt, werden die daraus auftretenden Spannungserhöhungen durch den Verbund mit der Matrix an die benachbarten Fasern übertragen. Wird die Schubfestigkeit (Haftung) an der Grenzfläche von Faser und Matrix überschritten, treten auch in der Matrix Risse auf. Eine zu starke Haftung jedoch kann dazu führen, dass diese Risse auf Nachbarfasern treffen und dort Spannungskonzentrationen hervorrufen, die ein vorzeitiges Versagen verursachen. Dies kann reduzierte Laminatfestigkeiten zur Folge haben [53].

Bei hohen Druckbeanspruchungen kommt es zum Druck-Faserbruch und damit zum Stabilitätsversagen. Neben dem globalen Knicken einer gesamten Struktur ist bei FKV auch ein mikrome-

chanisches Kriterium zu betrachten. In den meisten Fällen ist die elastische Stützung der Matrix nicht ausreichend, um die Fasern am Ausknicken zu hindern. Der Idealfall ist ein reiner Faserbruch, der bei Fasern mit geringer Druckfestigkeit oder bei Matrizen mit hohem E-Modul auftreten kann. Aufgrund von Imperfektionen im Laminat, die bei der Herstellung kaum zu verhindern sind, ist ein Versagen durch Mikroknicken oder Schubknicken aber wahrscheinlicher (siehe Abb. 3-8). Ersteres beschreibt ein lokales Ausknicken der Fasern, das bei Matrizen mit niedrigem E-Modul und einer damit verbundenen geringen seitlichen Stützwirkung einhergeht. Beim zweiten Fall entwickelt sich das Ausknicken stets in die gleiche Richtung, sodass die Nachbarfasern nach und nach versagen.

Grundsätzlich gilt, dass die Faser bei einer wellenförmigen Knickfigur auf der Druckseite nachgibt [71]. Schon bei kleinen Faserfehlorientierungen im Laminat sinkt die Druckfestigkeit stark ab. Gleiches kommt vor, wenn die Lasteinleitung nicht exakt mittig ist. Da dies in der Praxis meist gegeben ist, kann die theoretische Druckfestigkeit kaum erreicht werden. Die ersten Berechnungsmodelle zum Schubknicken entwickelte ROSEN [72]. Darauf aufbauend gab es mehrere Autoren, die sich mit dem mechanischen Bruchverhalten infolge einer Längsdruckbeanspruchung befassten [70; 73; 71; 74–78]. Mittlerweile können die zu erwartenden Bruchwinkel auch in Abhängigkeit der Faserfehlorientierung bzw. der Lastexzentrizität gut angenähert werden [79].

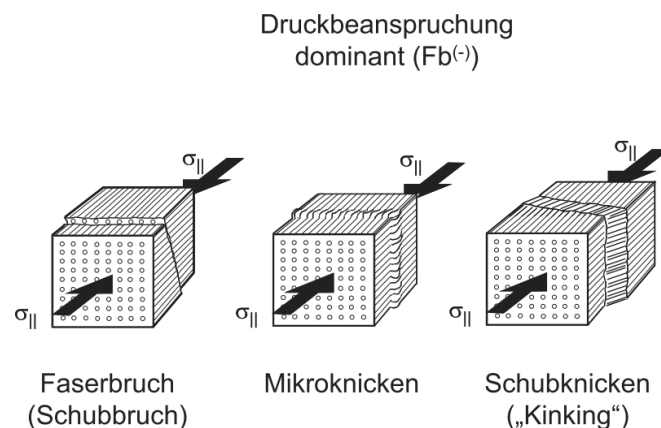


Abb. 3-8: Bruchmechanismen beim Faserbruch unter Längsdruckbeanspruchung [73]

3.3.3.2 Zwischenfaserbruch

Der Zwischenfaserbruch beschreibt ein Versagen der Matrix (Kohäsivbruch) bzw. der Faser-Matrix-Grenzfläche (Adhäsivbruch). Er führt aber nicht unbedingt zu einem Totalversagen des Laminates, sondern kann je nach Fall durch Spannungsumlagerungen ausgeglichen werden. Der dabei entstehende Trennbruch verläuft über die gesamte Dicke mindestens einer UD-Schicht, wird aber je nach Laminataufbau am Rand durch anders orientierte Fasern abgestoppt. Zur Beschreibung der Zwischenfaserbrüche führte PUCK [70] drei Bruchmodi ein, die je nach einwirkender Belastung auftreten können (siehe Abb. 3-9). Die Besonderheit beim Zwischenfaserbruch liegt darin, dass die Wirkebene nicht zwingend mit der Bruchebene übereinstimmen muss, d.h. der Verlauf des Bruchs fällt nicht mit der Richtung der Belastung zusammen.

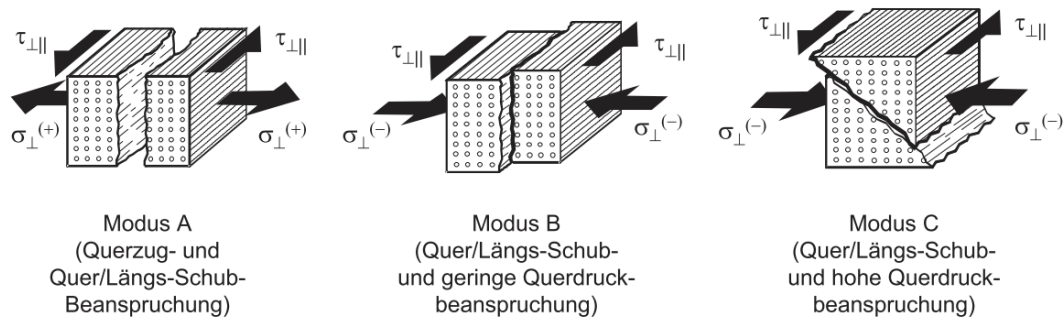


Abb. 3-9: Bruchmodi von Zwischenfaserbrüchen (aus [73] nach [70])

Zu Modus A gehören die Fälle des einzelnen Auftretens von σ_{\perp} bzw. $\tau_{\perp\parallel}$ sowie eine kombinierte Beanspruchung. Bei Querzug tritt das Problem auf, dass die Fasern als den Querschnitt reduzierende Fehlstellen wirken und die Festigkeit der UD-Schicht deshalb unter der reinen Matrixfestigkeit liegt. Werden solche Einwirkungen erwartet, sind die Faserorientierungen im Laminat entsprechend auszuwählen, um den Rissfortschritt auf einzelne UD-Schichten zu begrenzen. Bei reinen UD-Laminaten ist dies nicht möglich (siehe Abb. 3-10). Bei gleichzeitigem Auftreten einer Längsschubbeanspruchung können die τ -Spannungen erst in einem gewissen Abstand zu den Rissen aus Querzug wieder aufgenommen werden.

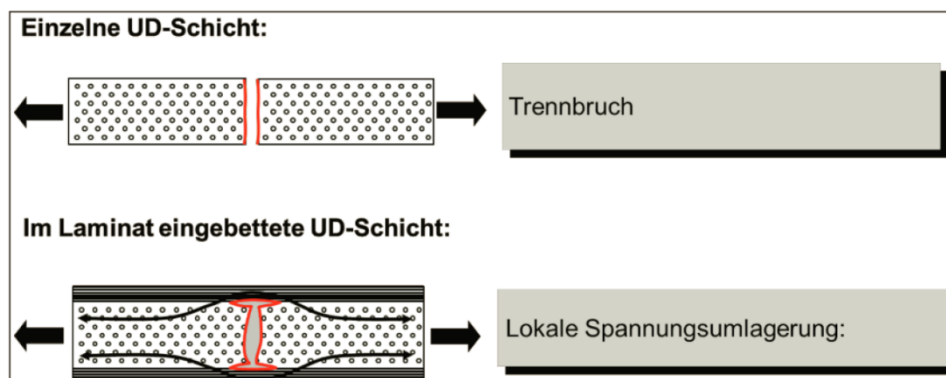


Abb. 3-10: Auswirkungen eines Zwischenfaserbruchs infolge Querzug [80]

Im Modus B ist die Schubbeanspruchung $\tau_{\perp\parallel}$ im Grunde die alleinige Ursache des Bruches. Die fasersenkrechte Druckbeanspruchung behindert diesen aber im Gegensatz zu Modus A. Durch das Zusammendrücken der entstehenden Risse kann die Schubkraft auch durch Reibung übertragen werden. Während Modus A und B fallweise noch tolerierbar sind, gilt dies für Modus C nicht. Bei diesem ist σ_{\perp} deutlich größer als $\tau_{\perp\parallel}$, sodass es zu einem keilförmigen Abscheren innerhalb der UD-Schicht kommt, mit dem i.d.R. ein Totalversagen des Laminates einhergeht. Dieses ist Folge der plastischen Verformung der Matrix, die mithilfe von computergestützten, mikromechanischen Berechnungen gut vorhergesagt werden kann [81–83].

Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm von FKV sind Zwischenfaserbrüche im Zugversuch auffallend zu erkennen. Bei Mehrschicht-Laminaten kommt es zu ersten, meist akustisch wahrnehmbaren Rissen in den senkrecht zur Belastungsrichtung orientierten Lagen, die einen Steifigkeitsverlust zur Folge haben. Die damit zusammenhängende Abflachung der Kurve wird auch als „Knie“ bezeichnet. Dass dabei irreversible Schädigungen im Laminat entstehen, lässt sich nach einer Ent- und wiederholten Belastung feststellen. Es treten zusätzliche Zwischenfaserbrüche

und ein neues „Knie“ auf, d.h. die Steifigkeit reduziert sich weiter (siehe Abb. 3-11). Bis zu einem endgültigen Versagen des Laminates, das sich durch Faserbruch auszeichnet, können die Zugfasern aber noch große Kräfte aufnehmen.

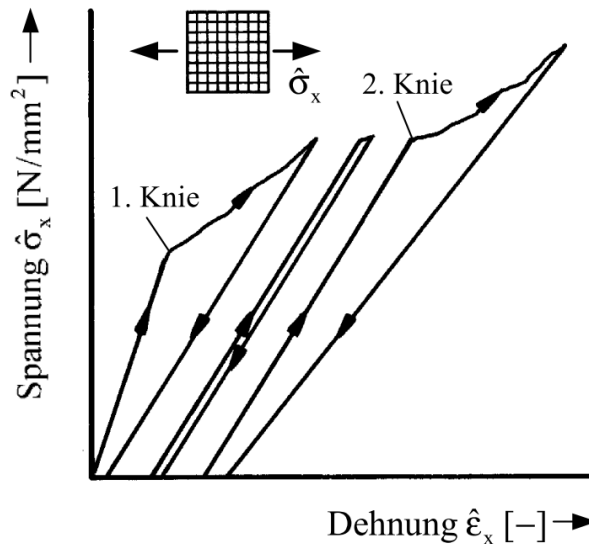


Abb. 3-11: Wiederholte Belastung eines Kreuzverbundes mit Steifigkeitsabsenkung [60]

3.3.3.3 Delamination

Eine Delamination ist ein flächiger Trennungsbruch zwischen einzelnen Laminatschichten. Sie wird durch Normalspannungen senkrecht zur Schichtebene oder durch Schubspannungen zwischen den Schichten hervorgerufen. Diese werden daher interlaminare Spannungen genannt, obwohl sie genau genommen auch in die Schichten hineinwirken. In vielen Fällen ist ein Zwischenfaserbruch der Auslöser für eine Delamination, da Risse in der UD-Schicht bis an die benachbarten Lagen heranreichen und über Schubspannungen in diese eingeleitet werden müssen. Während Delaminationen bei transparenten GFK-Laminaten visuell erkannt werden können, ist dies bei CFK problematisch. Hier muss eine Untersuchung mithilfe von zerstörungsfreien Prüfmethoden erfolgen. Da sie i.d.R. einem Totalversagen gleichkommen, sind Delaminationen vor allem bei beulgefährdeten und Querkraft-biegebelasteten Laminaten durch geeignete Maßnahmen zu verhindern [60].

3.4 Verarbeitungsverfahren

Es gibt zahlreiche Verfahren, mit denen FVK hergestellt werden können. Je nach Fasertyp, verwendetem Harz und bevorstehender Anwendung wurden viele industrielle Verarbeitungsmöglichkeiten entwickelt. Im Folgenden soll nur auf zwei Standardverfahren eingegangen werden, die bei den in der Arbeit beschriebenen Versuchen zum Einsatz kommen.

Handlaminieren

Das Handlaminieren ist die einfachste Art ein Laminat herzustellen. Dabei wird eine Lage per Hand in einer Form oder auf einer glatten Oberfläche fixiert. Anschließend wird sie mit Harz

getränkt und etwaige Lufteinschlüsse oder Übermengen mit einer Rolle verteilt. Daraufhin kann die nächste Lage positioniert werden (siehe Abb. 3-12).

Sinnvoll ist dieses Verfahren vor allem für kleine Serien und erste Versuchsaufbauten, denn die Variabilität ist sehr groß. Die Wirtschaftlichkeit ist aber aufgrund des hohen Personaleinsatzes bei nur geringer Stückzahl und schwer reproduzierbarer Qualität nicht gegeben. Mit dem Handlaminieren lassen sich auch nur geringe Faservolumenanteile von max. 40 % erreichen.

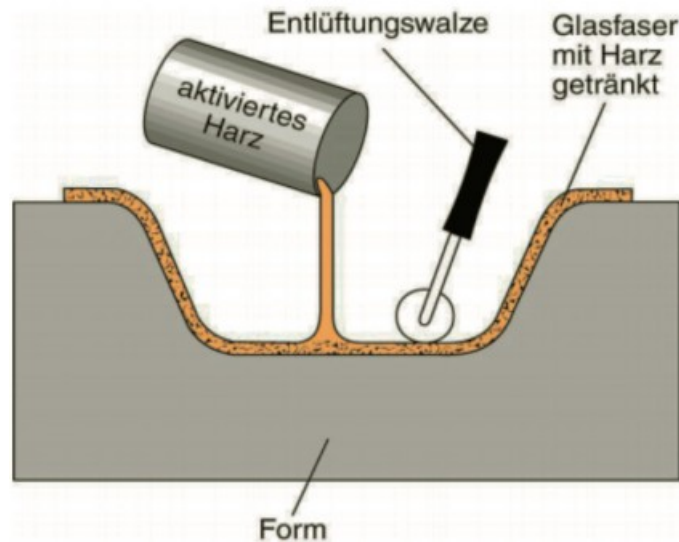


Abb. 3-12: Schematische Darstellung des Handlaminierens [80]

Infusionsverfahren (Handbuch FVK)

Das Harzinfusionsverfahren ist prinzipiell die industrielle Weiterentwicklung des Handlaminierens. Die Fasern werden als Matten oder Gelege trocken in die Form gelegt und über Druck oder unter Vakuum mit Harz getränkt. Auch eine Kombination beider Verfahren ist möglich. Der wesentliche Vorteil ist, dass eine gleichbleibende, hohe Qualität und eine höhere Fertigungsrate mit Faservolumenanteilen von bis zu 70 % erzielt werden können.

Beim Infusionsverfahren unter Vakuum werden die Verstärkungsfasern mit einer Vakuumfolie abgedichtet und ein Unterdruck erzeugt. Dadurch trinkt das Harz die Fasern nach Beginn der Injektion. Der Vakuumanschluss liegt am Ende des Laminates, sodass das Harz durch das gesamte Faserpaket fließen kann (siehe Abb. 3-13). Für einfache Laminatplatten kann das Verfahren auch auf einer glatten Oberfläche angewandt werden. Das Resin Transfer Molding (RTM) arbeitet dagegen mit einem Überdruck, bei dem das Harz in die Fasern injiziert wird.

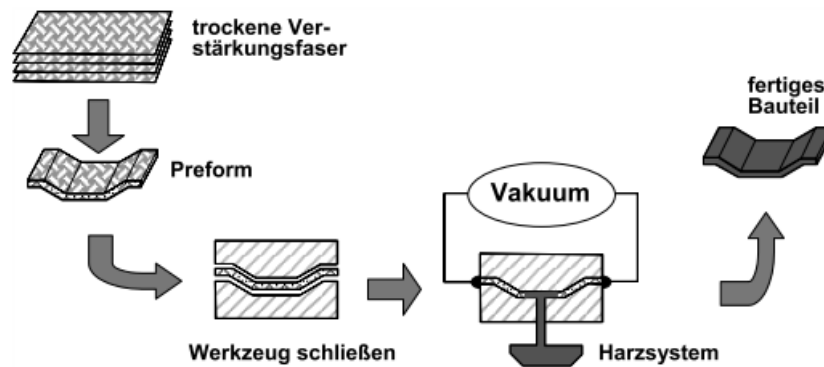


Abb. 3-13: Schematische Darstellung des Vakuuminfusionsverfahrens [84]

3.5 Anwendungen von CFK

Industrielle Entwicklung

Der Markt für Faserverbundkunststoffe ist zwar nur ein kleiner Teil der Kunststoff-Industrie, der lediglich 5 % ausmacht [80], nimmt aber aufgrund der praktizierten Hochleistungstechnologie einen besonderen Stellenwert ein. Vorangetrieben wird die Verwendung von CFK vor allem vom industriellen Sektor, vornehmlich der Luft- und Raumfahrt, in dem der Bedarf seit Jahrzehnten immer weiter ansteigt. Der wesentliche Grund dafür liegt in der massebezogenen Leistungsfähigkeit gegenüber anderen Materialien, die z.T. nach und nach substituiert werden. Mit den veränderten Bedingungen auf den Weltmärkten, die zusätzliche Innovationen zur Umsetzung von Ressourceneffizienz und Umweltbewusstsein erforderlich machten, hielten die FKVs auch in andere Bereiche Einzug. So sind weitere, große Branchen mittlerweile die Windenergie, die Automobilindustrie oder der Sport- und Freizeitbereich. Wie aus Abb. 3-14 ersichtlich wird, ist die Verwendung im Bauwesen noch ausbaufähig. Bisher sind die Anwendungen in diesem Bereich sehr limitiert.

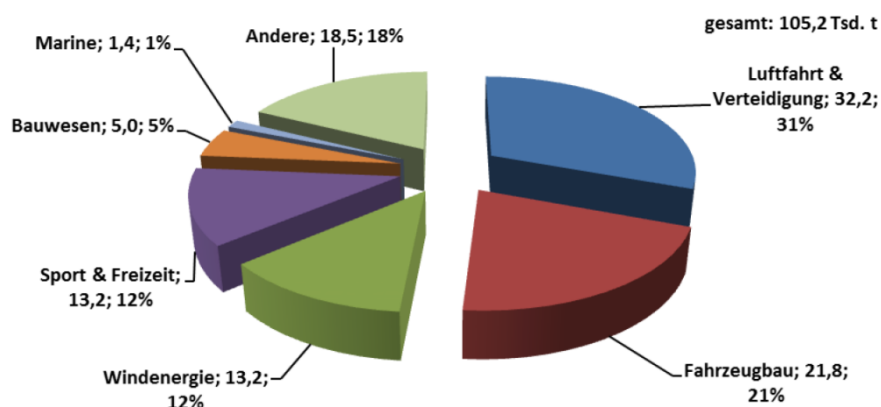


Abb. 3-14: CFK-Bedarf in Tsd. Tonnen nach Anwendungen (2014) [85]

Der Bedarf in allen Branchen wird sich nach Ansicht verschiedener Studien in den nächsten Jahren deutlich erhöhen. Bis 2030 sieht *McKinsey* eine gesteigerte Nachfrage von 53.000 Tonnen (2014) auf 500.000 Tonnen Kohlenstofffasern auf dem globalen Markt (vgl. [86]). Die Prognosen nach [85] gehen bis 2021 von einem durchschnittlichen Wachstum von 12 % jährlich aus, mit dem dann erstmals die Marke von 100.000 Tonnen erreicht werden könnte (siehe Abb. 3-15).

Allerdings sind solche Schätzungen auch mit Vorsicht zu betrachten. Der Composites-Marktbericht 2014 [87] der gleichen Autoren wies noch einen deutlich geringeren Bedarf aus, nachdem sich das Vorjahreswachstum etwas reduziert hatte.

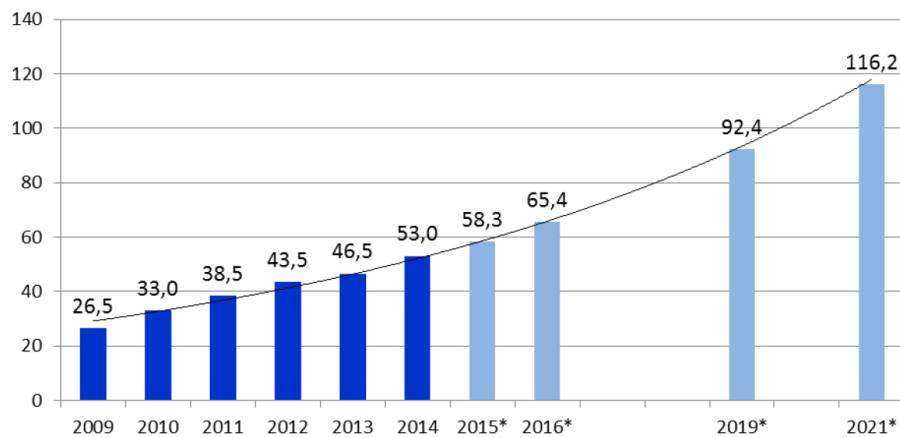


Abb. 3-15: Globaler Bedarf an Carbonfasern in Tsd. Tonnen (Prognose ab 2015) [85]

Insofern aber weitere Prozessoptimierungen für eine schnellere Verarbeitung erreicht werden können, wird vor allem die Automobilindustrie mit Hinblick auf Leichtbau-Elektrofahrzeuge ein starker Wachstumstreiber sein. Dazu hat auch die Luftfahrt weiterhin ein Interesse an vermehrter Materialsubstitution. Bezüglich des Bauwesens sehen die Prognosen eine Verdoppelung des CFK-Einsatzes in den nächsten Jahren vor (siehe Abb. 3-16). Die globale Nachfragesteigerung soll nach [88] allerdings zu Engpässen in der Verfügbarkeit führen, da die Produktion nicht mit dem Wachstum mithalten kann.

Dies wiederum würde höhere Beschaffungspreise nach sich ziehen, was jedoch bereits der wesentliche Nachteil von CFK ist. Derzeit machen die Materialkosten für Kohlenstofffaser und Harz etwa 50 % für ein Bauteil aus, welches insgesamt mindestens 6-mal so teuer ist wie ein äquivalentes aus Stahl. Mit Prozessverbesserungen und günstigeren Rohmaterialien soll im 10-Jahreszeitraum eine Reduktion der Kosten für CFK-Bauteile um 30 % realistisch sein [89].

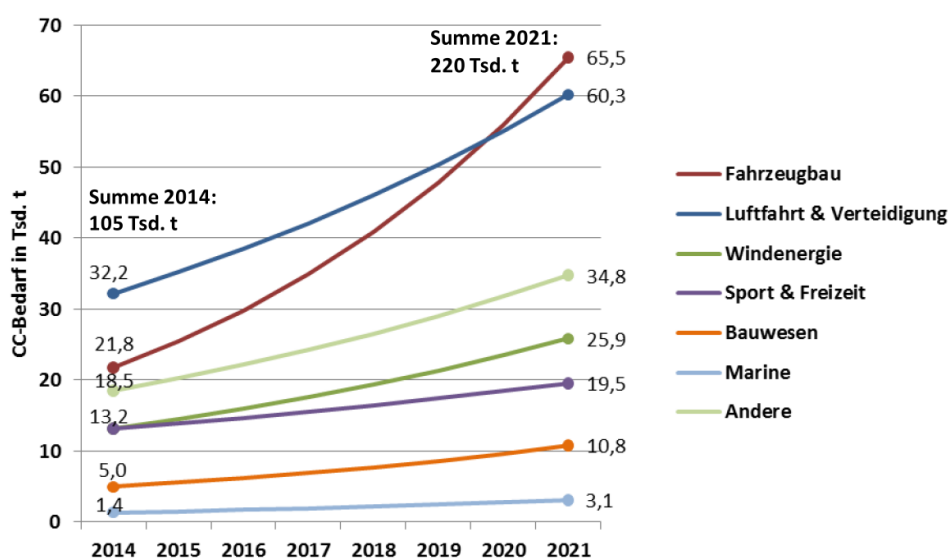


Abb. 3-16: Prognose CFK-Bedarf in Tsd. Tonnen nach Anwendungen bis 2021 [85]

CFK im Bauwesen

Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) kommt heutzutage immer noch verhältnismäßig selten im Bauwesen zum Einsatz. Dies liegt im Wesentlichen an den gegenüber den üblichen Baustoffen hohen Materialkosten. Die Anwendungen sind auf wenige Einsatzbereiche begrenzt, bei denen vor allem die nachträgliche Verstärkung von Betonbauteilen eine übergeordnete Rolle spielt. Hierbei können schlaffe oder vorgespannte CFK-Lamellen zur Unterstützung von Decken und Balken verbaut werden. Außerdem ist es möglich, die Querkraftbewehrung durch geklebte Schublamellen oder Umwicklungen (bei Stützen) zu entlasten. Diese Verfahren werden auch vielfältig im Brückenbau eingesetzt (siehe z.B. [90–94]). Weitere Anwendungen stellt BERGMESTER [95] vor.

Desweiteren wurden in den letzten Jahren Möglichkeiten zur Verwendung von CFK als Bewehrung im Beton untersucht [96; 97]. Der Vorteil liegt hierbei vor allem in der Korrosionsbeständigkeit, die CFK gegenüber Stahl aufweist. Demzufolge sind geringere Betondeckungen möglich, die ausschließlich die Tragfähigkeit sicherstellen müssen. Weiterhin sind die Zugfestigkeiten deutlich höher.

Im Brückenbau kommen neben den bereits erwähnten Lamellen mehrere Anwendungszwecke infrage. CFK kann dabei ein Element in der Gesamtkonstruktion sein, der Hauptbestandteil oder glasfaserverstärkten Kunststoff (GFK) ergänzen. Die Zugeigenschaften können z.B. als Schrägkabel optimal ausgenutzt werden, wie bei einer Brücke in der Schweiz [98]. In Madrid wurde eine 44 m lange Fußgängerbalkenbrücke vollständig aus CFK gefertigt (siehe Abb. 3-17). Bisher beruhen jedoch viele Anwendungen auf dem Einsatz von GFK als Fahrbahnbelag in Hybridbauweise mit Stahl (z.B. Fußgängerbrücke über die B106n bei Schwerin) oder als Komplettkonstruktion (z.B. Fußgängerbrücke über Bahngleise bei Kolding).



Abb. 3-17: a) CFK-Balkenbrücke in Madrid [99] . b) Stahl-GFK-Hybridbrücke bei Schwerin [100] . c) GFK-Brücke in Kolding [101]

3.6 CFK-Stahl-Verbund

An Möglichkeiten, Stahl mit CFK zu verstärken, wird vor allem international seit längerem geforscht. Gegenüber GFK bietet dieser einen deutlich größeren E-Modul, der dem des Stahls am nächsten kommt oder ihn übertrifft. Dennoch sind im Vergleich zur Verstärkung von Beton oder Holz größere Fasermengen erforderlich, um eine Steifigkeitserhöhung zu erreichen, was in der Anwendung zu wirtschaftlichen Nachteilen führt. Die bisherigen Untersuchungen befassen sich mit der Instandsetzung beschädigter Konstruktionen und der Wiederherstellung der Tragfähigkeit. In [102–104] werden Zusammenfassungen über die Entwicklungen der letzten Jahre ge-

ben. In Deutschland ist es in erster Linie die BTU Cottbus, die Forschungsarbeit auf diesem Gebiet betreibt [105; 106].

Tragfähigkeit

Der zentrale Punkt bei der Verstärkung eines Werkstoffes durch einen anderen ist die Sicherstellung der Verbundtragfähigkeit, d.h. die Verbindung muss kraft- und formschlüssig sein. Dies wird bei CFK mit einem Klebstoff bzw. einem Harz realisiert. Vom Grundsatz her ist das Verbundverhalten von CFK-verstärktem Stahlbeton und Stahl ähnlich. Der maßgebliche Unterschied liegt im Versagensort. Während der Bruch bei ersterem im Beton auftritt, ist dies für letzteren auf Grund der höheren Zugfestigkeit des Stahls nicht möglich. Hierbei ist die Schwachstelle die Klebschicht, die entweder in sich selbst (Kohäsionsbruch) oder an den Grenzflächen zu den Fügmaterialien (Adhäsionsbruch) versagen kann. Eine wesentliche Voraussetzung für einen guten Verbund ist die Oberflächenbeschaffenheit der Materialien. Die Oberfläche des Stahls sollte mit einem Strahlverfahren (Sandstrahlen) gereinigt und aufgeraut werden, da die Verbundbruchspannungen so nachweislich erhöht werden können [107; 108]. Die Ergebnisse sind dabei fast unabhängig von der verwendeten Korngröße. Nach dem Strahlen sollten die Reste des Strahlgutes entfernt werden, wobei Lösungsmittel für ein optimales Ergebnis am besten geeignet sind [109].

Hinsichtlich der Verbundwirkung zwischen CFK und Stahl unter Zug sind bereits viele Erfahrungen gesammelt worden. So haben XIA/TENG [110] gezeigt, dass die Dicke der Klebschicht einen relevanten Einfluss auf das Bruchverhalten hat. Bei Dicken über 2 mm kam es zur Delamination innerhalb der CFK-Schicht, was es zu vermeiden gilt. Bei dünneren Schichtdicken erfolgte ein Kohäsionsbruch innerhalb der Klebung. Das Bruchbild und -verhalten ist zudem abhängig von der Steifigkeit der verwendeten C-Fasern [111]. Des Weiteren nimmt die Verbundfestigkeit mit zunehmender Laminatdicke und -steifigkeit ab [112]. Verstärkungen mit hochmoduligen Fasertypen weisen zwar eine geringere Duktilität auf, erreichen i.d.R. aber größere Gesamttragfähigkeiten [113; 114]. Die Wahl der Faser ist folglich nach Art der Anwendung, Belastung und Verformung zu treffen.

Im Zugbereich biegebeanspruchter Bauteile können CFK-Verstärkungen optimal eingesetzt werden. Die Steifigkeit von Stahl- bzw. Stahlverbundträgern lässt sich ebenso erhöhen wie die maximal aufnehmbare Last. Dabei muss das aufgeklebte CFK-Laminat möglichst bis in den Auflagerbereich verankert werden, um eine Ablösung am Ende durch Scher- und Abschälspannungen zu vermeiden [115–118]. Möglichkeiten zur Reduzierung dieser Spannungen liegen in der Ausführung eines abgeflachten Endes der geklebten Lamelle [119]. Bei einfachen Doppel-T-Trägern muss bedacht werden, dass eine ausschließliche Verstärkung des Zuggurtes Stabilitätsprobleme im Druckgurt oder Steg verursachen kann [120]. Dies führt nach [121] zu einer maximalen Traglasterrhöhung von etwa 20 %, die sich nur bei zusätzlicher Verstärkung des Druckgurtes noch weiter steigern lässt.

Bei Stahlverbundträgern ist die große Druckzone zwar von Vorteil, bei einer Verstärkung des Zuggurtes mit CFK müssen für eine Steigerung der Maximalkraft aber dennoch Tragreserven in der Betonplatte bzw. an den Kopfbolzendübeln vorhanden sein. Untersuchungen von

SEN/LIBY/MULLINS [122] zeigten, dass mit hochfesten, aber niedrig-moduligen C-Fasern in erster Linie der Fließbeginn des Stahls verzögert und die maximale Lastaufnahme erhöht werden kann. Die Steifigkeitserhöhung im elastischen Bereich war hingegen marginal, da der Stahl vor dem Fließen weiterhin den Großteil der Spannungen aufnahm. Diesbezüglich bessere Ergebnisse ließen sich bei Verwendung steiferer bzw. vorgespannter Fasern erzielen [123; 124]. Alternativ müsste der Einsatz einer größeren Menge an niedrig-moduligen Fasern abgewogen werden.

Umwelteinflüsse

Bei der Verbindung von Stahl und CFK sind verschiedene Umwelteinflüsse zu bedenken. So können vor allem Wärme und Kälte starke Abnahmen der Harzsteifigkeit und -festigkeit bewirken. Das Erreichen der Glasübergangstemperatur T_g führt zu einem Erweichen des Harzsystems, das sich signifikant auf die maximal aufnehmbare Kraft auswirkt. Bei T_g bzw. bei Überschreiten von T_g um 10 °C konnte in Messungen bereits ein Abfall um 15 % respektive um 50 % festgestellt werden [125]. Bei Kälte kann es hingegen zu Mikrorissen im Harz kommen, die den Verbund zwischen Faser und Matrix zerstören und ebenfalls die Verbundfestigkeit herabsetzen [126].

Bei der Herstellung von Laminaten werden aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Faser und Harz zwangsläufig Eigenspannungen hervorgerufen, die aus dem Abkühlprozess während der Aushärtung resultieren. Sie führen zu einer Reduzierung der mechanischen Belastbarkeit des Laminats. Hierbei wird zwischen mikromechanischer (zwischen Einzelfaser und Harz) und makromechanischer (zwischen den UD-Schichten) Betrachtung unterschieden [60]. Eine makromechanische Berechnung lässt sich näherungsweise mit der klassischen Laminattheorie führen. Niedrig gehalten werden können die Eigenspannungen durch Maßnahmen wie langsames Abkühlen bzw. Härten oder der Verwendung von kaltaushärtenden Harzen. Außerdem bauen sie sich durch Relaxations- und Kriechprozesse nach längerer Zeit teilweise ab. Im Verbund mit Stahl entstehen unter Temperatureinwirkung ebenfalls Spannungseinträge infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten. Nach [127] sind diese zumindest in kleinen Systemen und unter kalten Temperaturen vernachlässigbar.

Auch stetiger Feuchtigkeitseintrag kann über lange Zeit zur Reduzierung der mechanischen Eigenschaften des Harzes führen [128]. Die C-Fasern sind dagegen nahezu resistent gegen Wasseraufnahme. Allerdings spielen hierbei die Umgebungsbedingungen mit Art und Dauer des Eintrags eine Rolle, denn in [129] wurden nach langfristigen Temperaturwechseln und hoher Luftfeuchtigkeit keine wesentlich Veränderungen in Festigkeit und Steifigkeit ermittelt. Bei salzhaltigem Wasser jedoch stellte sich eine Reduzierung der Werte ein. Auch UV-Strahlung kann das Harzsystem beschädigen, da sie stark genug ist, um die Molekülbindungen in den Polymeren aufzuspalten. SHOKRIEH/BAYAT [130] haben erkannt, dass so die mechanischen Kennwerte ebenfalls reduziert werden, weshalb bei dauerhaften Außenanwendungen der Einsatz von UV-Absorbern oder anderen Beschichtungen empfohlen wird.

4 Optimiertes Näherungsverfahren

4.1 Problemstellung

Im Zuge der Berechnung von orthotropen Platten sind dem Verfasser einige Diskrepanzen zwischen gültigen Näherungsverfahren und FE-Berechnungen aufgefallen. Vor allem hinsichtlich der lokal belasteten Subsysteme traten größere Abweichungen auf. Dies betrifft sowohl die Berechnung der Längsrippen, deren maßgebliche Biegemomente bis zu 50 % zu hoch waren, als auch die des Deckbleches. Die Annahme, die Rippe als einzelnes, herausgelöstes Element zu berechnen, ist nicht grundsätzlich falsch, muss jedoch auf die einwirkende Last angepasst sein.

Dieses Vorgehen kann bei einer gleichmäßigen Flächenlast (z.B. Lastfall UDL) mit hinreichender Genauigkeit angewandt werden, führt bei einer lokalen Radlast aber zu ungenauen Ergebnissen, da die Querverteilung der konzentrierten Last auf die Nachbarrrippen nicht erfasst wird. Gleiches gilt für das Deckblechsystem in Querrichtung, wenn dieses als starr oder auf den Längsrippen federnd gelagerter Stab (modelliert als Flachstahl mit bestimmter Breite) berechnet wird. Die getroffenen Annahmen dieser Vorgehensweise – im Weiteren als übliches Verfahren bezeichnet – vernachlässigen folgende wichtige Punkte, die für eine möglichst genaue Modellbildung relevant sind:

- Unter der Radlast kann die mittragende Breite einer Trapezhohlsteife einen größeren Wert annehmen als den Abstand zweier Hohlsteifen ($a+e$).
- Die benachbarten Hohlsteifen nehmen einen Teil der Beanspruchung auf und unterstützen die belastete Hohlsteife.
- Die Lastausbreitung im Deckblech, die sowohl in Quer- als auch in Längsrichtung erfolgt, kann über einen einzelnen Stab mit einer angenommenen Querschnittsbreite nicht erfasst werden.
- Der Anteil der Biegemomente, die vom Deckblech in die Hohlsteifenstege eingeleitet werden, bleibt unberücksichtigt.

Daher müssen für ein optimiertes Näherungsverfahren Anpassungen vorgenommen werden, die auch die zuvor genannten Punkte beinhalten. Für die Bestimmung der angepassten mittragenden Breite wurden für die vorliegende Arbeit Diagramme erstellt, die Steifigkeitsverhältnisse und Stützweiten berücksichtigen. Die Unterstützung durch die benachbarten Hohlsteifen wurde über eine zusätzliche Bettung ins Längssystem integriert. Die Deckblechspannungen ergeben sich aus einer Last- und Verformungsbetrachtung eines gedachten 1 cm-Streifens des Quersystems.

4.2 Betrachtung einer Doppelachse (TS)

Für ein möglichst genaues Berechnungsverfahren, das in seiner Gesamtheit praxistauglich ist, sind verschiedene Lastfälle zu berücksichtigen. Der erste Fall tritt bei der Belastung einer Hohlsteife durch eine Doppelachse auf. Für die Berechnung der Spannungen ist es ausreichend, nur

die zwei in Längsrichtung hintereinander angeordneten Radlasten zu betrachten, da die in der Norm definierte Spurweite von 2,00 m groß genug ist, um die Momente in der Querrichtung sehr schnell abklingen zu lassen. Dies wird in [31] mit der Aussage bestätigt, dass der Einflussbereich einer Radlast in Querrichtung bei +/- 100 cm liegt. Im Quersystem betrachtet, ergibt sich daher der Lastfall einer mittig angeordneten Radlast (siehe Abb. 4-1). Beispiele hierfür sind bei Brücken mit nur einem Fahrstreifen oder bei der Betrachtung von Einzelachsen gegeben.

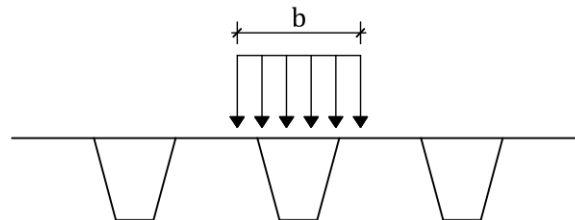


Abb. 4-1: Lastfall 1, einzelne Radlast mittig

4.2.1 Mittragende Breite

Die Bestimmung der mittragenden Breiten von Gurten ist auch bei orthotropen Platten von Bedeutung. Da das Deckblech in allen Teilsystemen als tragendes Element betrachtet wird, muss sein Anteil an der Tragwirkung ermittelt werden. Bereits CHWALLA [131] hat Tafeln zur Bestimmung der mittragenden Breite für einfeldrige Rippenplatten mit rechteckigem Querschnitt aufgestellt. Weitere Annahmen, die auch Einzug in die Normen hielten, wurden von DISCHINGER [132] entwickelt. Hierbei handelte es sich aber wie bei vielen anderen Veröffentlichungen auch um die Bestimmung der mittragenden Breite von Haupt- bzw. Kastenträgern. Die Längsrippen wurden zwar in den Berechnungen als Einflussfaktor berücksichtigt, jedoch ohne auf deren mittragende Breiten einzugehen. In [133] wurden die Einflüsse von mehreren Parametern wie Längenverhältnisse, Lastpositionen oder Orthotropie für verschiedene Systeme mithilfe der Finiten-Elemente-Methode ausgewertet und Vorschläge für die englischen Normen erarbeitet. Derweil hatte RAMBERGER [134] auch den Einfluss von Quersteifigkeiten auf die Längsspannungen untersucht. Ein Vergleich dieser beiden Methoden durch SCHINDLER [135] zeigt, dass die Steifigkeiten in Querrichtung vernachlässigt werden können. Des Weiteren wurden Beiträge veröffentlicht, die den Einfluss von offenen und geschlossenen Längsrippen auf die Bestimmung von Gurtbreiten beschreiben [136] oder das Verhältnis Elastizitätsmodul zu Schubmodul berücksichtigen [137]. In die europäischen Normen fanden die Ausführungen von SEDLACEK/BILD [138] Eingang, die in Abhängigkeit vom Verhältnis Gurtbreite B zu Spannweite L sowie vom Biegemomentenverlauf Anwendungsregeln für die Berechnung entwickelten.

In den letzten Jahren erschienen vor allem im Ausland weitere Veröffentlichungen zu der Problematik der Schubverzerrung und der mittragenden Breite. Sie beziehen sich aber in erster Linie auf Hohlkastenträger ([139], [140], [141]) bzw. FKV-Decksysteme ([142]). Hierbei wurden Parameterstudien geführt und verschiedene Einflüsse mit FEM-Berechnungen untersucht.

Genauere Angaben zur Bestimmung der mittragenden Breite von Längsrippen orthotroper Platten sind nicht vorhanden. Üblicherweise werden daher die bekannten Verfahren angewendet, sodass z.B. der Abstand zweier Hohlsteifen $a+e$ (siehe Abb. 4-2) als Grundbreite b_0 festgelegt wird. Diese Annahme ist für eine gleichmäßige Flächenlast auch zutreffend, im Falle der Belas-

tung durch eine Radlast wird die mittragende Breite dadurch jedoch nicht komplett ausgenutzt. Zum einen verteilt sich die Längsspannung über mehrere Hohlsteifen hinweg, zum anderen sind die benachbarten Hohlsteifen selbst nicht belastet, sodass das Deckblech auch in diesem Bereich für die Tragwirkung mit angesetzt werden kann.

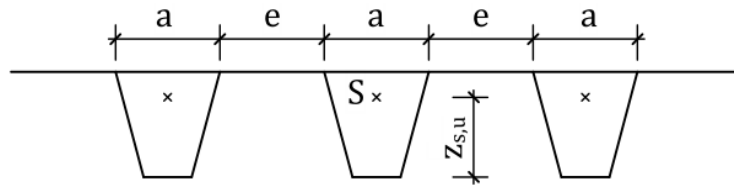


Abb. 4-2: Allgemeine Darstellung der Hohlsteifen mit Deckblech

Die mittragende Breite hängt einerseits von der Stützweite L ab, da sich über eine größere Länge auch eine breitere Verteilung der Längsspannungen aufbauen kann. Außerdem hat das Verhältnis der Flächenanteile von Rippe und Platte einen signifikanten Einfluss [143]. Dieses kann mithilfe des Orthotropieparameters ψ ausgedrückt werden. Dieser ergibt sich zu:

$$\psi = \frac{A_{HS}}{(a + e) \cdot t} \quad (4.1)$$

mit

A_{HS} Gesamtflächeninhalt der Hohlsteifenbleche im Bereich $a+e$

$a + e$ Abstand zweier Hohlsteifen

t Blechdicke des Deckbleches

Für verschiedene Werte von ψ und für Stützweiten von 2 m bis 6 m wurden die mittragenden Breiten über Berechnungen nach der Finite-Elemente-Methode ausgewertet. Dafür wurden mehrfeldrige, orthotrope Platten mit neun Hohlsteifen und einer Netzfeinheit von 2,5 cm modelliert. Im Bereich der Querträger wurde eine starre Lagerung angesetzt. Dieses Vorgehen liefert hinreichend genaue Ergebnisse unabhängig von der Weichheit der Querträger. Mithilfe der daraus entwickelten Diagramme für Radaufstandsflächen mit Kantenlängen von 40 cm bzw. 55 cm für den Feld- und Stützbereich (vgl. Abb. 4-3 und Abb. 4-4 bzw. Anhang A) kann je nach gegebenen Parametern der Faktor φ abgelesen werden, welcher die Berechnung der rechnerisch ansetzbaren, mittragenden Breite ermöglicht. Zwischenwerte können interpoliert werden.

$$b_{eff} = \varphi \cdot (\psi - 1) \cdot (a + e) \quad (4.2)$$

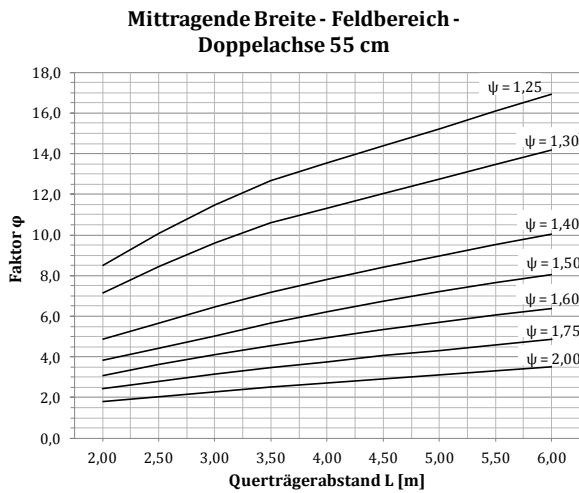


Abb. 4-3: Faktor ϕ zur Ermittlung der mittragenden Breite im Feldbereich (Lastverteilungsbreite 55 cm)

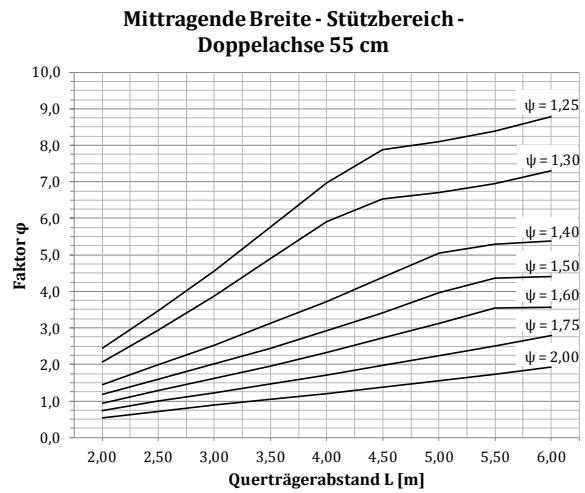


Abb. 4-4: Faktor ϕ zur Ermittlung der mittragenden Breite im Stützbereich (Lastverteilungsbreite 55 cm)

Im Stützbereich über den Querträgern treten im Diagramm bei weniger steifen Längsrippen ein Knick und eine darauffolgende Abflachung der Linie auf. Der Knick symbolisiert das Erreichen der maximal effektiv ausnutzbaren mittragenden Breite. Sie nimmt bei gleichem Steifigkeitsverhältnis und größer werdenden Stützweiten nur noch unbedeutend zu. Ab diesem Querträgerabstand treten die Maximalspannungen bei den benachbarten Hohlsteifen auf, deren Werte stärker ansteigen als der Mittelwert der Gesamtspannung und die dazugehörige Verteilungsbreite. In den meisten Fällen sind Bereiche rechts vom Knick als ungünstig anzusehen, da sich Überschreitungen der zulässigen Spannungen einstellen.

Die mittragende Breite kann, angelehnt an die Vorgaben des Eurocode 3 [144], von Feldmitte ausgehend zu beiden Seiten jeweils zu einem Viertel konstant und anschließend linear auf den Wert am Querträger verlaufen (siehe Abb. 4-5).

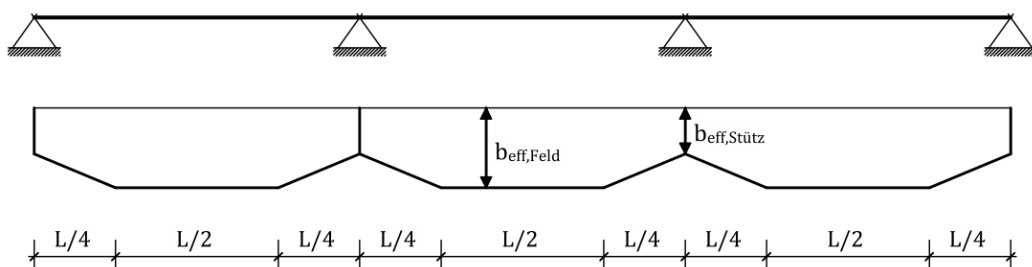


Abb. 4-5: Verteilung der mittragenden Breiten im Längssystem

4.2.2 Berechnung des Längssystems

Bei der Betrachtung einer einzelnen, aus der Platte herausgelösten Hohlsteife wird i.d.R. die gesamte Belastung auf diese angesetzt. Ähnlich wie bei der mittragenden Breite führt dieser Ansatz bei Radlasten zu ungünstigen Ergebnissen. Bei lokaler Belastung können auch die benachbarten Hohlsteifen zum Lastabtrag herangezogen werden. Die Tragwirkung wird über eine Stabbettung erfasst, die anhand der Schubübertragung in einem 1 cm-Streifen des Quersystems berechnet werden kann.

Dieses wird als ein Stabwerk modelliert, in dem die benachbarten Hohlsteifen federnd gelagert sind, um die Steifigkeit in Längsrichtung zu berücksichtigen. Der zu betrachtenden Hohlsteife wird eine Verformung w vorgegeben. Wie im weiteren Verlauf und bei Betrachtung weiterer Fälle noch ersichtlich wird, sollte die relevante Hohlsteife horizontal ebenfalls federnd gelagert sein, um auftretende Verdrehungen nicht zu behindern. Der Anschluss an das Auflager erfolgt über einseitig gelenkige Kopplungen und einen starren Ersatzstab (siehe Abb. 4-6).

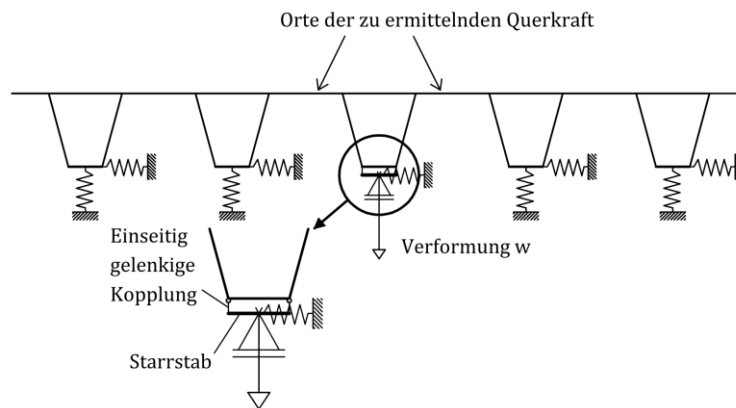


Abb. 4-6: Stabwerkmodell des Quersystems mit Detailausschnitt

Mit dem Verhältnis der Summe der Querkräfte, die sich im Zwischenbereich zu den angrenzenden, federnd gelagerten Hohlsteifen einstellen, zur Verformung w erhält man die Stabbettung pro laufenden cm Stablänge des Längssystems.

$$k_B = \frac{|Q_{li}| + |Q_{re}|}{w} \quad (4.3)$$

Wenn die Federsteifigkeiten der Hohlsteifen nicht anderweitig bestimmt worden sind, können sie vereinfacht über die bekannten polynomischen Ansatzfunktionen für einen beidseitig eingespannten Stab unter Gleichlast ermittelt werden. Für die vertikale Feder ergibt sich nach einer Funktion 4. Ordnung:

$$k_{w,v} = 384 \cdot \frac{E \cdot I_y}{L^4} \quad (4.4)$$

Die Verdrehsteifigkeit wird über einen quadratischen Ansatz ermittelt zu:

$$k_\varphi = 8 \cdot \frac{G \cdot I_T}{L^2} \quad (4.5)$$

mit

L - Querträgerabstand

E - E-Modul

G - Schubmodul

I_y - Trägheitsmoment für Hohlsteife der Breite $a+e$

I_T - Torsionsträgheitsmoment für Hohlsteife der Breite $a+e$

Umgerechnet in eine horizontale Wegfeder am unteren Blech mit dem Abstand $z_{s,u}$ erhält man:

$$k_{w,h} = \frac{k_{\varphi}}{(z_{s,u})^2} \quad (4.6)$$

mit

$z_{s,u}$ - Abstand Schwerpunkt - unteres Blech

Diese Ansätze gelten genau genommen nur für die Feldmitte einer Längsrippe in einem Innenfeld, können aber als gute Näherungslösung zur Ermittlung einer konstanten Stabbettung über die gesamte Länge verwendet werden. Da sich in Trägermitte zudem die kleinsten Werte ergeben, liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite. Abb. 4-7 zeigt die Änderung der Bettung in Abhängigkeit von einer geänderten Federsteifigkeit an einem Beispiel. Es wird ersichtlich, dass sich bei einer signifikanten Steigerung der angesetzten Federsteifigkeit nur eine geringe Erhöhung der resultierenden Bettung ergibt. Bei einer Reduzierung dieser Steifigkeit verläuft die Kurve steiler, da sich bei -100 % naturgemäß ein Grenzwert einstellt. Bis zu Werten von -70 % Änderung der Federsteifigkeit bleibt die Differenz in der Bettung aber unter 10 %. Für die Momentenwerte im Längssystem bedeutet das einen noch kleineren Fehler. Gemäß der Abb. 4-8 beträgt die maximale Abweichung für die zuvor beschriebenen Werte der Änderung in der Bettung von 10 % stets weniger als 5 %. Bei größeren Stützweiten nehmen die Abweichungen zu, bleiben aber selbst bei sehr hohen Bettungsdifferenzen unter 20 %.

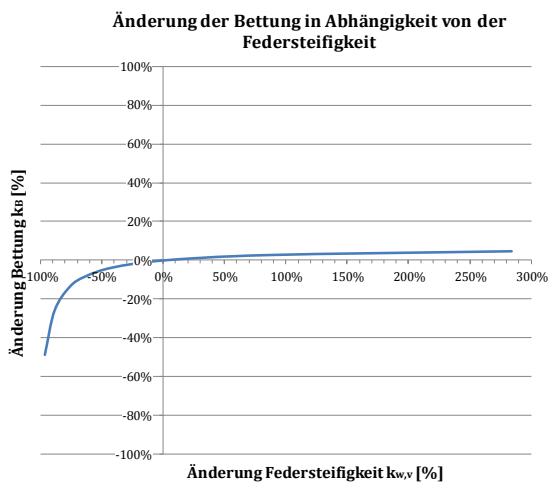


Abb. 4-7: Beziehung von Federsteifigkeit und Bettung

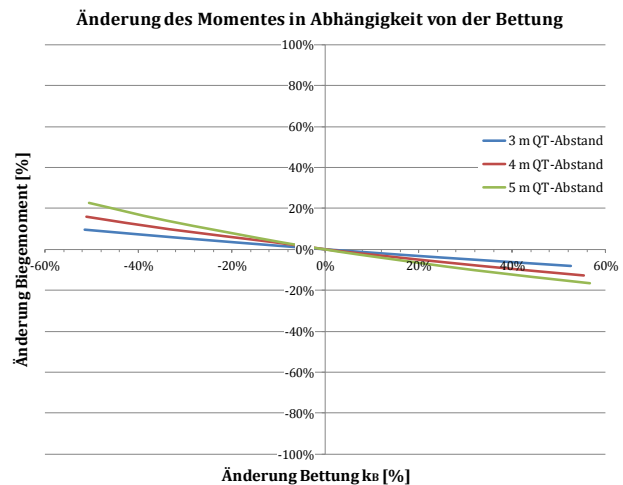


Abb. 4-8: Auswirkung von Abweichungen bei der Bettung auf die Biegemomente

Für Endfelder kann die Federsteifigkeit der benachbarten Längsrippen über den Ansatz eines einseitig eingespannten Balkens ermittelt werden. Für die vertikale Feder ergibt sich die Hälfte des zuvor betrachteten Falls.

$$k_{w,v,End} = 192 \cdot \frac{E \cdot I_y}{L^4} \quad (4.7)$$

Die horizontale Feder lässt sich gemäß Gleichung (4.5) mit folgender Verdrehsteifigkeit bestimmen:

$$k_{\varphi,End} = \frac{8}{3} \cdot \frac{G \cdot I_T}{L^2} \quad (4.8)$$

Die Berechnung des Längssystems wird als Durchlaufträger unter Berücksichtigung der zuvor ermittelten Werte und der Querträgerweichheit – repräsentiert durch Einzelfedern, die nach der im folgenden Abschnitt beschriebenen Methode bestimmt werden können – durchgeführt (siehe Abb. 4-9).

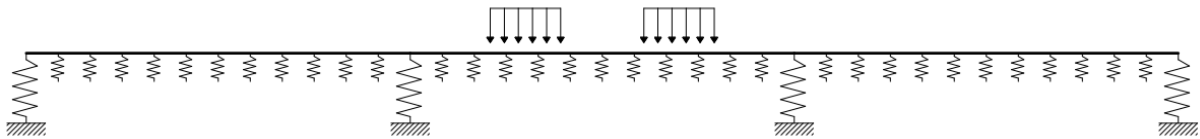


Abb. 4-9: Stabwerkmodell des Längssystems mit Stabbettung und Federlagerung an den vier Querträgern

4.2.3 Berechnung der Querträgerweichheit

Eine vereinfachte Möglichkeit, den Wert der Federsteifigkeit eines Querträgers zu bestimmen, wird in [21] aufgezeigt. Dafür wird der Querträger als auf den Hauptträgern starr gelagerter Balken betrachtet und eine Belastungs-Verformungs-Relation aufgestellt. Für den Querschnitt wird zuvor die mittragende Breite des Deckbleches berechnet.

Im Zuge der Vergleichsrechnungen zwischen dem dargelegten Näherungsverfahren und der FEM konnte festgestellt werden, dass es bei einigen Lastfällen zu großen Abweichungen sowohl bei den Längs- als auch bei den Querspannungen kam. Als Grund hat sich eine als zu klein angenommene Federsteifigkeit des Querträgers herausgestellt. Diese wird daher auf einem alternativen Lösungsweg bestimmt und für das optimierte Verfahren empfohlen.

Die Betrachtung eines einzelnen Querträgers führt – ebenso wie zuvor bei den Längsrippen – zu einem System, das die Eigenschaften der orthotropen Platte nicht vollständig abbildet. Die stützende Wirkung der Längsrippen wird vernachlässigt und lässt den Querträger weicher erscheinen. Mithilfe eines Trägerrostes können auch die Längsrippen in die Berechnung der Federsteifigkeit implementiert werden. Dabei behält der Querträger seine systembedingte, mittragende Breite, während die Hohlsteifen mit der Deckblechbreite von $a+e$ modelliert werden. Der Lastansatz kann vereinfacht in Querträgermitte erfolgen, sodass sich die Federsteifigkeit bekanntermaßen aus dem Verhältnis von Kraft und Verformung ergibt (siehe Abb. 4-10).

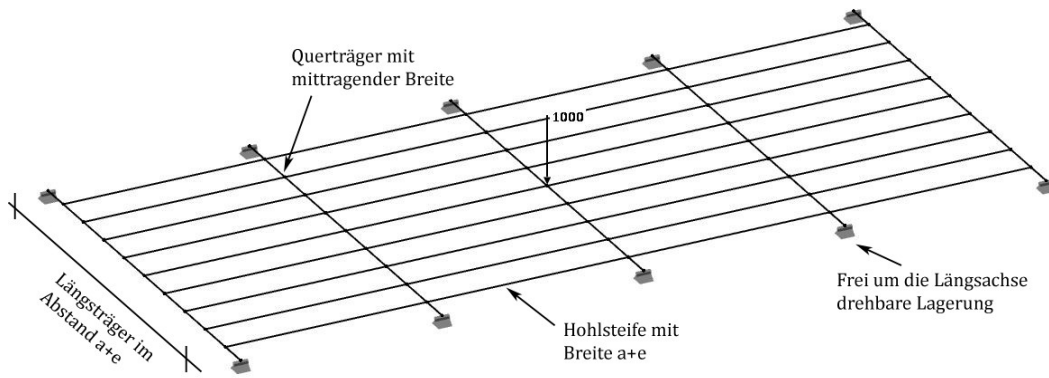


Abb. 4-10: Modell zur Berechnung der äquivalenten Federsteifigkeit eines Querträgers

4.2.4 Berechnung des Quersystems

Die Berechnung des Deckbleches erfolgt in zwei bzw. drei Schritten mit unterschiedlichen Systemansätzen. Hier wird Bezug genommen auf die Berechnungen von PELIKAN/EßLINGER [15], welche die Spannungen als Folge von „Krafteinleitung“ und „Kraftweiterleitung“ unterteilen. Für die Krafteinleitung wird das Quersystem als 1 cm-Streifen mit starrer Lagerung herangezogen (siehe Abb. 4-11). Es ist zu beachten, dass der Einfluss der Plattenwirkung (Querverteilung) mit dem Diagramm (siehe Abb. 4-12) nach [15] berücksichtigt werden muss. Die Werte beruhen auf einem Vergleich von Platten- und Durchlaufträgermomenten. In Abhängigkeit von der Verteilungsbreite b der Radlast in Längsrichtung³ sowie dem Abstand der Hohlsteifen a ergibt sich der Faktor κ , mit dem die Momente bzw. Spannungen reduziert werden. Die sich daraus ergebenden Spannungen sind aufgrund der starren Lagerung zu klein im Feldbereich sowie zu groß im Stützbereich und werden über ein zweites System für die Kraftweiterleitung korrigiert. Um die Tragwirkung in Längsrichtung zu erfassen, wird auf das bereits unter Abschnitt 4.2.2 beschriebene System (siehe Abb. 4-13) zurückgegriffen. Als einwirkende Verformung w wird nun die vertikale Durchbiegung aus der Berechnung des Längssystems (siehe Abb. 4-9) an der entsprechenden Stelle, z.B. in Feldmitte, angesetzt. Die Addition der Spannungen ergibt die Gesamtspannungen im Deckblech bzw. in der Hohlsteife. Im Gegensatz zum üblichen Verfahren können hiermit die Spannungen sowohl im Bereich der Radlast als auch in unbelasteten Bereichen berechnet werden.

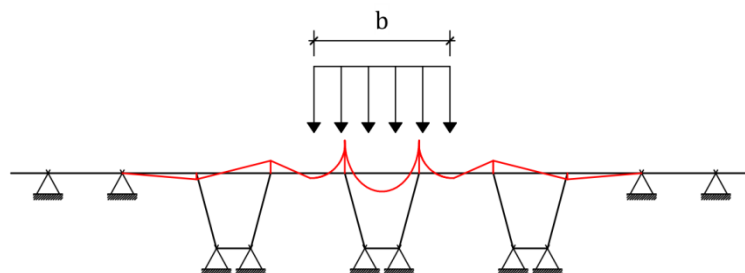


Abb. 4-11: Stabwerkmodell des Quersystems mit starrer Lagerung zur Ermittlung der Spannungen aus Krafteinleitung inklusive qualitativem Momentenverlauf

³ In den aktuellen, europäischen Normen sind quadratische Radlasten vorgesehen, weshalb b für die Querrichtung denselben Wert annimmt.

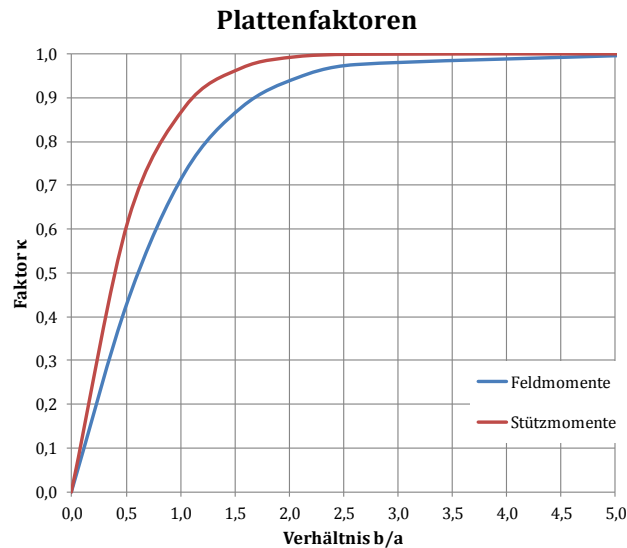


Abb. 4-12: Plattenfaktoren zur Reduzierung der Durchlaufträgermomente nach [15]

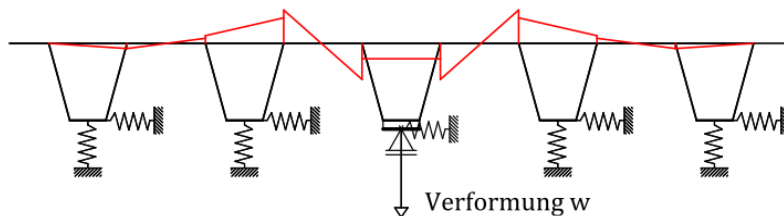


Abb. 4-13: Qualitativer Momentenverlauf im Quersystem infolge Kraftweiterleitung

4.2.5 Beispiel zu Fall 1: einzelne Doppelachse

Anhand eines Beispiels sollen die Unterschiede in den Ergebnissen zwischen dem vorgestellten Verfahren, der bisher üblichen Berechnung und der Lösung nach der FEM aufgezeigt werden. Die folgenden Werte beschreiben den Querschnitt:

Tabelle 4-1: Parameter für Beispielrechnung

E-Modul	21.000 kN/cm ²
Schubmodul	8.100 kN/cm ²
Deckblechdicke t	12 mm
Hohlstifenabstand $a = e$	30 cm
Fläche Hohlstife A_{HS}	126 cm ²
Abstand Schwerpunkt – unten $z_{s,u}$	24,7 cm
Trägheitsmoment I_y	16.525 cm ⁴
Torsionsträgheitsmoment I_T	12.366 cm ⁴
Querträgerabstand L	4,0 m
Federsteifigkeit der Querträger k_{QT}	116.279 kN/m (Feldmitte des QT-Systems)
Belagdicke d_{Belag}	7,0 cm

Es soll exemplarisch nur ein Lastfall mit Doppelachse betrachtet werden, die in Feldmitte angeordnet ist und zentriert über einer Hohlsteife steht (entsprechend Abb. 4-1). Da die Radlasten von jeweils 150 kN (nach Eurocode) nur sehr lokale Beanspruchungen erzeugen, die in Brückenquerrichtung schnell abklingen, ist es ausreichend, je ein Rad jeder Achse zu berücksichtigen. Die Lastverteilungsbreite vergrößert sich aufgrund des Fahrbahnbelages und wird zu 55 cm x 55 cm angenommen. Zur Bestimmung der mittragenden Breite ergibt sich der Orthotropieparameter ψ nach Gleichung (4.1) zu 1,75, sodass bei einer Stützweite von 4 m aus den Diagrammen für den Feldbereich $\varphi_{\text{Feld}} = 3,75$ und für den Querträgerbereich $\varphi_{\text{QT}} = 1,70$ abgelesen werden kann.

$$b_{\text{eff},\text{Feld}} = 3,75 \cdot (1,75 - 1) \cdot (30 + 30) = 169 \text{ cm} \quad (4.9)$$

$$b_{\text{eff},\text{QT}} = 1,70 \cdot (1,75 - 1) \cdot (30 + 30) = 76,5 \text{ cm} \quad (4.10)$$

Für die Berechnung des Längssystems ist des Weiteren die Stabbettung k_B für eine einzelne Hohlsteife zu bestimmen. Aus dem Quersystem können die an die Nachbarhohlsteifen übertragenden Querkräfte infolge einer vorgegebenen Verformung ermittelt und in die Bettung umgerechnet werden. Die Federsteifigkeiten der Hohlsteifen wurden vereinfacht über die in Abschnitt 4.2.2 vorgestellten Ansätze bestimmt zu:

$$k_{w,v} = 384 \cdot \frac{21.000 \cdot 16.525}{400^4} = 5,21 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 521 \frac{\text{kN}}{\text{m} \cdot \text{cm}} \quad (4.11)$$

$$k_{w,h} = 8 \cdot \frac{8.100 \cdot 12.366}{400^2 \cdot 24,7^2} = 8,21 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 821 \frac{\text{kN}}{\text{m} \cdot \text{cm}} \quad (4.12)$$

In einem 1 cm breiten Streifen des Quersystems werden Federsteifigkeiten und eine Verformung von 1 cm angesetzt, woraus sich eine Querkraft im frei überspannenden Bereich des Deckbleches von jeweils 338 N/cm ergibt (siehe Abb. 4-14). Somit erhält man für die Bettung:

$$k_B = \frac{0,338 + 0,338}{1} = 0,676 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 6.760 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad (4.13)$$

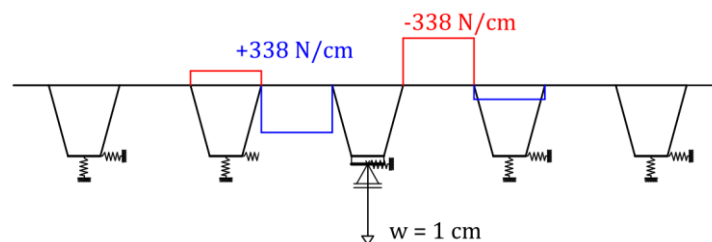


Abb. 4-14: Querkraftverlauf in N/cm im Quersystem infolge der Einheitsverschiebung von 1 cm

Mit diesen Werten sowie der Federsteifigkeit der Querträger lässt sich das Längssystem als Stabwerk gemäß Abb. 4-9 berechnen. Die Radlast von 150 kN kann nach den Normvorgaben über die hier angenommene Breite von 55 cm auf 273 kN/m verteilt werden. Die Ergebnisse der Normalspannungen in Längsrichtung für das Näherungsverfahren und nach der FEM sind in Tabelle 4-2 dargestellt.

Tabelle 4-2: Längsspannungen der Hohlsteife für Fall 1

	Näherungsverfahren		FEM	
	Feldmitte	Radmitte	Feldmitte	Radmitte
Belastung	273 kN/m		496 kN/m ²	
$\sigma_{x,oben}$ [N/mm ²]	-21,85	-20,69	-24,95	-24,09
$\sigma_{x,unten}$ [N/mm ²]	+140,62	+133,20	+139,20	+135,38
Verschiebung [mm]	4,50	4,00	4,80	4,30
	Querträger		Querträger	
$\sigma_{x,oben}$ [N/mm ²]	+25,30		+22,36	
$\sigma_{x,unten}$ [N/mm ²]	-87,97		-97,26	

Die Berechnung der Spannungen des Quersystems wird für die belastete Hohlsteife an den Stegen sowie im „Feldbereich“ dazwischen geführt. Sie erfolgt zum einen über die Krafteinleitung aus der Belastung und zum anderen über die Kraftweiterleitung aus der zuvor ermittelten Verformung (siehe Tabelle 4-3). Neben dem Quersystem muss auch die quadratisch verteilte Radlast als 1 cm-Streifen betrachtet werden. Für die Spannungen aus der Krafteinleitung sind zudem die Faktoren von 0,93 (Feldmoment) und 0,98 (Stützmomente) aus Abb. 4-12 zu berücksichtigen. Die Spannungsberechnung kann auch in Feldmitte, wo keine direkte Belastung vorhanden ist, geführt werden. An dieser Stelle treten keine Werte aus Krafteinleitung auf.

Tabelle 4-3: Deckblechspannungen unter der Radlast (Quersystem) für Fall 1

	Krafteinleitung	Kraftweiterleitung Rad	Gesamt	FEM
Einwirkung: Belastung/Verformung	49,6 N/cm	4,00 mm	-	-
$\sigma_{y,Feld}$ [N/mm ²]	+91,37	+63,29	+154,66	+153,67
$\sigma_{y,Steg,innen}$ [N/mm ²]	-131,57	+63,29	-68,28	-74,33
$\sigma_{y,Steg,außen}$ [N/mm ²]	-125,03	+85,33	-39,70	-49,17
$\sigma_{y,Steg,Diff}$ [N/mm ²]	+6,54	+22,00	+28,54	+25,16

4.2.6 Vergleich der Ergebnisse

Ein Vergleich des hier vorgestellten, optimierten Näherungsverfahrens mit der üblichen Vorgehensweise zeigt, wie nahe die Ergebnisse an denen aus einer dreidimensionalen Finite-Elemente-Berechnung liegen. In den nachfolgenden Diagrammen (Abb. 4-15 und Abb. 4-16) wurden die Spannungswerte für Hohlsteifen gemäß des Beispiels oben für Stützweiten von 2 - 5 m abgetragen. Es wird deutlich, dass die Längsspannungen im Gegensatz zur üblichen Methode auch bei größer werdenden Stützweiten nur minimal von der FE-Lösung abweichen. Dies gilt für die Längsspannungen an allen untersuchten Punkten, sowohl an der Ober- als auch an der Unterseite des Querschnittes sowie im Stützbereich an den Querträgern. Bei den Deckblechspannungen in Querrichtung ist eine Differenzierung ungleich schwieriger, da nach dem üblichen Verfahren nur ein Spannungswert für Feld- und Stegbereich auftreten kann. Die Lösung am

Steg gliedert sich als „Mittelwert“ zwischen die anderen beiden Verfahren ein. Dennoch ist auch hier ersichtlich, dass die Ergebnisse des optimierten Verfahrens mit zunehmender Stützweite näher an der FE-Berechnung liegen (siehe Abb. 4-17). Aufgrund einer stärkeren Querverteilung sind bei größeren Stützweiten die Querspannungen an den benachbarten Hohlsteifen maßgeblich.

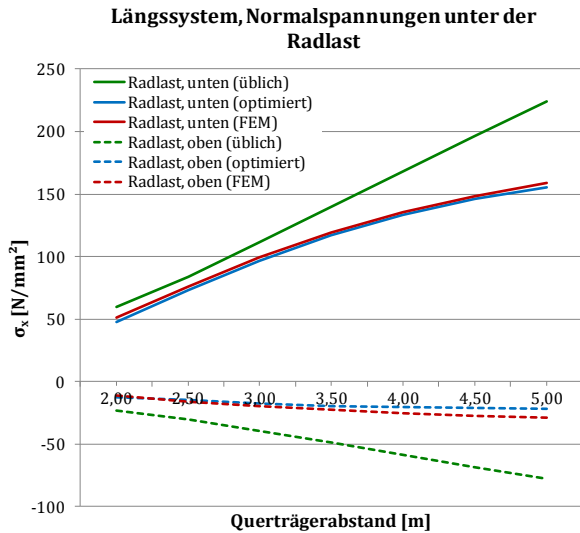


Abb. 4-15: Vergleich der Normalspannungen unter der Radlast (Fall 1, LF Feldmitte)

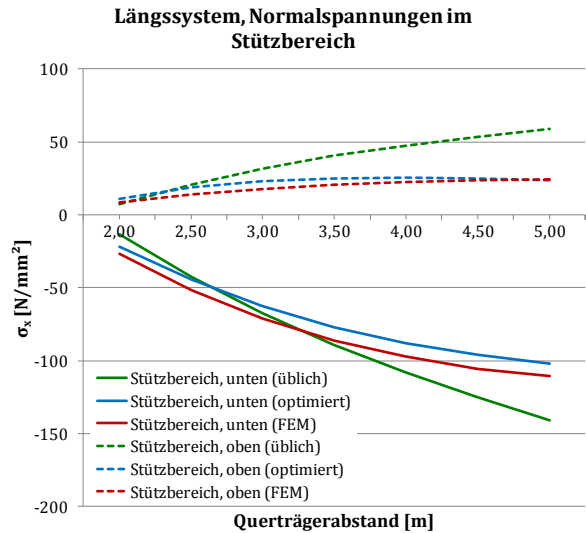


Abb. 4-16: Vergleich der Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF Feldmitte)

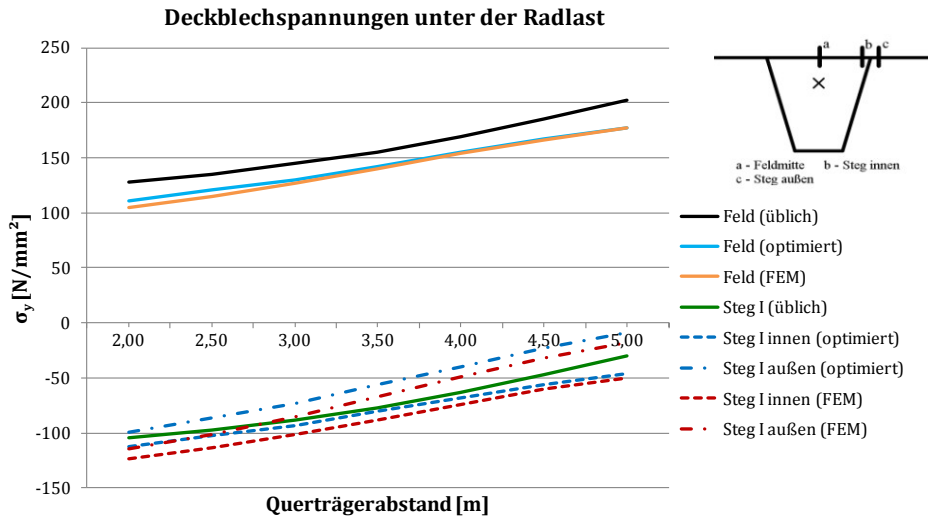


Abb. 4-17: Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 1, LF Feldmitte)

4.3 Zwei nah beieinander stehende Doppelachsen

Nach Eurocode 1 [38] sind für mehrspurige Brücken auch mehrere Fahrstreifen anzusetzen. Wie bereits beschrieben, kann der gegenseitige Einfluss von zwei Radlasten einer Achse innerhalb derselben Spur vernachlässigt werden, da der Radabstand von 2,00 m groß genug ist, um die Momente abklingen zu lassen. Bei zwei benachbarten Fahrstreifen tritt dagegen der Fall auf, dass der Abstand von zwei Rädern 1,00 m oder weniger beträgt. Diese Anordnung muss bedacht und das vorgestellte Verfahren erweitert werden, da zwei nebeneinander liegende Hohlsteifen direkt belastet sind. Laut Norm ist es möglich, den Abstand der Radlasten in benachbarten Fahrstreifen zwischen 0,50 m und 1,00 m anzusetzen. Im Folgenden wird zunächst der Fall mit einem Lastabstand von $a+e$ und gleich großen Lastwerten betrachtet (siehe Abb. 4-18). Bei den üblichen Maßen von $a = e = 30$ cm beträgt dieser Abstand 60 cm.

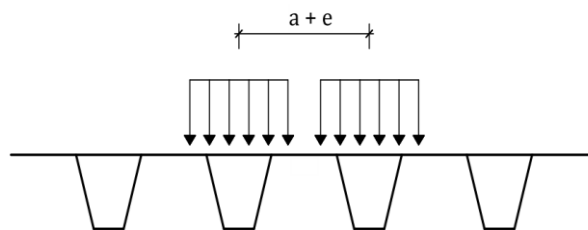


Abb. 4-18: Verteilung der Radlasten für Fall 2

4.3.1 Fall 2 – Abstand $a+e$

Der zweite Fall beschreibt die Laststellung von zwei gleich großen Radlasten direkt über zwei benachbarten Hohlsteifen. Dieser bedarf nur geringer Änderungen gegenüber Fall 1, da der Lasteintrag prinzipiell der gleiche ist. Die mittragende Breite muss reduziert werden, da die nebeneinander stehenden Radlasten die Verteilung der Längsspannungen beeinflussen. Aus diesem Grund wird die Spannungsausbreitung nur zu einer Seite in Betracht gezogen. Unter der folgenden Bedingung kann daher die vereinfachte Annahme getroffen werden, die halben Werte der in den Diagrammen der Abb. 4-3 und Abb. 4-4 dargestellten Ergebnisse zu nutzen:

$$b_{eff,Fall2} = b_{eff,Fall1}/2 > b_{eff,üblich} \quad (4.14)$$

Bei großen Querträgerabständen ist der Ansatz der Hälfte der mittragenden Breite für den Stützbereich i.d.R. zu klein gewählt. Daher sollte u.U. auf die Werte nach einem üblichen Verfahren zurückgegriffen werden, bei dem die mittragenden Breiten der einzelnen Stege zu ermitteln sind (vgl. [21]).

Im Quersystem wird äquivalent zu Fall 1 eine Einheitsverformung w jeweils auf die belasteten Hohlsteifen aufgebracht, um die Querkräfte für die Bettung des Längssystems zu ermitteln (siehe Abb. 4-19). Die benachbarten Hohlsteifen sind wie zuvor auch federnd zu lagern. Bei gleicher Verformung tritt zwischen den Hohlsteifen keine Querkraft auf, sodass sich die Bettung nach Gleichung (4.15) ergibt.

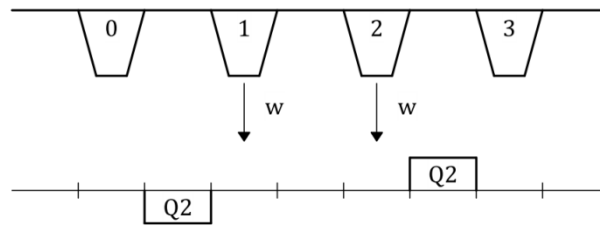


Abb. 4-19: Verformungsansatz und Querkräfte für Fall 2

$$k_B = \frac{|Q_2|}{w} \quad (4.15)$$

Alle weiteren Berechnungsschritte sind analog zum Fall 1 unter der Berücksichtigung der zweiten Radlast im Quersystem durchzuführen.

4.3.2 Weitere Fälle mit variablen Lasten

Mit Fall 1 und Fall 2 sind die beiden Grundfälle definiert, die für die Betrachtung weiterer Laststellungen verwendet werden können. Wie zuvor bereits beschrieben, kann die Position der Radlast nach Eurocode variieren. Zudem sind die Lastansätze von der Größe her mit 150 kN (Fahrstreifen 1), 100 kN (Fahrstreifen 2) und 50 kN (Fahrstreifen 3) ungleich. Zur Definition der variablen Lasten werden der Lastfaktor α sowie der Positionsfaktor β eingeführt (siehe Abb. 4-20).

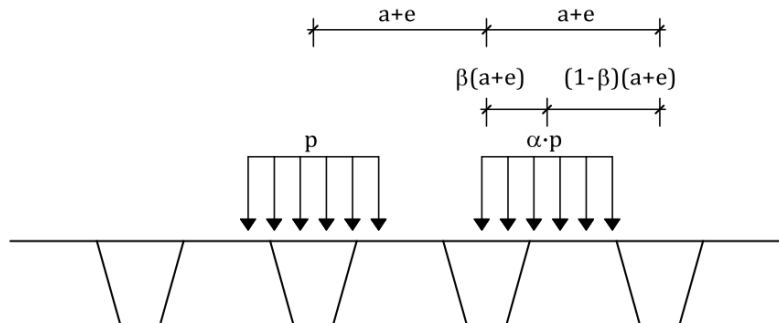


Abb. 4-20: Laststellungen bei zweiter, variabler Radlast

Daraus ergeben sich neue Problemstellungen, da zum einen drei Längsrippen und zum anderen variable Lasten in den Belastungs- und Verformungsansatz integriert werden müssen. Eine gleichzeitige Betrachtung aller drei Hohlsteifen in einem System ist aufgrund der unbekanntenen Verformungsverteilung infolge der Last nicht möglich, sodass eine Aufteilung in die bekannten Fälle erfolgen muss. Hierbei wird nun zusätzlich berücksichtigt, dass infolge der aufgebrachtten Verformung $w = 1$ an einer Hohlsteife (Fall 1) auch an den benachbarten Rippen kleine Verschiebungen \bar{w} auftreten. Wird dies auf die Hohlsteifen 1 und 2 bezogen, ergibt sich in einer Superposition der skalierte Fall 2 (siehe Abb. 4-21).

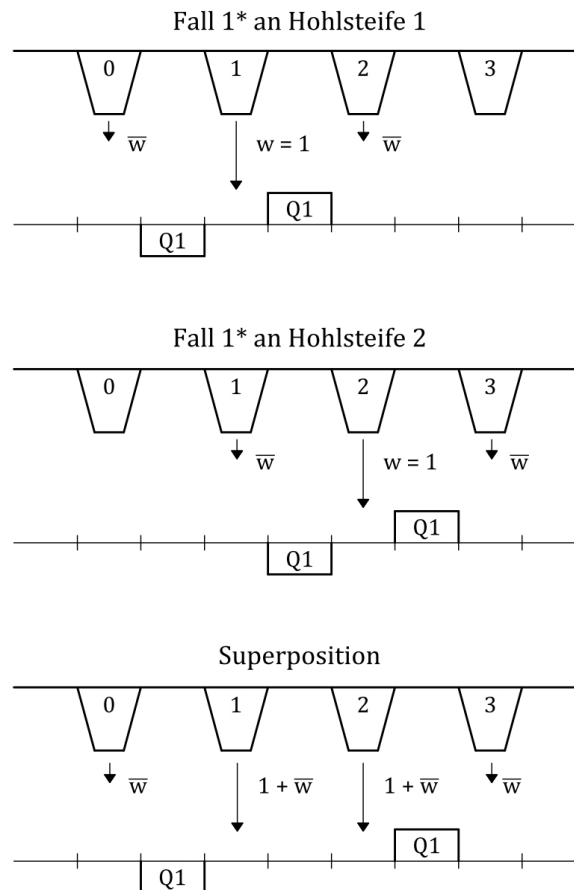


Abb. 4-21: Superposition für variable Radlasten bei Berücksichtigung kleiner Verschiebungen an der Nachbarhohlsteife

Der Skalierungsfaktor ist damit $(1 + \bar{w})$, woraus folgt:

$$Q_1 = (1 + \bar{w}) \cdot Q_2 \quad (4.16)$$

$$\bar{w} = \frac{Q_1}{Q_2} - 1 = \frac{Q_1 - Q_2}{Q_2} \quad (4.17)$$

In Abb. 4-22 sind die Last- und Verformungsansätze aus den variablen Lasten dargestellt. Während eine Radlast der Größe p oberhalb der Hohlsteife 1 steht, kann eine zweite, um den Faktor α reduzierte Radlast zwischen den Hohlsteifen 2 und 3 positioniert werden. So ergeben sich die auf die Hohlsteifen einwirkenden Lastansätze, die dazugehörigen Verschiebungszustände \hat{w}_i und die Querkräfte.

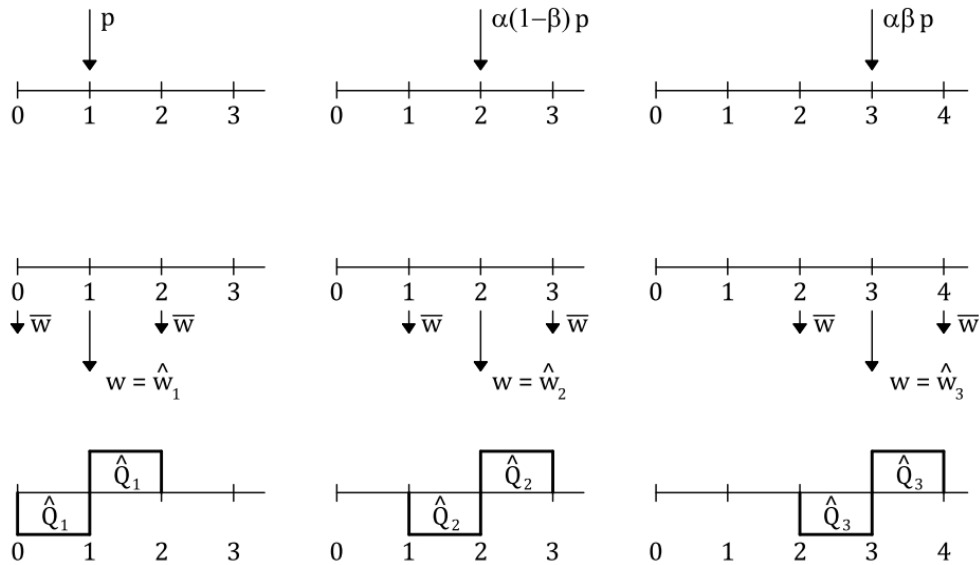


Abb. 4-22: Last- und Verformungsansätze und daraus resultierende Querkräfte für variable Radlasten

Zur Vereinfachung werden die Ausdrücke, die die skalierte Last beschreiben durch γ und δ ersetzt, sodass gilt:

$$\gamma = \alpha(1 - \beta) \tag{4.18}$$

$$\delta = \alpha\beta \tag{4.19}$$

In der Überlagerung der oben beschriebenen Fälle ergibt sich ein Belastungsansatz auf alle drei Hohlsteifen mit den nachstehenden, zueinander gültigen Verformungsverhältnissen.

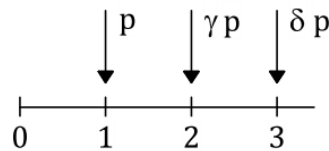


Abb. 4-23: Belastungsansatz auf drei Hohlsteifen

$$\frac{\hat{w}_1}{1} = \frac{\hat{w}_2}{\gamma} = \frac{\hat{w}_3}{\delta} \tag{4.20}$$

Für die Bestimmung der Bettung jeder Hohlsteife müssen die jeweils anliegenden Verformungen sowie die zugehörigen Kräfte superponiert werden. Allgemein gilt für die der Verformung entgegenwirkenden Kräfte:

$$F = k \cdot w \tag{4.21}$$

Für eine einzelne Hohlsteife definiert sich die Bettung als Summe der übertragenen Schubkräfte infolge einer Einheitsverschiebung, die der Größe 1 entspricht:

$$k = \frac{\sum \hat{Q}_i}{w} = \frac{\sum \hat{Q}_i}{1} \tag{4.22}$$

Bei der Superposition ergeben sich die entgegengewirkenden Kräfte für jede Hohlsteife aus der Überlagerung der einzelnen Last- und Verformungsansätze nach Abb. 4-22:

$$F_i = k_i \cdot w_i = \sum \left(\frac{\hat{Q}_i \cdot \hat{w}_i}{1} \right) \quad (4.23)$$

Bei der Voraussetzung, dass alle Hohlsteifen denselben Querschnitt besitzen, folgt, dass die Querkräfte infolge einer Einheitsverschiebung gleich groß sind. Sie werden daher im Folgenden einheitlich als Q_1 gemäß der Darstellung in Abb. 4-21 bezeichnet.

$$\hat{Q}_1 = \hat{Q}_2 = \hat{Q}_3 = Q_1 \quad (4.24)$$

$$F_i = \sum (Q_1 \cdot \hat{w}_i) \quad (4.25)$$

Zunächst wird Hohlsteife 1 betrachtet, bei der folgendes Ergebnis resultiert:

$$F_{z,1} = 2Q_1 \cdot \hat{w}_1 - Q_1 \cdot \hat{w}_2 = 2Q_1 \cdot \hat{w}_1 - Q_1 \cdot \gamma \cdot \hat{w}_1 \quad (4.26)$$

$$F_{z,1} = Q_1 \cdot \hat{w}_1 \cdot (2 - \gamma) \quad (4.27)$$

Die Gesamtverformung w_1 entspricht der Summe aus der Verformung infolge der Last an Hohlsteife 1 und der kleinen Verschiebung \bar{w} infolge der Belastung von Hohlsteife 2:

$$w_1 = \hat{w}_1 + \bar{w} \hat{w}_2 \quad (4.28)$$

$$w_1 = \hat{w}_1 + \bar{w} \gamma \hat{w}_1 = \hat{w}_1 (1 + \gamma \bar{w}) \quad (4.29)$$

So kann für die Summe der entlastenden Kräfte und die Bettung der Hohlsteife 1 geschrieben werden:

$$F_{z,1} = \frac{2 - \gamma}{1 + \gamma \bar{w}} \cdot Q_1 \cdot w_1 \quad (4.30)$$

$$k_1 = \frac{2 - \gamma}{1 + \gamma \bar{w}} \cdot Q_1 \quad (4.31)$$

Für die Hohlsteife 2 ergeben sich die Kräfte zu:

$$F_{z,2} = -Q_1 \cdot \hat{w}_1 + 2Q_1 \cdot \hat{w}_2 - Q_1 \cdot \hat{w}_3 \quad (4.32)$$

$$F_{z,2} = Q_1 \cdot \hat{w}_2 \cdot \left(-\frac{1}{\gamma} + 2 - \frac{\delta}{\gamma} \right) = Q_1 \cdot \hat{w}_2 \cdot \left(\frac{2\gamma - 1 - \delta}{\gamma} \right) \quad (4.33)$$

Für die Bettung der Hohlsteife 2 muss die Gesamtverformung w_2 betrachtet werden:

$$w_2 = \bar{w} \hat{w}_1 + \hat{w}_2 + \bar{w} \hat{w}_3 \quad (4.34)$$

$$w_2 = \hat{w}_2 \cdot \left(\frac{\bar{w}}{\gamma} + 1 + \frac{\delta \bar{w}}{\gamma} \right) = \hat{w}_2 \frac{\bar{w} + \gamma + \delta \bar{w}}{\gamma} \quad (4.35)$$

$$F_{z,2} = \frac{2\gamma - 1 - \delta}{\bar{w} + \gamma + \delta \bar{w}} \cdot Q_1 \cdot w_2 \quad (4.36)$$

$$k_2 = \frac{2\gamma - 1 - \delta}{\bar{w} + \gamma + \delta \bar{w}} \cdot Q_1 \quad (4.37)$$

Für Hohlsteife 3 ergibt sich die Bettung analog zu Hohlsteife 1, da in die Summen für Kräfte und Verformungen äquivalente Werte eingehen. Nach Gleichung (4.20) ist einzig für das Verhältnis der Lasten γ durch γ/δ zu ersetzen.

$$w_3 = \hat{w}_3 + \bar{w} \hat{w}_2 \quad (4.38)$$

$$F_{z,3} = \frac{2 - \frac{\gamma}{\delta}}{1 + \frac{\gamma}{\delta} \bar{w}} \cdot Q_1 \cdot w_1 \quad (4.39)$$

$$k_3 = \frac{2 - \frac{\gamma}{\delta}}{1 + \frac{\gamma}{\delta} \bar{w}} \cdot Q_1 = \frac{2\delta - \gamma}{\delta + \gamma \bar{w}} \cdot Q_1 \quad (4.40)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (4.17), (4.18) und (4.19) können die Bettungen nach einigen Umformungen in Abhängigkeit der Faktoren α und β folgendermaßen beschrieben werden:

$$k_1 = \frac{(2 - \alpha + \alpha\beta) \cdot Q_1 \cdot Q_2}{(1 - \alpha + \alpha\beta) \cdot Q_2 + \alpha(1 - \beta) \cdot Q_1} \quad (4.41)$$

$$k_2 = \frac{(2\alpha - 3\alpha\beta - 1) \cdot Q_1 \cdot Q_2}{(\alpha - 2\alpha\beta - 1) \cdot Q_2 + (1 + \alpha\beta) \cdot Q_1} \quad (4.42)$$

$$k_3 = \frac{(3\beta - 1) \cdot Q_1 \cdot Q_2}{(2\beta - 1) \cdot Q_2 + (1 - \beta) \cdot Q_1} \quad (4.43)$$

Damit ist der Bettungswert k_3 der Hohlsteife 3 unabhängig vom Lastfaktor α . Dies bedeutet jedoch nicht, dass die Berechnung der dritten Hohlsteife stets zu den gleichen Ergebnissen führt, denn beim Lastansatz auf der Hohlsteife hält auch α Einzug. Für bestimmte Werte von α und β ergeben sich die Bettungen zu Null bzw. kleiner als Null. Da der Ansatz einer negativen Bettung als unrealistisches Ergebnis angesehen werden muss, gelten $k_2 = 0$ bzw. $k_3 = 0$ als Grenzwerte. Diese treten in folgenden Fällen ein:

$$k_2 = 0 = (2\alpha - 3\alpha\beta - 1) \quad (4.44)$$

$$\beta_{k_2} = \frac{2}{3} - \frac{1}{3\alpha} \quad (4.45)$$

$$k_3 = 0 = (3\beta - 1) \quad (4.46)$$

$$\beta_{k_3} = \frac{1}{3} \quad (4.47)$$

Somit ist der Grenzfall $k_2 < 0$ abhängig vom Lastfaktor α . Für die Bettung an der dritten Hohlsteife gilt hingegen stets $k_3 < 0$, wenn $\beta < 1/3$. Anschaulich dargestellt sind die Bettungen für verschiedene Werte von α und aufgetragen über β in den Verläufen in Abb. 4-24 und Abb. 4-25. Die Ordinatenachse entspricht dabei den Q_1 -fachen Werten der Bettung, wenn das Verhältnis $Q_2/Q_1 = 0,90$ beträgt.

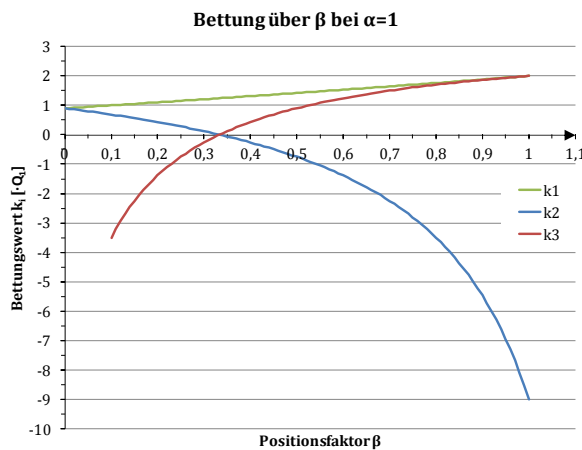


Abb. 4-24: Verlauf der Q_1 -fachen Bettungswerte k_i über β bei $\alpha=1$ und $Q_2/Q_1=0,9$

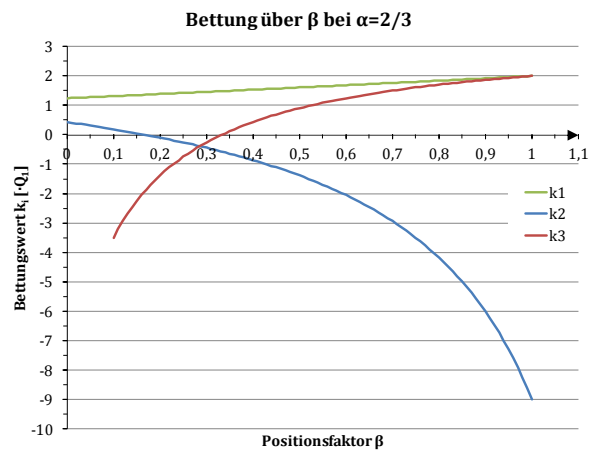


Abb. 4-25: Verlauf der Q_1 -fachen Bettungswerte k_i über β bei $\alpha=2/3$ und $Q_2/Q_1=0,9$

Wie bereits beschrieben, werden die negativen Werte ausgeschlossen und als Grenzwert Null verwendet. Die jeweilige Steife erfährt in diesen Fällen keine Unterstützung von den Nachbarrippen, da diese selbst belastet sind. In Abschnitt 4.3.7 werden die Ergebnisse eines Beispiels dargelegt, die gute Übereinstimmungen mit einem dreidimensionalen Rechenmodell zeigen und den beschriebenen Ansatz rechtfertigen.

Im Folgenden sollen die Ergebnisse für typische Laststellungen überprüft werden. Auch die bereits betrachteten Fälle 1 und 2 sind in den Gleichungen (4.41) - (4.43) berücksichtigt und liefern die gleichen Werte wie in der direkten Berechnung zuvor. Die Bettungen k_2 und k_3 spielen für Fall 1 keine Rolle, da keine zweite Radlast angesetzt wird. Sie ergeben sich auch in der Berechnung zu kleiner Null. Ähnliches gilt für die Fälle 2 und 2*, bei der die unbelastete Hohlsteife 3 folgerichtig keine Bettung erhält. Des Weiteren zeigt das Verfahren für den Fall 4 konsequente Ergebnisse, da hierbei dieselbe Last auf den Hohlsteifen 1 und 3 zu gleichen Bettungswerten führt, die außerdem äquivalent zu Fall 1 sind.

Tabelle 4-4: Bettungswerte für typische Laststellungen

Fall	α, β	k_1, k_2, k_3
Fall 1	$\alpha = 0$	$k_1 = 2 Q_1$ $k_2 < 0 ; k_3 < 0$
Fall 2	$\alpha = 1 ; \beta = 0$	$k_1 = Q_2 ; k_2 = Q_2$ $k_3 < 0$
Fall 2*	$\alpha = 2/3 ; \beta = 0$	$k_1 = \frac{4 Q_1 \cdot Q_2}{2 Q_1 + Q_2}$ $k_2 = \frac{Q_1 \cdot Q_2}{3 Q_1 - Q_2}$ $k_3 < 0$
Fall 3	$\alpha = 1 ; \beta = 1/2$	$k_1 = \frac{3 Q_1 \cdot Q_2}{Q_1 + Q_2}$ $k_2 < 0 ; k_3 = Q_2$
Fall 3*	$\alpha = 2/3 ; \beta = 1/2$	$k_1 = \frac{5 Q_1 \cdot Q_2}{Q_1 + 2 Q_2}$ $k_2 < 0 ; k_3 = Q_2$
Fall 4	$\alpha = 1 ; \beta = 1$	$k_1 = 2 Q_1 ; k_3 = 2 Q_1$ $k_2 < 0$

4.3.3 Mittragende Breiten

Für die mittragenden Breiten gelten die gleichen Annahmen wie für Fall 2, d.h. für die Hohlsteifen 1 und 3 werden unter der geltenden Bedingung (4.14) die halben Werte der Diagramme Abb. 4-3 und Abb. 4-4 angesetzt. Da sich Hohlsteife 2 zwischen den Radlasten und den beiden weiteren Hohlsteifen befindet, ist die Ausbreitung der Längsspannungen limitiert. Es kann nur auf den Wert $a+e$ zurückgegriffen werden.

4.3.4 Berechnung der Schnittgrößen und Spannungen

Mit den Bettungen können die Schnittgrößen und Spannungen des Längssystems berechnet werden. Die maßgebenden Werte ergeben sich für Hohlsteife 1. Der Lastansatz erfolgt wie zuvor definiert mit der vollständigen Radlast p auf Hohlsteife 1 sowie den der Laststellung entsprechenden Teilwerten auf den Hohlsteifen 2 und 3. Für Hohlsteife 2 ergibt sich dabei $(1-\beta)\alpha \cdot p$ sowie für Hohlsteife 3 der Wert von $\alpha\beta \cdot p$. Die resultierenden Verformungen werden in das Quersystem übertragen, um im Folgenden die Deckblechspannungen berechnen zu können. Dafür ist eine Superposition aus zwei, den Anteilen aus Krafteinleitung und Kraftweiterleitung entsprechenden Systemen notwendig, die hinreichend genaue Ergebnisse liefert. Für die Berechnung werden die folgenden, in Abb. 4-26 dargestellten Systeme verwendet.

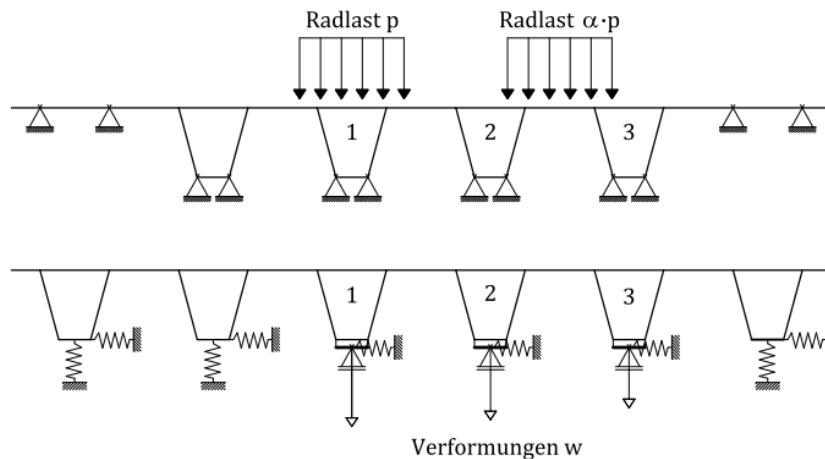


Abb. 4-26: Quersysteme zur Berechnung der Deckblechspannungen
(oben: Kräfteinleitung, unten: Kraftweiterleitung)

4.3.5 Beispiel Fall 3*: Zwei Doppelachsen mit $\alpha = 2/3$ und $\beta = 1/2$

Beispielhaft soll für den Fall 3* anhand einer Berechnung gleichfalls die Vorgehensweise aufgezeigt werden. Es werden zwei Radlasten der Größe 150 kN bzw. 100 kN im Abstand von 90 cm (entspricht $1,5a+1,5e$ bzw. $\beta=1/2$) mit einer jeweiligen Lastverteilungsbreite von 55 cm berücksichtigt. Die Parameter und die Laststellung im Längssystem werden dafür aus dem vorangegangenen Beispiel übernommen. Demzufolge können die Werte $\psi = 1,75$ als Orthotropieparameter sowie $\varphi_{\text{Feld}} = 3,75$ und $\varphi_{\text{QT}} = 1,70$ für die Berechnung der mittragenden Breiten beibehalten werden. Mit der vereinfachten Annahme, bei zwei Radlasten nur die Hälfte der Diagrammwerte anzusetzen, ergeben sich die Breiten zu:

$$b_{\text{eff,Feld}} = \frac{169 \text{ cm}}{2} = 84,5 \text{ cm} \quad (4.48)$$

$$b_{\text{eff,QT}} = \frac{76,5 \text{ cm}}{2} = 38,3 \text{ cm} \quad (4.49)$$

Da zusätzlich die Bedingung (4.14) eingehalten werden muss, wird der Wert der mittragenden Breite im Stützbereich nach dem üblichen Verfahren (vgl. [21] bzw. [144]) ermittelt. Damit ergibt sich $b_{\text{eff,QT}} = 42 \text{ cm}$ als maßgebender Wert im Stützbereich.

Die Federsteifigkeiten der benachbarten Hohlsteifen können ebenso beibehalten werden, da sich das System gegenüber dem Beispiel zuvor nicht ändert. Nach der Definition müssen zur Ermittlung der Stabbettungen die Querkraftwerte Q_1 und Q_2 bestimmt werden, d.h. es sind zwei Quersysteme zu betrachten. Für den ersten Fall können das System und das Ergebnis für Q_1 aus Abb. 4-14 verwendet werden, da es sich hierbei um die Hohlsteife mit der direkten Beanspruchung durch die Radlast handelt. Die Querkraft Q_2 wird über das System nach Abb. 4-27 ermittelt. Dieses entspricht dem Ansatz nach Fall 2 und erfordert eine Einheitsverschiebung an zwei Hohlsteifen. Mit den Werten $Q_1 = 338 \text{ N/cm}$ und $Q_2 = 309 \text{ N/cm}$ können die Stabbettungen für die Hohlsteifen mit den Gleichungen für Fall 3* nach Tabelle 4-4 bestimmt werden.

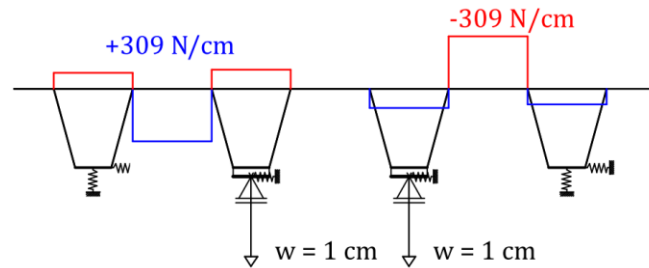


Abb. 4-27: Querkraftverlauf in N/cm im Quersystem infolge zweier Einheitsverschiebungen

$$k_1 = \frac{5 Q_1 \cdot Q_2}{Q_1 + 2 Q_2} = \frac{5 \cdot 0,338 \cdot 0,309}{0,338 + 2 \cdot 0,309} = 0,5462 \frac{kN}{cm^2} = 5,462 \frac{kN}{m^2}$$

$$k_2 = 0$$

$$k_3 = Q_2 = 0,309 \frac{kN}{cm^2} = 3,090 \frac{kN}{m^2}$$

Die drei Bettungen werden zur Bestimmung der Durchbiegungen der Hohlsteifen benötigt, um die Deckblechspannungen berechnen zu können. Die maßgeblichen Normalspannungen in Längsrichtung treten an Hohlsteife 1 auf.

Tabelle 4-5: Längsspannungen der Hohlsteifen für Fall 3*

	Hohlsteife 1	FEM (HS 1)	Hohlsteife 2	Hohlsteife 3
Stabbettung [kN/m ²]	5,462	-	0	3,090
Belastung [kN/m]	272,70	-	90,91	90,91
Mitragende Breite [cm]	84,50	-	60,00	84,50
Feldmitte				
$\sigma_{x,oben}$ [N/mm ²]	-40,17	-32,32	-23,37	-14,90
$\sigma_{x,unten}$ [N/mm ²]	+150,42	+149,80	+66,79	+55,80
Verschiebung [mm]	5,10	5,50	2,40	1,90
Radmitte				
$\sigma_{x,oben}$ [N/mm ²]	-37,93	-31,24	-21,48	-13,92
$\sigma_{x,unten}$ [N/mm ²]	+142,04	+144,59	+61,40	+52,11
Verschiebung [mm]	4,60	5,00	2,10	1,70
Querträger				
$\sigma_{x,oben}$ [N/mm ²]	+42,52	+24,27	+18,09	+15,48
$\sigma_{x,unten}$ [N/mm ²]	-96,39	-97,61	-41,01	-35,09

Die Deckblechspannungen werden auch in diesem Beispiel nach Krafteinleitung und Kraftweiterleitung getrennt berechnet. Dafür kommen die Systeme aus Abb. 4-26 zur Anwendung, mit denen eine Superposition an jeder Stelle im Deckblech erfolgen kann. Die Plattenfaktoren für die Spannungen aus Krafteinleitung bleiben aufgrund der gleichen Lastverteilung unverändert bei 0,93 (Feldmoment) und 0,98 (Stützmente). Für vier Punkte im Deckblech (siehe Abb. 4-28)

sind die maßgebenden Ergebnisse unter der Radlast in Tabelle 4-6 zusammengestellt. Es gilt für diesen Lastfall gleichermaßen, dass Punkte außerhalb der Radlast untersucht werden können, indem die Werte aus der Krafteinleitung entfallen.

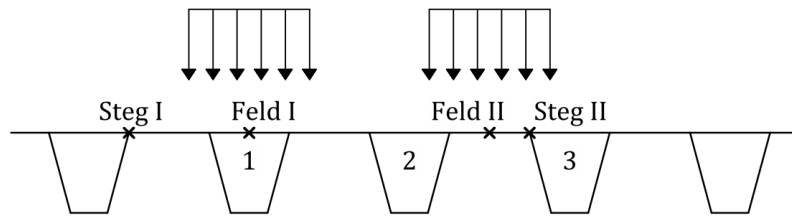


Abb. 4-28: Spannungspunkte im Quersystem des Beispiels

Tabelle 4-6: Deckblechspannungen unter der Radlast (Quersystem) für Fall 3*

	Kraftein- leitung	Kraftweiterleitung aus w_1 , w_2 und w_3	Gesamt	FEM
Einwirkung: Belastung/ Verformung	49,60 N/cm	4,60 mm / 2,10 mm / 1,70 mm	-	-
$\sigma_{y,\text{Feld I}}$ [N/mm ²]	+91,64	+58,63	+150,27	+146,04
$\sigma_{y,\text{Feld II}}$ [N/mm ²]	+61,46	+0,17	+61,63	+66,75
$\sigma_{y,\text{Steg I,innen}}$ [N/mm ²]	-5,39	-61,50	-66,89	-78,71
$\sigma_{y,\text{Steg I,außen}}$ [N/mm ²]	-6,41	-94,13	-100,54	-96,50
$\sigma_{y,\text{Steg II,außen}}$ [N/mm ²]	-88,24	+0,67	-87,57	-103,58
$\sigma_{y,\text{Steg II,innen}}$ [N/mm ²]	-83,79	+3,42	-80,37	-91,79

4.3.6 Vergleich der Ergebnisse

Mit dem hier beschriebenen, optimierten Verfahren können die Berechnungsergebnisse nach der FEM auch für den komplexen Lastfall 3* sehr gut angenähert werden. Deutlich wird, dass es nur bei kurzen Querträgerabständen zu leichten Abweichungen kommt. Bei dem betrachteten Lastfall liegt das Zentrum beider Radlasten in Feldmitte, sodass sich die Lastflächen bei kurzen Feldlängen in Querträgnähe befinden. Da die Lasten hier größtenteils direkt in Längsrichtung weitergeleitet werden und keine ausgeprägte Querverteilung stattfindet, kommt die Bettung nicht zum Tragen und kann in diesem Fall auch vernachlässigt werden. Daraus ergeben sich größere Spannungen, die auf Höhe der Ergebnisse nach dem üblichen Verfahren liegen. Bei größer werdenden Querträgerabständen können die FEM-Ergebnisse mit dem optimierten Verfahren gut angenähert werden, wobei die Diskrepanz zum üblichen Verfahren kleiner ausfällt als bei Beispiel 1, da sich die Stabbettung aufgrund der zweiten Radlast reduziert. Dennoch sind die Abweichungen weiterhin signifikant (siehe Abb. 4-29, Abb. 4-30). Hinsichtlich der Deckblechspannungen bietet das optimierte Verfahren trotz der integrierten Vereinfachungen ebenfalls sehr gute Näherungen (Abb. 4-31), während das übliche Verfahren z.T. erheblich von den FEM-Ergebnissen abweicht. Deutlich wird dies bei den Spannungen in Feld II und an Steg II (Abb. 4-32). Grundsätzlich treten an den Stegen etwas höhere FE-Spannungen auf, da es an den Verbindungslinien mehrerer Flächenelemente zu Spannungsspitzen kommt.

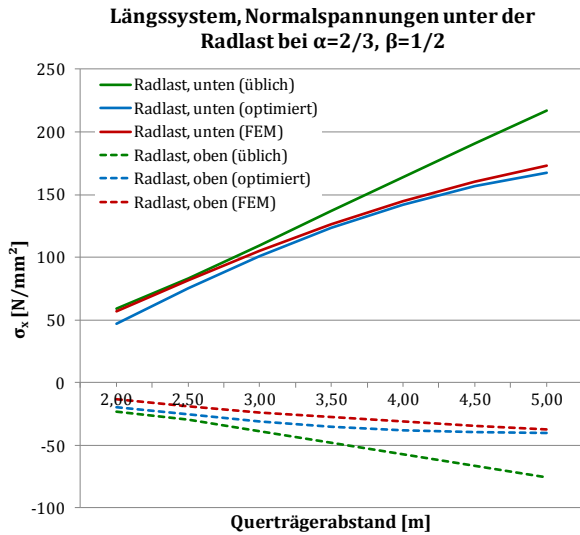


Abb. 4-29: Normalspannungen unter der Radlast (Fall 3*, LF Feldmitte, Hohlsteife 1)

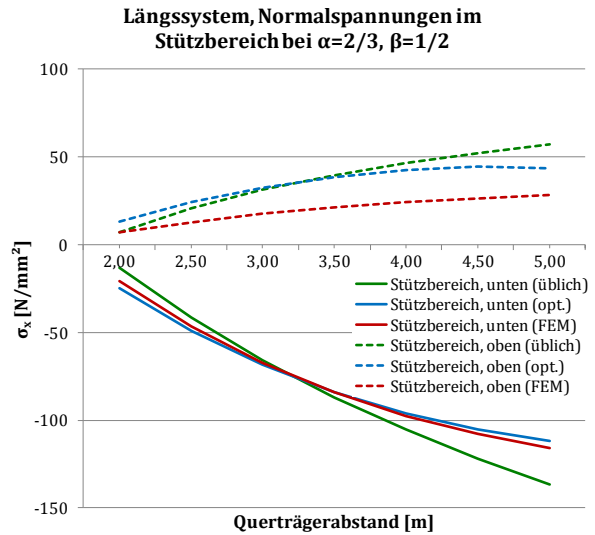


Abb. 4-30: Normalspannungen am Querträger (Fall 3*, LF Feldmitte, Hohlsteife 1)

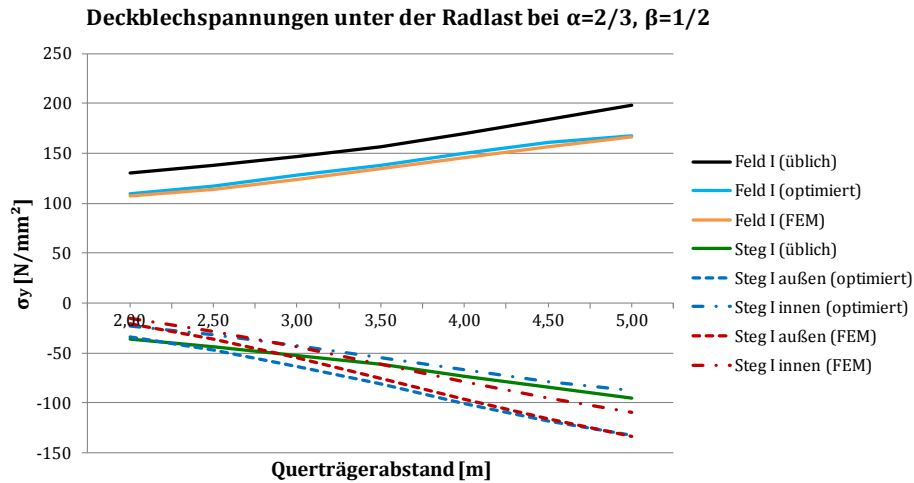


Abb. 4-31: Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 3*, LF Feldmitte, Feld I und Steg I)

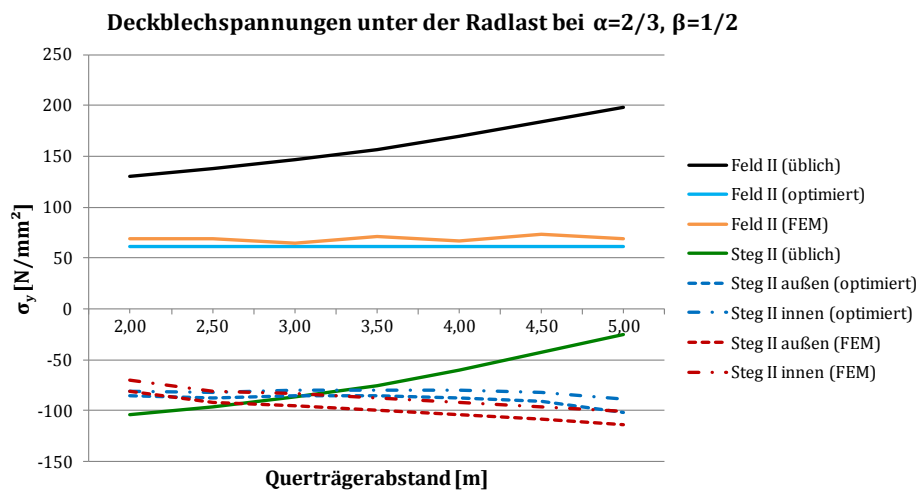


Abb. 4-32: Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (Fall 3*, LF Feldmitte, Feld II und Steg II)

4.3.7 Validierung des Superpositionsansatzes

Verformungsberechnung über Ansätze

Im Folgenden soll der Superpositionsansatz über die berechneten Verformungen validiert werden. Infolge der getroffenen Annahmen bestehen Abhängigkeiten zwischen den Verformungen w_1 , w_2 und w_3 der einzelnen Hohlsteifen sowie hinsichtlich der Bettungen k_1 , k_2 und k_3 . Demnach muss eine Auswertung dieser Zusammenhänge zu gleichen Ergebnissen führen wie die Stabwerksberechnung. Die tatsächlich auftretenden Gesamtverformungen w_1 , w_2 und w_3 an den Hohlsteifen sind durch die Gleichungen (4.28), (4.34) und (4.38) gegeben. Die Beziehung zwischen den Verformungsansätzen \hat{w}_1 , \hat{w}_2 und \hat{w}_3 stellt Gleichung (4.20) dar. Ziel ist es, die Verformungen w_2 und w_3 in Abhängigkeit von w_1 auszudrücken. Dazu wird zunächst Gleichung (4.29) umgestellt:

$$\hat{w}_1 = \frac{w_1}{1 + \gamma \bar{w}} \quad (4.50)$$

Durch Einsetzen der Beziehungen in die zuvor genannten Gleichungen ergibt sich für die Verformungen an den Hohlsteifen 2 und 3:

$$w_2 = \frac{\bar{w} + \delta \bar{w} + \gamma}{1 + \gamma \bar{w}} \cdot w_1 \quad (4.51)$$

$$w_3 = \frac{\delta + \gamma \bar{w}}{1 + \gamma \bar{w}} \cdot w_1 \quad (4.52)$$

Gemäß dem vorangegangenen Beispiel sollen diese Verformungen über den im Stabwerk in Feldmitte berechneten Wert von w_1 (5,10 mm) bestimmt werden. Für den hier vorliegenden Fall 3* gelten die Werte $\alpha = 2/3$ und $\beta = 1/2$, sodass $\gamma = \delta = 1/3$ (nach Gleichung (4.18) und (4.19)) resultiert. Mit den im Quersystem für die Bettung ermittelten Querkräften $Q_1 = 338 \text{ N/cm}$ und $Q_2 = 309 \text{ N/cm}$ können \bar{w} und schließlich w_2 und w_3 berechnet werden.

$$\bar{w} = \frac{Q_1 - Q_2}{Q_2} = \frac{338 - 309}{309} = 0,09385 \quad (4.53)$$

$$w_2 = \frac{0,09385 + \frac{0,09385}{3} + \frac{1}{3}}{1 + \frac{0,09385}{3}} \cdot 5,10 \text{ mm} = 2,27 \text{ mm} \quad (4.54)$$

$$w_3 = \frac{\frac{1}{3} + \frac{0,09385}{3}}{1 + \frac{0,09385}{3}} \cdot 5,10 \text{ mm} = 1,80 \text{ mm} \quad (4.55)$$

Verglichen mit den Ergebnissen aus der Stabwerksberechnung ($w_2 = 2,40 \text{ mm}$ und $w_3 = 1,90 \text{ mm}$; vgl. Tabelle 4-5) können sehr gute Übereinstimmungen festgestellt werden. Daraus wird geschlossen, dass die für den Fall mit zwei nah beieinander stehenden Radlasten getroffenen Annahmen gut geeignet sind, um die Zusammenhänge zwischen den Hohlsteifen zu beschreiben.

Überprüfung weiterer Laststellungen

Für das zuvor betrachtete Beispiel mit einem Querträgerabstand von 4 m werden außerdem die Ergebnisse aus weiteren Laststellungen mit Werten für den Positionsfaktor von $\beta = 1/4$ und $\beta = 3/4$ dargelegt (hier mit $\alpha = 1$). Es wird deutlich, dass auch bei dieser sehr komplexen Lastverteilung gute Übereinstimmungen mit den Ergebnissen der FEM erzielt werden können (siehe Tabelle 4-7). Die etwas größeren FE-Spannungen in Querrichtung sind tolerierbar und Folge von Spannungsspitzen. Folglich kann festgehalten werden, dass das Nullsetzen der Bettung k_2 bzw. k_3 bei rechnerisch stark negativen Werten dennoch zu guten Ergebnissen führt.

Tabelle 4-7: Vergleich der Berechnungsergebnisse von Stabwerk und FEM bei $L = 4$ m, $\alpha = 1$ und verschiedenen Werten für β

	$\beta = 1/4$		$\beta = 3/4$	
	Stabwerk	FEM	Stabwerk	FEM
Längsrichtung (Hohlsteife 1)				
$\sigma_{x,\text{oben}}$ [N/mm ²]	+151,26	+152,04	+140,81	+146,67
$\sigma_{x,\text{unten}}$ [N/mm ²]	-40,40	-36,30	-37,60	-32,48
Querrichtung				
$\sigma_{y,\text{Feld I}}$ [N/mm ²]	+139,02	+138,42	+146,88	+154,38
$\sigma_{y,\text{Steg I,innen}}$ [N/mm ²]	-64,18	-82,17	-69,86	-80,08
$\sigma_{y,\text{Steg I,außen}}$ [N/mm ²]	-97,43	-101,38	-104,16	-98,08
$\sigma_{y,\text{Steg II,außen}}$ [N/mm ²]	-133,84	-149,50	-129,28	-147,63
$\sigma_{y,\text{Steg II,innen}}$ [N/mm ²]	-101,05	-120,83	-141,14	-151,46

4.4 Weitergehende Betrachtungen

4.4.1 Weitere Lastfälle

Neben dem Doppelachs-System können auch weitere Laststellungen mit dem Verfahren berechnet werden. Bei Betrachtung einer einzelnen Achslast oberhalb einer Hohlsteife ergibt sich ausschließlich eine andere mittragende Breite, die über die Diagramme im Anhang A ermittelt werden kann. Der weitere Rechenweg erfolgt äquivalent. Die Berechnung der Spannungen bei einer um $(a+e)/2$ – versetzten Radlast ist ebenfalls möglich und kann über die Ansätze aus Fall 2 erfolgen. Während die Federsteifigkeiten der einzelnen Hohlsteifen für das Quersystem nach wie vor gleichermaßen berechnet werden, wird für die Stabbettung des Längssystems der Ansatz nach Abb. 4-19 betrachtet. Diese nimmt demnach den gleichen Wert wie in Fall 2 an. Im Unterschied dazu können die Werte der Radlasten sowie der mittragenden Breite im Längssystem halbiert werden, da eine Lastverteilung auf zwei Hohlsteifen angenommen wird. Für die Krafteinleitungsspannungen im Quersystem muss die Last entsprechend verschoben werden, um die Berechnung durchzuführen.

4.4.2 Besonderheiten

Wie bereits im Abschnitt 4.3.6 beschrieben, kommt es bei auflagernahen Radlasten nur zu einer geringen Querverteilung innerhalb der Platte. Der Großteil der Kräfte wird direkt in Längsrichtung auf die Querträger übertragen. Die Funktion der Stabbettung ist jedoch dadurch definiert, die Querverteilung auf die anderen Hohlsteifen zu simulieren. Demzufolge ist die Bettung nicht zwingend erforderlich, wenn die Radlasten nahe dem Querträger angeordnet sind. Um die maximalen Stützmomente für den Lastfall zu erhalten, bei dem die Räder der Doppelachse vor und hinter einem Querträger positioniert sind, wird empfohlen die Bettung zu vernachlässigen. Wie der Vergleich von Abb. 4-33 und Abb. 4-34 zeigt, können grundsätzlich bessere Ergebnisse mit dieser Variante erzielt werden, auch wenn einige Spannungen z.T. dennoch Abweichungen zu den FE-Berechnungen aufweisen.

Es ist jedoch auch festzuhalten, dass dieser Lastfall nicht zwingend maßgeblich ist, da die Spannungen im Stützbereich infolge des Beispiels aus Abschnitt 4.2.5 und der im Feld positionierten Radlasten höher ausfallen. Dies gilt vor allem bei größeren Stützweiten ab 3 m. Das Verfahren mag hier an Grenzen stoßen, ohne dass eine pauschale Aussage zur Bewertung getroffen werden kann. Bei veränderten Steifigkeitsverhältnissen von Hohlsteife und Querträger können sich die Ergebnisse genauer darstellen. Für ein weiteres Beispiel, bei dem die Hohlsteifen im Vergleich zu den Querträgern weniger steif sind, lassen sich die Ergebnisse aus der FE-Berechnung besser annähern (Anhang A.3).

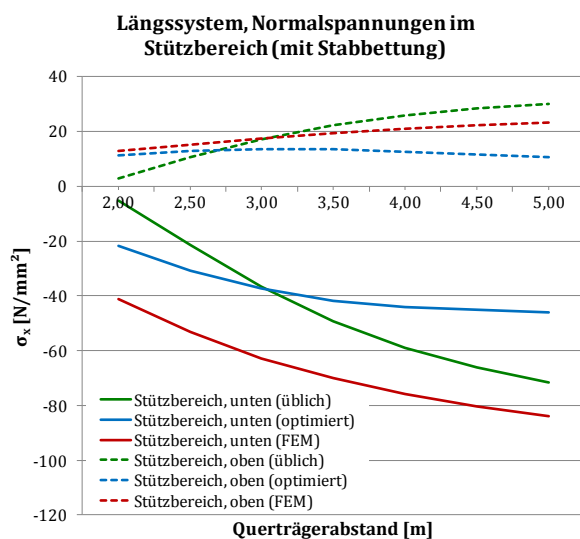


Abb. 4-33: Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF über QT, mit Stabbettung)

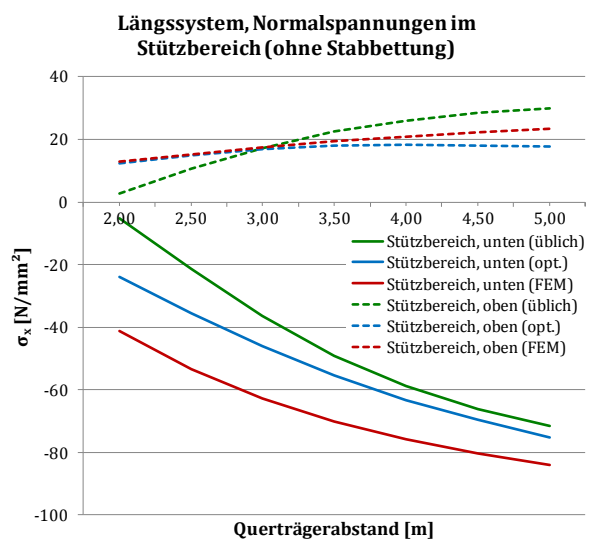


Abb. 4-34: Normalspannungen am Querträger (Fall 1, LF über QT, ohne Stabbettung)

4.5 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde ein optimiertes Näherungsverfahren vorgestellt, mit dem die Spannungsermittlung an der orthotropen Fahrbahnplatte mit Trapezhohlsteifen durchgeführt werden kann. Es zeichnet sich dadurch aus, dass alle Berechnungen an einfachen Stabwerksmodellen durchgeführt werden können. Hierbei spielt vor allem die Belastung durch auf kleine Flächen konzentrierte Radlasten eine wesentliche Rolle. Der Vergleich der mithilfe des Verfahrens ermittelten Ergebnisse mit FEM-Berechnungen am dreidimensionalen Faltnetzwerk zeigte für alle Fälle gute bis sehr gute Übereinstimmungen.

Ein Aspekt der Optimierung ist der Ansatz einer vergrößerten mittragenden Breite. Bei Belastung einer Hohlsteife unter der Radlast kann eine größere Deckblechbreite für die Tragwirkung angesetzt werden als die geometrische Breite zwischen zwei Hohlsteifen. Für Kantenlängen von 40 cm und 55 cm der Radaufstandsflächen wurden die mittragenden Breiten im Feld- und Stützbereich bestimmt und in Diagrammen zusammengestellt. Es wurde festgestellt, dass die resultierenden Ergebniswerte ausschließlich von der Stützweite und dem Orthotropieparameter der Platte abhängen.

Die wesentliche Verbesserung gegenüber anderen Näherungsverfahren kann mit der Integration einer Stabbettung ins Längssystem erzielt werden. Diese wird aus der Schubkraftübertragung auf die benachbarten Hohlsteifen ermittelt und repräsentiert deren unterstützende Wirkung. So kann in einem Durchlaufträgersystem die Plattentragwirkung berücksichtigt werden. Mit der daraus bestimmten Durchbiegung können im Quersystem zudem die Deckblechspannungen berechnet werden.

Es wurden verschiedene Lastfälle mit einem Rad und zwei benachbarten Radlasten untersucht und rechnerisch ausgewertet. Für den ersten Fall konnten die Ergebnisse der FEM-Berechnungen sehr gut angenähert werden. Auch für den deutlich komplexeren Fall mit zwei Rädern zeigt der Vergleich gute Übereinstimmungen. Das beschriebene Näherungsverfahren erreicht in den meisten Fällen einer FE-Berechnung ähnlichere Ergebnisse als ein übliches, zum Vergleich herangezogenes Verfahren.

5 Untersuchungen zu den Werkstoffen

Die experimentellen Untersuchungen waren so angelegt, dass Kombinationen aus verschiedenen Kohlenstofffasern und Harzsystemen untersucht wurden. Insgesamt wurden neben drei Epoxidharzsystemen, für deren Wahl eine sehr lange Topfzeit das wesentliche Kriterium war, eine hochfeste und eine ultra-hochmodulige Faser verwendet. Zunächst wurden die mechanischen Eigenschaften der Lamine in Zugversuchen bestimmt. Des Weiteren sind Zugversuche mit CFK-verstärkten Stahlproben durchgeführt worden, die Aufschluss über die erreichbare Spannungsreduzierung geben konnten. Hierbei wurde auch der Unterschied zwischen getemperten und nicht getemperten Proben erfasst.

5.1 Materialien

5.1.1 Kohlenstofffasern

Es wurden zwei verschiedene Kohlenstofffasern verwendet, um das Verhalten beim Einsatz als Verstärkung zu vergleichen. Zum einen kam die hochfeste (HT) Faser *TRH 50 60M* zum Einsatz, die eine sehr hohe Zugfestigkeit aufweist. Dementgegen steht der niedrige E-Modul, der i.d.R. einen Mehreinsatz an Fasern verlangt, um Stahlstrukturen zu verstärken. Die zweite Faser ist die ultra-hochmodulige (UHM) *Dialead K63712* mit einem sehr großen E-Modul, aber einer kleinen Bruchdehnung. Hersteller beider Fasern ist *Mitsubishi*, wobei unterschiedliche Verfahren zur Anwendung kommen. Die HT-Faser basiert auf der Textilfaser PAN, der Ausgangsstoff der UHM-Faser hingegen ist Pech. Neben den Eigenschaften ist ein weiterer Grund für die Wahl beider Fasertypen, dass sie jeweils als fertiges UD-Gelege von der Rolle geliefert wurden. So konnten die Lamine großflächig hergestellt werden. Die Eigenschaften der Fasern sind in Tabelle 5-1 zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Eigenschaften der gewählten Fasern

	Faser I: TRH 50 60M	Faser II: Dialead K63712
Dichte	1,81 g/cm ³	2,12 g/cm ³
Anzahl Filamente	60.000	12.000
Durchmesser Filament	6 µm	11 µm
Feinheit	3.200 tex	2.000 tex
Gelege (Flächengewicht/Breite)	600 g/m ² , 55 cm	450 g/m ² , 63,5 cm
E-Modul (Zug)	250.000 N/mm ²	640.000 N/mm ²
Zugfestigkeit	4.830 N/mm ²	2.600 N/mm ²
Bruchdehnung	1,9 %	0,4 %

5.1.2 Harzsysteme

Als Harzsysteme wurden drei verschiedene Epoxidharze ausgewählt. Der späteren Anwendung entsprechend bildete eine möglichst lange Topfzeit das entscheidende Kriterium. Des Weiteren war eine geringe Mischviskosität vorzusehen, um die vollständige Benetzung der Fasern sicherzustellen. Eine Besonderheit ist das Harz III, mit der vom Hersteller angegebenen Information einer nicht ausgeprägten Sprödigkeit auch bei Aushärtungstemperaturen unter 20 °C. Dieser Punkt ist insofern interessant, da eine Temperung zum Erreichen der mechanischen Eigenschaften nicht zwingend erforderlich ist. Eine Übersicht der von den Herstellern angegebenen Eigenschaften ist in Tabelle 5-2 dargestellt. Die Querkontraktionszahl für Epoxidharze liegt üblicherweise bei 0,35 [60].

Tabelle 5-2: Eigenschaften der gewählten Harzsysteme

	Harzsystem I: Axson Epolam 2017 Härter Epolam 2018	Harzsystem II: RIMR 935 RIMH 937	Harzsystem III: R+G Epoxydharz L Härter GL 2
Mischviskosität	350 mPas	300 mPas	250 mPas
Topfzeit	160 min	300 min	210 min
Dichte (ausgehärtet)	1,16 g/cm ³	k.A.	1,15 g/cm ³
E-Modul (Zug)	3.200 N/mm ²	3.500 N/mm ²	3.057 N/mm ²
Querkontraktionszahl	0,35	0,35	0,35
Schubmodul	1.185 N/mm ²	1.296 N/mm ²	1.132 N/mm ²
Zugfestigkeit	68 N/mm ²	k.A.	75 N/mm ²
Bruchdehnung	6,0 %	k.A.	4,5 %
Empfohlene Temperung	2 h bei 60 °C 8 h bei 80 °C	2 h bei 50 °C 12 h bei 95 °C	5 h bei 70 °C 5 h bei 80 °C

5.1.3 Herstellung der Probekörper

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der Lamine wurden Zugversuche durchgeführt. Die Probekörper sind dafür gemäß der Normen DIN EN ISO 527-1 [145] bzw. DIN EN ISO 527-5 [146] angefertigt und geprüft worden. Dazu wurden vier bzw. fünf Lagen der UD-Gelege für ein Laminat verwendet, um etwa gleiche Massenanteile an Fasern zu erhalten (vgl. Tabelle 5-3) und mittels Vakuuminfusionsverfahren mit den oben genannten Harzen getränkt. Die trockenen Lagen wurden auf einem Abreißgewebe, welches sich später vom Harz lösen lässt und für das Entformen benötigt wird, übereinander geschichtet und auf einer Temperierplatte positioniert. Darauf wurden ein weiteres Abreißgewebe und eine Fließhilfe zur besseren Verteilung des Harzes gelegt. Das Vakuum wurde mithilfe einer Pumpe in dem mit Dichtbändern und Folie verschlossenen Laminat erzeugt (siehe Abb. 5-1). Nach Überprüfung der Luftdichtheit konnte die Tränkung mit dem Harz beginnen.

Bei den ersten Versuchen, die Lamine herzustellen, traten Probleme auf. Aufgrund der großen Fläche und der Ausrichtung als UD-Gelege war es nicht möglich, die Fasern vollständig zu tränken. Es wird angenommen, dass das erzeugte Vakuum eine zu starke Kompression der Fasern

zur Folge hatte, sodass das Harz nicht alle Zwischenräume bis zu den unteren Lagen füllen konnte (siehe Abb. 5-2). Dieser Effekt wurde durch die aufgelegte Fließhilfe zusätzlich begünstigt, da sie das Harz durch die oberen Lagen leitete. Abhilfe konnte durch zwei Maßnahmen geschaffert werden.

Einerseits wurde die zu tränkende Laminatfläche halbiert, d.h. es wurden zwei Lamine mit je der halben Rollenbreite nebeneinander hergestellt. Zum Anderen endete die Fließhilfe weiter vom Abguss entfernt, um das Harz nicht zu schnell über die Fasern zu führen. Dennoch waren die Hohlräume zwischen den Fasern durch die gegebenen Umstände sehr eng, weshalb die Harzinfusion bis zu einer Stunde dauern konnte. Beim späteren Tränken des Schlauches zur Verstärkung der Hohlsteife (Abschnitt 6.1.3) trat dieses Problem nicht auf, da der Querschnitt deutlich schmaler war und keine Fließhilfe verwendet wurde.

Für die Mischung von Harz und Härter kam das Labormischsystem *SpeedMixer* zum Einsatz, das mit einer doppelten Rotation des Mischbechers unter Vakuum ein homogenes und blasenfreies Ergebnis erzielte. Die so gefertigten Lamine mit Abmessungen von 275 mm x 360 mm und 315 mm x 360 mm wurden anschließend entsprechend der Herstellerangaben getempert. Für die Zugversuche sind zusätzliche Elemente aus CFK/GFK an den Randbereichen der ausgehärteten Laminatplatten angebracht worden, die der Krafteinleitung dienen und eine Schädigung der Proben durch die Spannbacken der Prüfmaschine verhindern. Hierfür wurde der zähelastische Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff *3M Scotch Weld DP 490* verwendet.

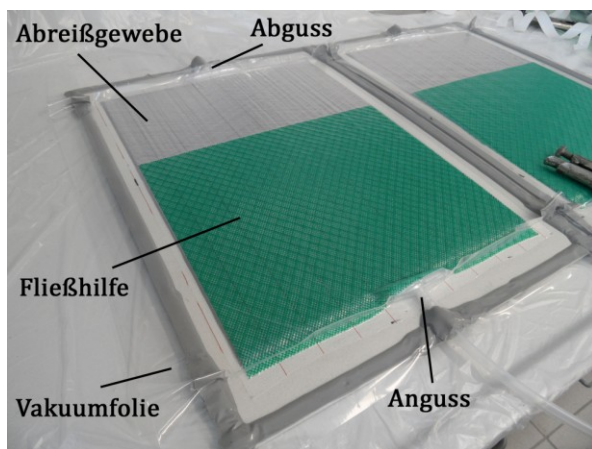


Abb. 5-1: Abgedichtetes und unter Vakuum gesetztes Laminat vor der Harzinfusion

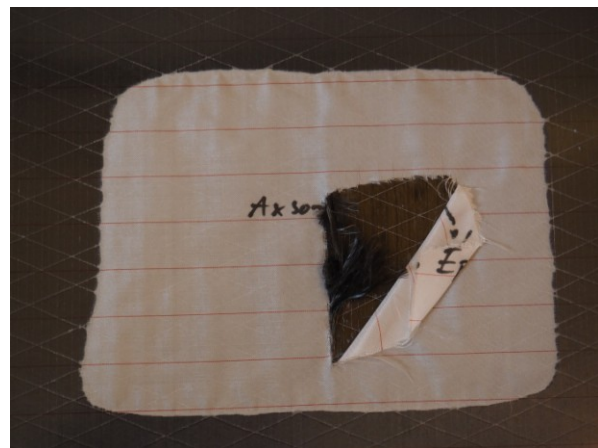


Abb. 5-2: An der Unterseite trocken gebliebenes Laminat nach der Aushärtung

Nach der vollständigen Aushärtung von mindestens sieben Tagen konnten aus den Platten die Zugproben zugeschnitten werden (siehe Abb. 5-3). Sie entsprachen dem „Typ A“ nach [146] mit einer Abweichung bei der Dicke, da diese nach den rechnerischen Vorgaben der Verstärkung gewählt wurde. Die Faservolumengehalte der Lamine wurden über eine chemische Extraktion mit Peroxo-monoschwefelsäure bestimmt.

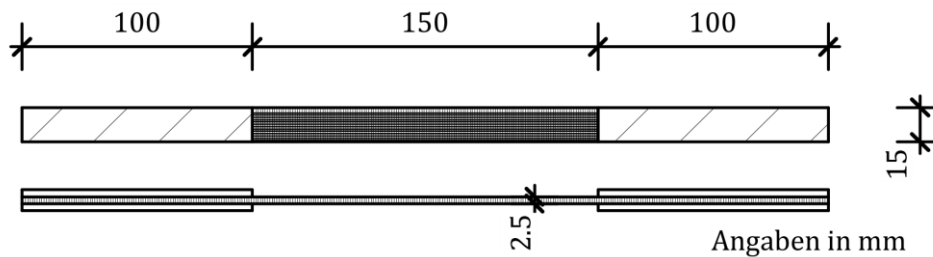


Abb. 5-3: Darstellung der CFK-Zugproben

Tabelle 5-3: Aufbau der Laminat

	TRH 50 60M	Dialead K63712
Anzahl Lagen	4	5
Dicke Laminat	2,40 mm	2,50 mm
Abmessungen	275 mm x 360 mm	315 mm x 360 mm
Querschnittsfläche Proben	36,0 mm ²	37,5 mm ²
Faservolumengehalte	52,3 % - 54,0 %	40,3 % - 42,5 %

5.2 Zugversuch CFK-Laminat

Die Proben wurden so in die Prüfmaschine eingespannt, dass sich die Krafteinleitungselemente vollständig zwischen den Spannbacken befanden (siehe Abb. 5-6). Die genauen Längenänderungen konnten mit Feindehnmessern bei einer Messlänge von 50 mm gemessen werden. Die Bestimmung des E-Modul erfolgte bei einer Prüfgeschwindigkeit von 0,50 mm/min im Bereich von 0,05 % bis 0,25 % als Sekantenmodul (vgl. [145]). Die weitere Prüfgeschwindigkeit wurde danach auf 2,00 mm/min erhöht. Da es beim Einspannvorgang zu großen Druckkräften in den Proben und damit einhergehenden Verformungen kam, begann die Messung erst ab einer Vorkraft von +200 N. Einige Proben sind dennoch bereits beim Spannen vor der Prüfung gebrochen. Da der Spanndruck zudem begrenzt war, um die Krafteinleitungselemente nicht zu zerdrücken, kam es trotz zyklischen Nachspannens im oberen Kraftbereich zum Rutschen mancher Proben. Auf die Ergebnisse, die vollständig im Anhang B zusammengestellt sind, wird im Folgenden eingegangen.

5.2.1 Prüfserie A-C

In den Prüfserien A, B und C sind Zugproben bestehend aus Faser I und den drei Harzen geprüft worden. Der erzielte Faservolumengehalt lag zwischen 52-54 % (vgl. Anhang C). Das überwiegende Versagensverhalten waren Faser- und Zwischenfaserbrüche, die zu einem Zerbersten der Laminatstruktur führten. Ein beispielhaftes Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist in Abb. 5-4 dargestellt.

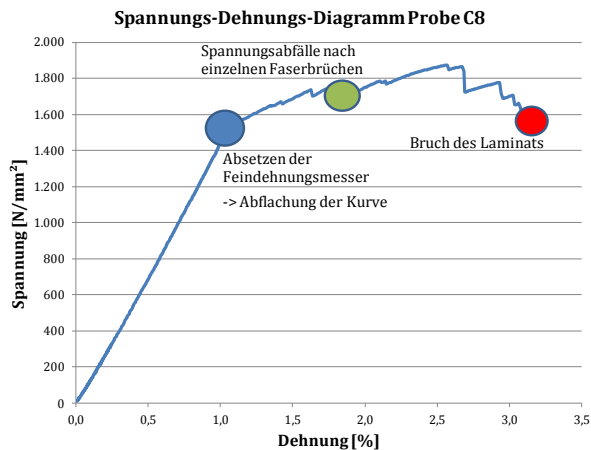


Abb. 5-4: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe C8 (Faser I und Harz III)

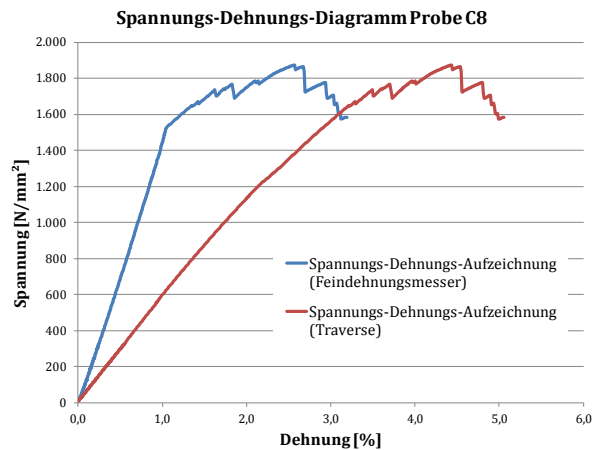


Abb. 5-5: Aufzeichnungen der Feindehnmessmer und der Traverse als Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe C8 (Faser I und Harz III)

Der scheinbare Steifigkeitsverlust bei etwa 1.500 N/mm^2 ist keine Folge eines Versagens im Laminat, sondern hängt damit zusammen, dass die Feindehnmessmer zum Schutz abgesetzt wurden. Die weitere Dehnungsermittlung erfolgte dann umgerechnet über den Traversenweg und führte zu einer Abflachung der Kurve im Diagramm. Dieser Zusammenhang ist in Abb. 5-5 ersichtlich. Ab dem Absetzpunkt bei 1.500 N/mm^2 ($\cong 55 \text{ kN}$) verlaufen die nominellen Dehnungen beider Aufzeichnungen identisch. Die Differenz zuvor ergibt sich aus der Nachgiebigkeit der Prüfmaschine, die bei der Messung über den Traversenweg eine wesentliche Rolle spielt. Bei einer Nachgiebigkeit von annähernd Null wären die Verläufe gleich. Da beide Kurven bis zum ersten Faserbruch näherungsweise linear ansteigen, ist davon auszugehen, dass die Abflachung der blauen Kurve nicht real existiert, sondern einzig eine Folge des Übergangs auf den roten Verlauf ist. Das sogenannte „Knie“ im Spannungs-Dehnungs-Verlauf tritt bei UD-Laminaten nicht auf.

Mit zunehmender Dehnung erfolgten stetig Brüche einzelner Fasern, die jeweils einen kurzzeitigen Spannungsabfall nach sich zogen. Darauf folgend konnten erneute Kraftanstiege verzeichnet werden bis das Laminat schließlich im Ganzen versagte (siehe Abb. 5-7). Dieser Bereich im Spannungs-Dehnungs-Verlauf lässt sich aufgrund der alleinigen Messung über den Traversenweg nur schwerlich einordnen, wird im Weiteren jedoch auch nicht von Bedeutung sein, da der erste Faserbruch als Versagenskriterium gilt. Zwischen den Proben mit unterschiedlichen Harzen ließen sich hinsichtlich der Maximalkraft keine relevanten Unterschiede im Zugversuch feststellen (vgl. Tabelle 5-4). Beim Auftreten des Erstrisses unterscheiden sich hingegen alle Harzsysteme voneinander.



Abb. 5-6: Eingespannte Zugprobe

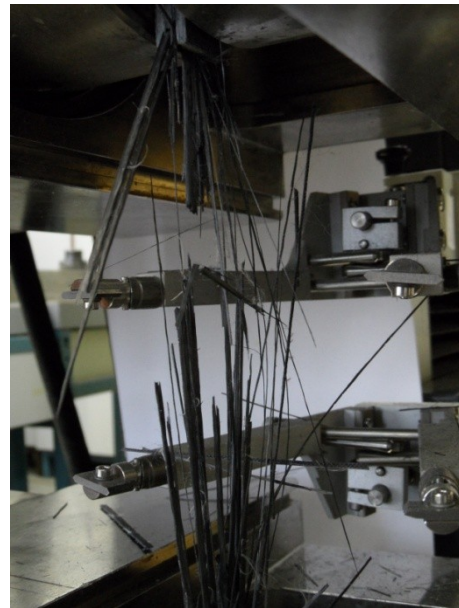


Abb. 5-7: Gebrochene Zugprobe nach Prüfung

Tabelle 5-4: Mittelwerte der Ergebnisse von Prüfsrie A-C

Faser I: TRH 50 60M	Axson Epolam 2017	RIMR 935	R+G Epoxydharz L
Bezeichnung	Serie A	Serie B	Serie C
Anzahl Proben	14	10	14
Faservolumengehalt [%]	53,4	52,3	54,0
E-Modul [N/mm ²]	125.707	122.436	123.581
Zugfestigkeit [N/mm ²]	1.770	1.755	1.873
Max. Kraft [kN]	63,74	63,19	67,43
Dehnung bei F _{max} [%]	2,63	2,70	2,74
Bruchdehnung [%]	3,05	3,05	3,19
Kraft bei Erstriss [kN]	52,64	46,53	57,42
Dehnung bei Erstriss [%]	1,25	1,05	1,44

5.2.2 Prüfsrie D-F

Mit den ultra-hochmoduligen Kohlenstofffasern konnte nur ein geringerer Faservolumengehalt erreicht werden. Dennoch spiegelte sich die hohe Steifigkeit der Fasern auch im E-Modul des Laminates wider, welcher über dem des Baustahls lag. Der progressive Verlauf der Kurve im Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist in Abb. 5-8 deutlich erkennbar.

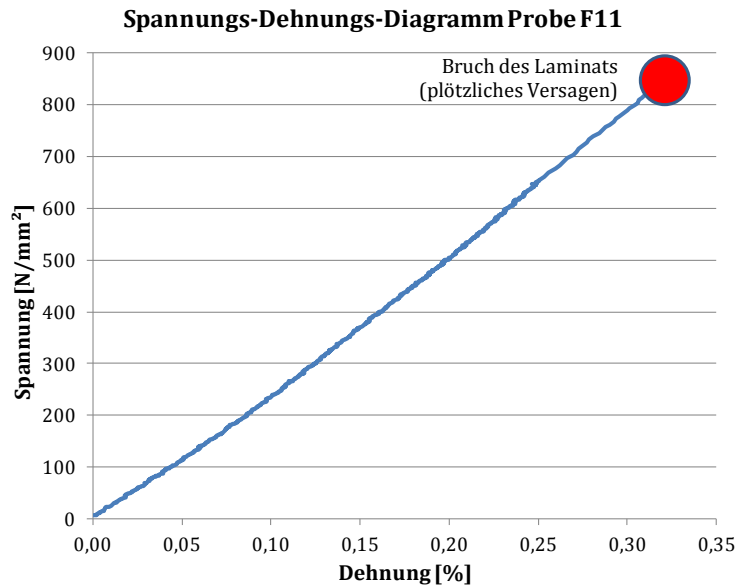


Abb. 5-8: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Probe F11 (Faser II und Harz III)

Aufgrund der geringen Bruchdehnung gegenüber den hochfesten Fasern zeigten die UHM-Fasern ein differentes Versagensverhalten. Dieses kann als ausgeprägt spröde bezeichnet werden, da es keinerlei Vorankündigung gab. Es war kein Reißen einzelner Fasern ersichtlich, folglich führte die maximale Kraft zum sofortigen Bruch an ein oder zwei Punkten im Laminat (siehe Abb. 5-9). Bei der Mehrzahl der Proben kam es zu direkten Faserbrüchen, ohne dass ein Zerbers-ten wie in den Serien A-C auftrat. Daher konnten die Feindehnungsmesser über die gesamte Messung angesetzt bleiben. Bei einigen Proben ereigneten sich zusätzlich Zwischenfaserbrüche längs des Laminates. Diese können auf eine geringere interlaminare Scherfestigkeit zurückgeführt werden (vgl. [147]). Die Zugfestigkeit lag erwartungsgemäß unter den Werten der hochfesten Fasern. Wie Tabelle 5-5 zudem zu entnehmen ist, gab es kaum numerische Unterschiede in den ermittelten Ergebnissen.

Tabelle 5-5: Mittelwerte der Ergebnisse von Prüfsreihe D-F

Faser II: Dialead K63712	Axson Epolam 2017	RIMR 935	R+G Epoxydharz L
Bezeichnung	Serie D	Serie E	Serie F
Anzahl gültige Proben	8	16	18
Faservolumengehalt [%]	42,5	40,9	40,3
E-Modul [N/mm ²]	249.082	253.649	248.174
Zugfestigkeit [N/mm ²]	854	806	821
Max. Kraft [kN]	32,04	30,23	30,80
Dehnung bei F _{max} [%]	0,35	0,34	0,33
Bruchdehnung [%]	0,35	0,34	0,33

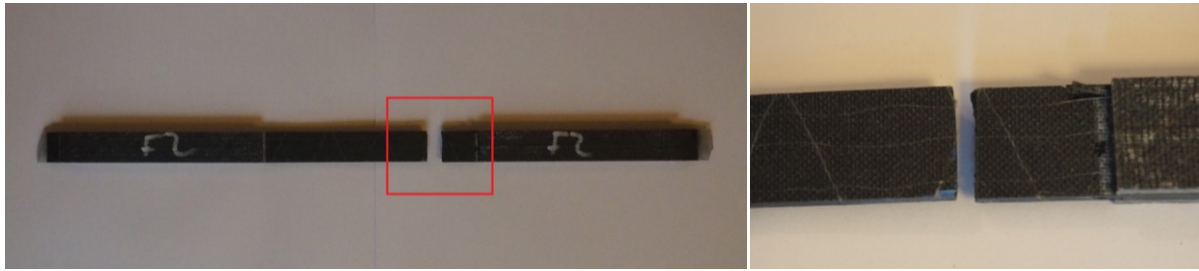


Abb. 5-9: Typisches Bruchbild der Probenserien D-F mit Detailansicht

5.2.3 Numerische Untersuchung

Die in den Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven der Lamine werden für die Materialmodelle innerhalb einer FEM-Berechnung mit dem Programm *RFEM* von *Dlubal* verwendet. So können sowohl die Prüfungen der reinen CFK-Lamine als auch die den Stahl verstärkenden Proben verifiziert werden.

Für beide Prüferien soll der Zugversuch mit zwei definierten Materialmodellen verglichen werden. Zum einen wird der tatsächlich aufgezeichnete, leicht ansteigende Kurvenverlauf aus den Versuchen als ein nichtlinear elastisches Modell⁴ mit anschließendem Plastizitätsbereich vorgegeben. In der Software *RFEM* kann dabei für eine selbst definierte Kurve nur ein isotropes Material festgelegt werden. Der plastische Bereich, für den die Fließbedingungen auf der Gestaltänderungshypothese nach *VON MISES* basieren (gemäß Gleichung (5.1)), wird als ideal (ohne Verfestigung) definiert. Im weiteren Verlauf wird dieses Modell als „Materialmodell I“ bezeichnet.

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \quad (5.1)$$

Für den Werkstoff CFK ist die Festlegung "isotrop" nicht exakt. Da es sich jedoch zunächst um einen axialen Zugversuch handelt, bei dem keine Kräfte und Spannungen in Querrichtung auftreten, verbleibt für die Dehnungen in Längsrichtung lediglich der Term σ_x/E_{\parallel} aus der Nachgiebigkeitsmatrix (vgl. Gleichung (3.10) in Abschnitt 3.3.2 mit $\sigma_1 = \sigma_x$). Für die Querdehnungen ε_y ergeben sich dann keine korrekten Werte, die aber auch keine weitere Verwendung finden. Wie damit hinsichtlich der Berechnung der verstärkten Stahlbleche zu verfahren ist, wird im weiteren Verlauf noch analysiert.

Ein zweites Materialmodell wird als linear, ideal elastisch mit orthotropen Eigenschaften festgelegt und basiert auf dem gemessenen E-Modul des Zugversuches. Die Spannungen und Dehnungen in der Querrichtung (σ_y, ε_y) bleiben im axialen Zugversuch hier zunächst unberücksichtigt. Auf die Ermittlung der erforderlichen Steifigkeiten (E_y, G) wird am Ende des Kapitels eingegangen. Dieses Modell wird im Folgenden als „Materialmodell II“ bezeichnet.

5.2.3.1 Prüferie C – Faser I

Im Folgenden werden beispielhaft die Ergebnisse der Prüferie C gegenübergestellt. Für die Erstellung des Materialmodells der hochfesten Faser muss eine Anpassung im Spannungs-

⁴ Die Bezeichnung soll verdeutlichen, dass es sich nicht um ein linear ideal elastisches Modell handelt.

Dehnungs-Verlauf vorgenommen werden, denn die durch das Absetzen der Feindehnungsmesser entstandene Abflachung der Kurve ist real nicht vorhanden. Vielmehr ist davon auszugehen, dass der geradlinige bzw. leicht progressive Anstieg bis zu den ersten Faserbrüchen weiter verläuft. In Abb. 5-10 ist der original aufgenommene Kraft-Dehnungsverlauf (blau) dargestellt. Die Anpassung erfolgt, indem der blaue Verlauf vom Absetzpunkt der Feindehnungsmesser (hier: 50 kN) bis zu den ersten Faserbrüchen linear weitergeführt wird (grün). Dies ist der maßgebende Punkt für die weiteren Betrachtungen, da bei der Verstärkung des Stahls kein Teilversagen auftreten soll.

Der Verlauf ab dem Erstriss ist daher nicht weiter von Bedeutung. Er lässt sich zudem nicht eindeutig interpretieren, da er zur Messung des Traversenwegs gehört. Es ist zu vermuten, dass die Bruchdehnung vom Wert geringer ist, da die Kurve auch die Nachgiebigkeit der Prüfmaschine beinhaltet.

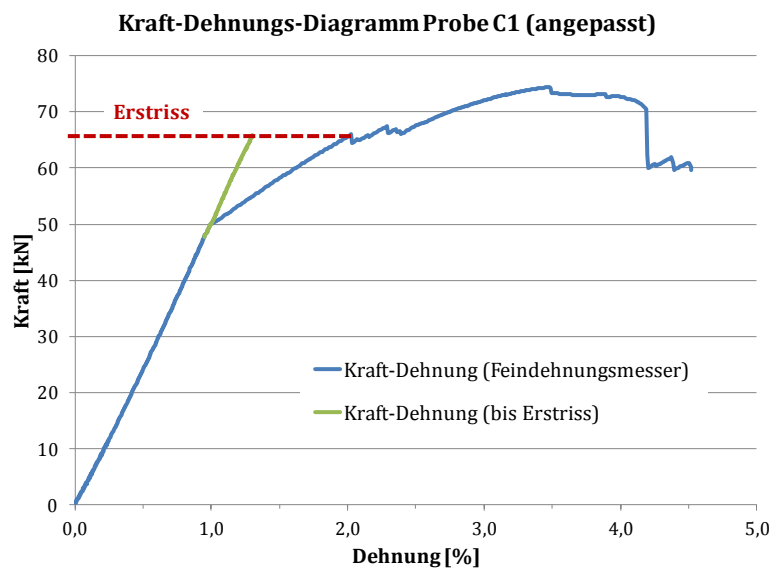


Abb. 5-10: Anpassung des Kraft-Dehnungs-Verlaufes der Probe C1 (Faser I und Harz III)

Für das „Materialmodell I“ werden aus den angepassten Kurvenverläufen aller Proben Mittelwerte gebildet und als Funktion übertragen (siehe Abb. 5-11). Wie bereits erwähnt, gilt das Auftreten der ersten Faserbrüche als Bemessungskriterium, welches für die Prüfserie C im Durchschnitt bei $1594,6 \text{ N/mm}^2$ lag.

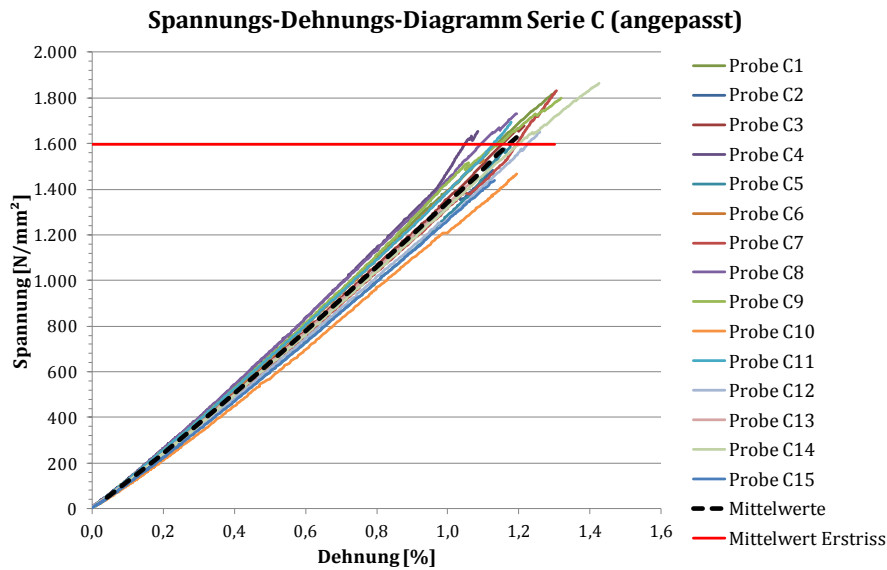


Abb. 5-11: Angepasstes Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Prüfsreihe C (Faser I und Harz III)

Die Modellierung erfolgt mit Flächenelementen, denen die beschriebenen Materialeigenschaften zugewiesen werden. Sie bestehen ausschließlich aus viereckigen Elementen mit 1 mm Elementlänge und besitzen sechs Freiheitsgrade je Knoten (siehe Abb. 5-12). Aufgrund der einachsigen Belastung wäre alternativ auch die Verwendung eines Scheibenelementes mit drei Freiheitsgraden je Knoten möglich. Die Spannbacken werden über Flächenlagerungen simuliert, die einseitig axial verschieblich sind.

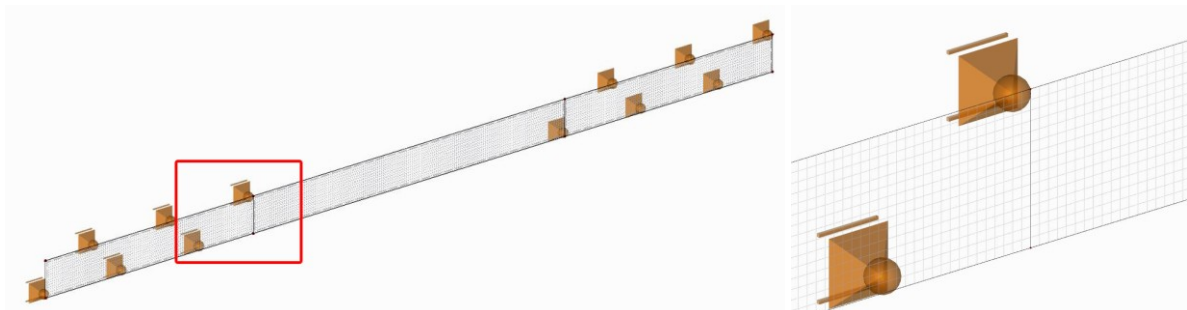


Abb. 5-12: FE-Modell der CFK-Zugprobe mit Detailausschnitt

Ab dem Erreichen des Mittelwertes für den Erstriss geht die im FEM-Programm angegebene Funktion des Materialmodells in ein „Fließen“ über, d.h. es ist keine weitere Kraftsteigerung möglich. Das reale Verhalten als „Reißen“/„Bruch“ wird nicht angewandt, da bereits das Überschreiten in einem FE-Punkt zum Abbruch der Berechnung führen würde. Es ist also zusätzlich zu überprüfen, ob die maximal aufnehmbare Spannung im maßgeblichen Querschnitt auftritt.

Das „Materialmodell II“ wird mit dem während des Zugversuchs bei sehr kleinen Dehnungen zwischen 0,05-0,25 % gemessenen E-Modul erzeugt. Dieser beträgt für Serie C durchschnittlich 123.581 N/mm^2 . Aufgrund des progressiven Verlaufes der Spannungs-Dehnungs-Kurve nimmt der E-Modul bei größeren Spannungswerten jedoch zu, sodass es zu Abweichungen kommt. Vergleichsweise kann eine vereinfachte Berechnung des E-Moduls über die Mischungsregel (nach Gleichung (3.6) in Abschnitt 3.3.1) erfolgen, welche zu folgendem Ergebnis führt:

$$E_V = E_f \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) = 250.000 \cdot 0,54 + 3.050 \cdot (1 - 0,54) = 136.403 \text{ N/mm}^2 \quad (5.2)$$

Hier wird eine Abweichung von ca. 10 % zwischen dem im Versuch ermittelten E-Modul und dem berechneten deutlich. Dafür kommen mehrere Gründe bzw. eine Kombination dieser infrage. Der vom Hersteller angegebene Faser-E-Modul gilt parallel zur Faserrichtung. Da nicht nur die Faser selbst anisotrope Eigenschaften besitzt, sondern auch das gesamte Laminat, können die rechnerischen Eigenschaften nur bei einer exakten Herstellung ohne jegliche Imperfektionen erreicht werden. Eine minimale Abweichung vom idealen Winkel beim Verlegen der trockenen Fasern oder beim Zusägen der Einzelproben bringt entsprechende Reduzierungen mit sich. Weitere Imperfektionen können auch Faserwelligkeiten innerhalb des Laminates sein. Zudem ist der Faservolumengehalt der Proben als ein Grund in Betracht zu ziehen, der zwar im Labor bestimmt wurde, aber über die gesamte Laminatfläche leichte Schwankungen aufweisen kann. Ähnliche Abweichungen traten auch in anderen Veröffentlichungen auf [64; 65].

In Tabelle 5-6 sind die bei verschiedenen Kräften berechneten Dehnungen für den Versuch und die zwei betrachteten Materialmodelle zusammengestellt. Die Werte aus dem Zugversuch und der Berechnung mit „Materialmodell I“ liegen erwartungsgemäß sehr nah beieinander. Beim linearen Modell wird deutlich, dass dieses in den niedrigen Spannungsbereichen gute Ergebnisse liefert, welche mit zunehmender Kraft aufgrund der eigentlich progressiven Kurve jedoch etwas zu groß werden.

Tabelle 5-6: Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie C)

Kraft	Spannung	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
5 kN	139 N/mm ²	0,11659 %	0,11606 %	0,11239 %
8 kN	222 N/mm ²	0,18339 %	0,18287 %	0,17982 %
30 kN	833 N/mm ²	0,63941 %	0,63956 %	0,67433 %
50 kN	1.389 N/mm ²	1,03304 %	1,03340 %	1,12390 %
55,8 kN	1.550 N/mm ²	1,19109 %	1,19000 %	1,25420 %

5.2.3.2 Prüfsrie F – Faser II

Bei der Erstellung des Materialmodells für die ultra-hochmoduligen Fasern bedarf es keiner vorherigen Anpassung der Werte aus dem Zugversuch, da keine Abflachung im Spannungs-Dehnungs-Verlauf vorhanden ist. Für das „Materialmodell I“ wird die Funktion gleichermaßen als eine Mittelung aller Kurven mit der durchschnittlichen Zugfestigkeit ($R_{||} = 821,2 \text{ N/mm}^2$) als Maximalwert beschrieben (siehe Abb. 5-13). Der bei kleinen Dehnungen ermittelte E-Modul für den Verbundwerkstoff aus Faser II und Harz III beträgt 248.174 N/mm^2 („Materialmodell II“). Nach der Mischungsregel ergibt sich auch hier ein größerer E-Modul:

$$E_V = E_f \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) = 640.000 \cdot 0,403 + 3.050 \cdot (1 - 0,403) = 259.741 \text{ N/mm}^2 \quad (5.3)$$

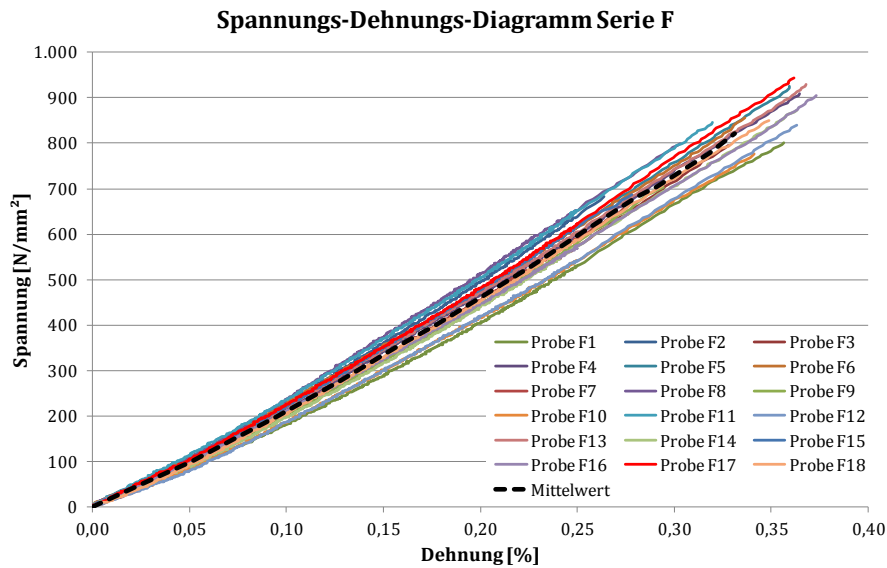


Abb. 5-13: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Prüfsérie F (Faser II und Harz III)

Für verschiedene Lasten sind die Dehnungswerte in Tabelle 5-7 zusammengestellt. Während Zugversuch und Modell I auch für diesen Fall kaum voneinander abweichen, liefert bei der linearen Anpassung das „Materialmodell II“ auch bei höheren Spannungen gute Werte.

Tabelle 5-7: Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie F)

Kraft	Spannung	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
5 kN	133 N/mm ²	0,06643%	0,06610 %	0,05373 %
10 kN	267 N/mm ²	0,12303%	0,12300 %	0,10745 %
17,5 kN	467 N/mm ²	0,20262 %	0,20255 %	0,18804 %
25 kN	667 N/mm ²	0,27494 %	0,27489 %	0,26863 %
30 kN	800 N/mm ²	0,32480 %	0,32815 %	0,32235 %

5.3 Stahlproben

Die mechanischen Eigenschaften des verwendeten Stahls wurden im Zugversuch überprüft. Somit ließen sich der Elastizitätsmodul und das Spannungs-Dehnungs-Diagramm für spätere Berechnungen bestimmen und auswerten. Als Probenkörper dienten Flachstähle, die aus den gleichen Blechen entnommen wurden, die später mit den Kohlenstofffasern beklebt worden sind (siehe Abb. 5-14). Hierbei wurde die Stahlgüte S235 JR verwendet. Die Messlänge wurde nach DIN EN ISO 6892-1 [148] proportional zur Querschnittsfläche gewählt:

$$L_0 = 5,65 \cdot \sqrt{S_0} = 5,65 \cdot \sqrt{30 \cdot 5} = 69,2 \text{ mm} \quad (5.4)$$

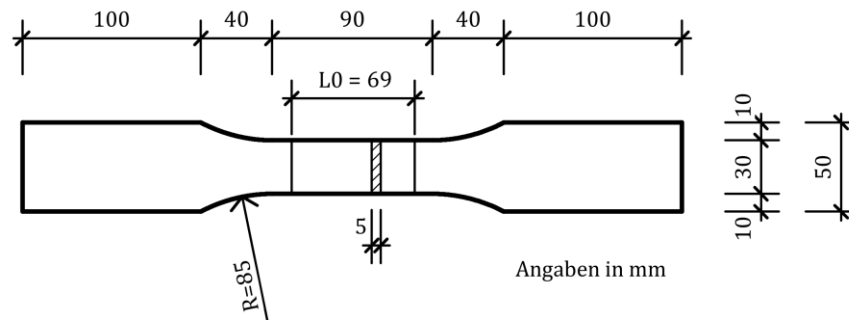


Abb. 5-14: Darstellung einer Stahl-Zugprobe

Der durchschnittliche E-Modul, der zwischen Dehnungswerten von 0,02 % - 0,10 % ermittelt wurde, ergab sich zu 201.039 N/mm^2 . Die obere Streckgrenze lag im Mittel bei $305,65 \text{ N/mm}^2$. Die Zugfestigkeit und die Bruchlast wurden nicht ermittelt, da sie für die weiteren Betrachtungen nicht von Bedeutung sind. Die Verfestigung des Stahls begann bei ca. 2,20 % Dehnung.

In Abb. 5-15 sind die Dehnungskurven der sechs gemessenen Proben sowie der daraus resultierende, mittlere Verlauf in einem kleinen Dehnungsbereich bis 0,50 % aufgetragen. Bei Betrachtung des elastischen Bereiches zeigt die Elastizitätsgerade eine sehr gute Übereinstimmung mit dem mittleren Kurvenverlauf. Erst mit dem Erreichen der oberen Streckgrenze treten kleine Abweichungen von der Geraden auf. Maßgebend ist jedoch der Wert an der unteren Streckgrenze. Der durchschnittliche Spannungswert beträgt dabei 275 N/mm^2 (mit zugehöriger Dehnung $\varepsilon = 0,137 \%$) und wird für das ideal elastisch-plastische Materialmodell des Stahls in den FE-Berechnungen angesetzt (siehe Abb. 5-16).

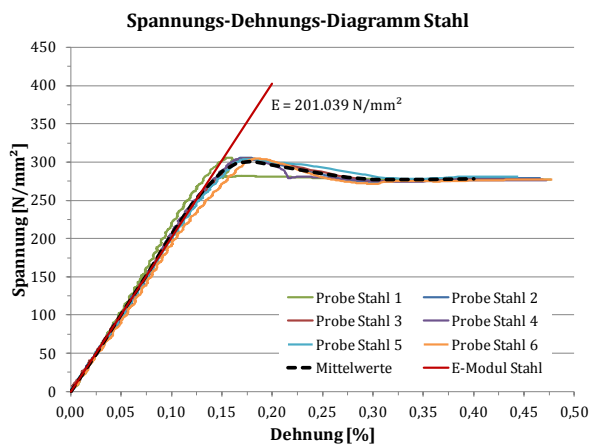


Abb. 5-15: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des verwendeten Stahls S235 (bis 0,50 %)

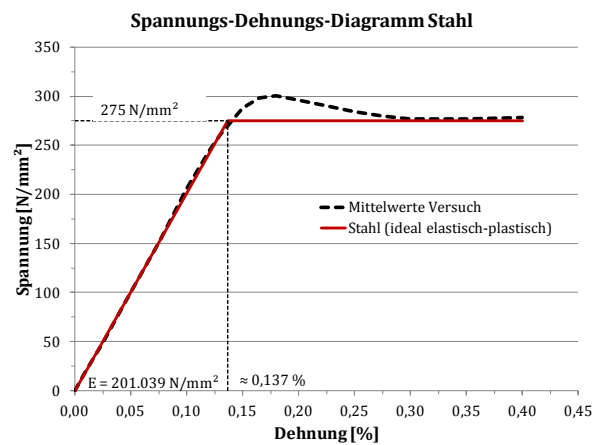


Abb. 5-16: Idealisierung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms des Stahls für die Berechnung

5.4 Zugversuch verstärkte Stahlproben

Um das Potenzial der Entlastung vom Stahl durch Verstärkungsfasern zu ermitteln, wurden Stahlbleche mit einem Teil der zuvor bereits untersuchten Kohlenstofffasern beklebt. Hierbei ist in erster Linie auf die UHM-Faser zurückgegriffen worden, die aufgrund des hohen E-Moduls für die vorgesehene Anwendung besser geeignet ist. Während für diese die Verstärkung mit allen Harzen getestet wurde, kam für die Faser I nur Harz III zum Einsatz. Anschließend wurden aus den beklebten Blechen Proben ausgeschnitten und erneut in einem Zugversuch geprüft.

5.4.1 Herstellung der Probekörper

Für die Proben wurden Stahlbleche der Stahlgüte S235 JR mit Abmessungen von 700 mm x 500 mm bzw. 600 mm x 500 mm und einer Dicke von jeweils 5 mm verwendet. Zur Oberflächenvorbereitung kam das Sandstrahlverfahren zum Einsatz, mit dem eine saubere, angeraute Oberfläche sichergestellt werden konnte. Die durchschnittlich dabei erzielte Rauhtiefe betrug 28,3 µm. Das Aufbringen der Fasern konnte aus logistischen Gründen nicht direkt im Anschluss erfolgen, sodass jeweils 18 Stunden zwischen Strahlen und Bekleben als Zwischenzeit definiert wurden, in der die Bleche trocken und bei Raumtemperatur lagerten. Die Tafeln wurden mit Isopropanol gereinigt und konnten flächig beklebt werden. Die Lagenanzahl ist gegenüber den Einzellaminaten ebenso beibehalten worden wie die Vorgehensweise, die sich lediglich darin unterscheidet, dass die Vakuuminfusion direkt auf der Stahlplatte durchgeführt wurde. So konnten Harztränkung der Fasern und Anbindung an den Stahl in einem Arbeitsschritt vollendet werden. Ähnlich wie bei den einzelnen Laminaten kam es beim großflächigen Bekleben zu einer unzureichenden Durchtränkung, sodass die Beklebungsfleichen auch hier halbiert und zwei nebeneinander liegende Lamine je Stahlplatte hergestellt wurden.

Abgesehen von den Laminaten mit Harz II, die vor dem Entformen auf 50 °C erwärmt werden mussten, fand zunächst keine Temperung statt. Erst nach dem Ausschneiden mithilfe eines Wasserstrahlschneiders wurde ein Teil der Proben jeder Serie wie zuvor getempert. Bei dem übrigen Teil wurde auf die Temperung verzichtet, um Unterschiede in den Zugversuchen festzustellen.

Die Abmessungen der Zugproben entsprechen denen der zuvor geprüften aus Stahl (siehe Abb. 5-17). Damit ergeben sich Querschnittsflächen im maßgeblichen Bereich von 150 mm² (Stahl) und 75 mm² (CFK). Zum direkten Vergleich wurde die Messlänge von 69,2 mm aus der Prüfung des unverstärkten Stahlquerschnittes beibehalten. Einige Proben wurden zudem mit Dehnungsmessstreifen (DMS) beaufschlagt, um die Dehnungswerte von Stahl und CFK aufnehmen zu können.

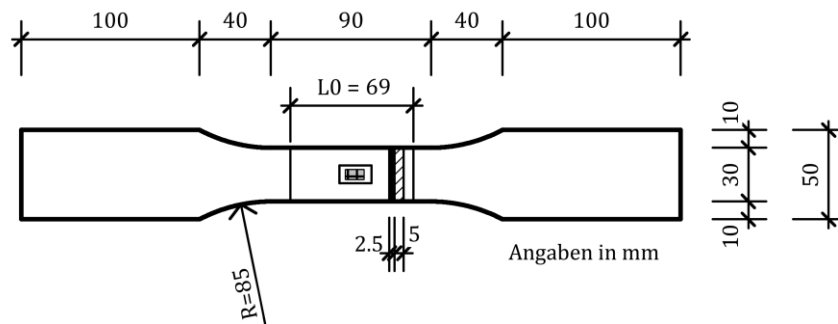


Abb. 5-17: Darstellung einer CFK-verstärkten Stahl-Zugprobe mit DMS

5.4.2 Ergebnisse Serien LS2

Zunächst soll auf die Zugversuche der mit Faser II verstärkten Stahlproben eingegangen werden. Es zeigte sich sowohl im elastischen als auch im plastischen Bereich des Stahls eine deutliche Laststeigerung. Das Versagen trat auf, sobald die Kohlenstofffasern ihre Bruchdehnung erreichten. Dieses Verhalten und das Bruchbild weisen darauf hin, dass sich zunächst der Faserbruch im CFK mit einer anschließenden, teilweisen Delamination vom Stahl ereignete (siehe Abb. 5-18).

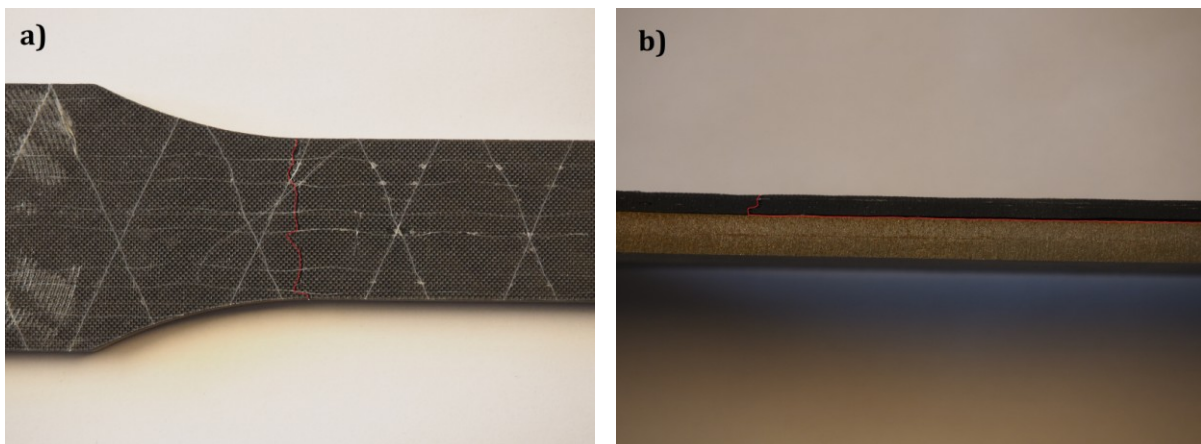


Abb. 5-18: Typisches Bruchbild der Serie LS2 a) mit glattem Faserbruch im verengten Bereich und b) Delamination zur Stahlfläche

Im Kraft-Dehnungs-Diagramm der Prüfsreihe LS2_3⁵ wird das Verhalten des gesamten Hybridwerkstoffes aufgezeigt (siehe Abb. 5-19). Im Rahmen des einfachen Zugversuches ist keine Unterscheidung zwischen den Materialien möglich, weshalb im nächsten Abschnitt auch die Proben mit DMS Berücksichtigung finden. Die Darstellung der Ordinatenachse als zur Dehnung zugehörige Kraft hat sich als günstiger erwiesen, da die genaue Spannungsverteilung in den Materialien im plastischen Bereich nicht bekannt ist.

⁵ Bezeichnung der Proben: LS – Laminat auf Stahl; 2 – Faser II; 3 – Harz III

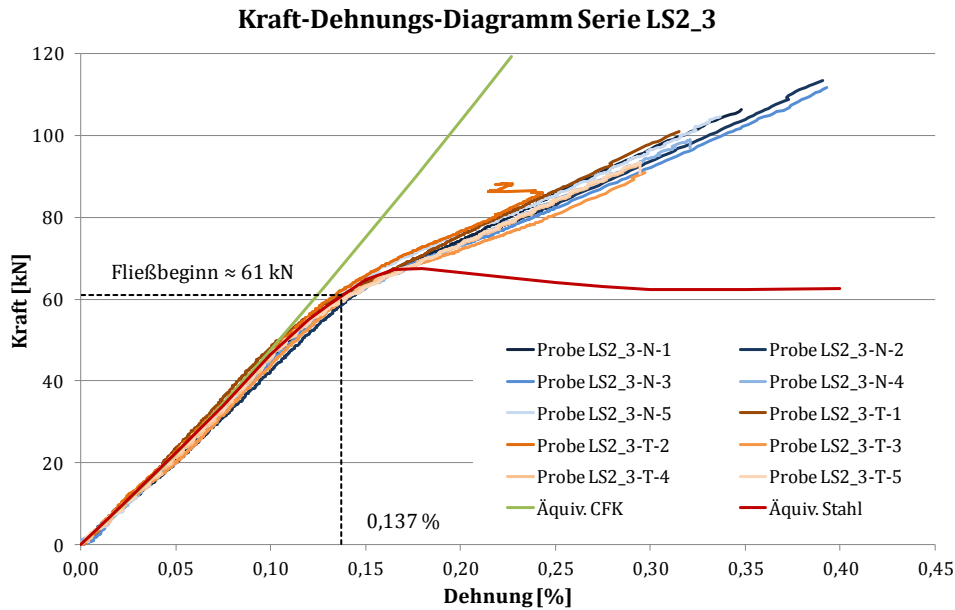


Abb. 5-19: Kraft-Dehnungs-Diagramm der Prüfsreihe LS2_3 (Faser II und Harz III)

Nach einem ersten, linear elastischen Bereich ist im Diagramm eine deutliche Abflachung der Dehnungskurve während des Versuches zu erkennen⁶. Zu erklären ist diese mit den unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Verläufen der beiden Einzelkomponenten Stahl und CFK, die als Äquivalente, d.h. als auf die Querschnittsfläche von 225 mm² angepasste Kurven, ebenfalls im Diagramm dargestellt sind. Ähnlich verhält sich ein UD-Laminat, bei dem sich die Einzelverläufe von Faser und Matrix überlagern, sodass ein mittlerer Gesamtverlauf entsteht [53]. Wie im vorherigen Abschnitt dargelegt, wurde das Erreichen der Streckgrenze für die Stahlzugproben in den Versuchen bei einer Dehnung von 0,137 % festgestellt. An diesem Punkt ist im Hybridwerkstoff im Mittel eine Kraft von 61 kN vorhanden (siehe Diagramm Abb. 5-19). Die folgende Abflachung kennzeichnet den Fließbeginn im Stahl und führt zu einem Steifigkeitsverlust im gesamten Verbundwerkstoff. Es wäre zu erwarten, dass die Kurve des Hybridens bereits hier zwischen denen der Einzelkomponenten liegt. Sie folgt aber zunächst der Dehnung des Stahls und verläuft erst ab der oberen Streckgrenze annähernd linear als Folge der stetigen Kraftaufnahme durch den CFK sowie der Kraftkonstanthaltung im Stahl. Das Versagen der Probe wird durch einen Faserbruch des Laminates im Bereich der zuvor ermittelten Bruchdehnungen erreicht.

Auffällig ist, dass die Proben, welche getempert wurden (T), früher versagten als die, die keiner Wärmebehandlung unterzogen worden sind (N). Bei der Steifigkeit des Hybridwerkstoffes im linearen Bereich liegen erstere dagegen etwas höher. Ähnliches ist auch bei den anderen Serien mit Harz I und II festzustellen (siehe Abb. 5-20 und Abb. 5-21). Prinzipiell wiesen die ungetemperten Proben eine höhere Bruchkraft auf. Hierbei sind aber auch die ermittelten E-Moduln größer, wenn die Harze I und II nicht erwärmt wurden. Hinsichtlich der Maximalwerte sind also leichte Unterschiede zwischen den Harzen zu erkennen (siehe Tabelle 5-8). Die Abweichungen der E-Moduln untereinander sind dennoch nicht gravierend. Die Ergebnisse liegen etwas unterhalb der rechnerischen Lösung, für die erneut die Mischungsregel angewendet werden kann:

⁶ Die Feindehnungsmesser waren in diesen Zugversuchen bis zum Bruch angesetzt.

$$E_i = \frac{E_{St} \cdot A_{St} + E_{CFK} \cdot A_{CFK}}{A_{St} + A_{CFK}} \quad (5.5)$$

$$E_i = \frac{201.039 \frac{N}{mm^2} \cdot 150 mm^2 + 248.174 \frac{N}{mm^2} \cdot 75 mm^2}{225 mm^2} = 216.751 N/mm^2 \quad (5.6)$$

Wie bereits bei den Zugproben des alleinigen CFKs deutlich wurde, sind Abweichungen zur rechnerischen Lösung kaum zu verhindern, da sie durch übliche, während der Herstellung entstandene Imperfektionen hervorgerufen werden. Mit Werten von < 10 % sind diese im tolerierbaren Rahmen.

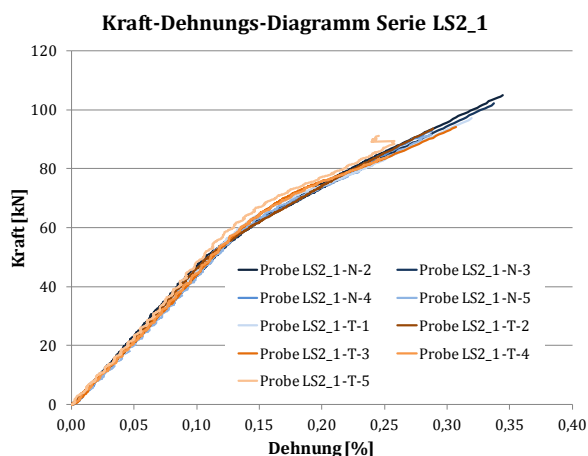


Abb. 5-20: Kraft-Dehnungs-Diagramm Serie LS2_1

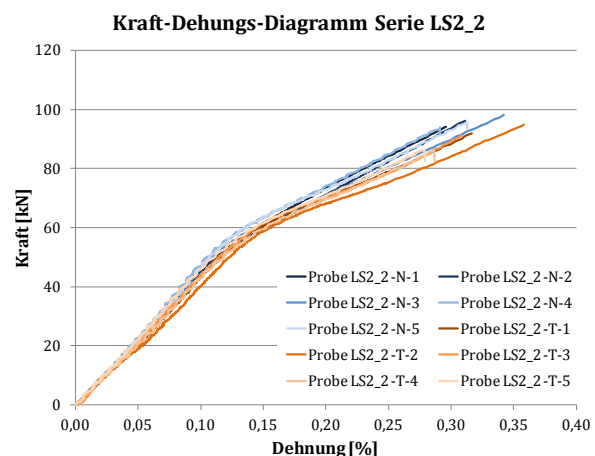


Abb. 5-21: Kraft-Dehnungs-Diagramm Serie LS2_2

Tabelle 5-8: Mittelwerte der Ergebnisse der Prüfserien LS2_1, LS2_2 und LS2_3

	Serie LS2_1		Serie LS2_2		Serie LS2_3	
	N	T	N	T	N	T
E-Modul [N/mm ²]	213.337	207.874	214.067	196.835	202.260	210.878
Bruchkraft [kN]	97,71	90,63	95,11	89,45	106,08	92,90
Bruchdehnung [%]	0,314	0,283	0,311	0,310	0,358	0,285

DMS

Die Dehnungsaufzeichnungen der beiden Einzelwerkstoffe im Zugversuch bestätigen grundsätzlich die zuvor beschriebenen Beobachtungen. Im linear elastischen Bereich verhalten sich auch die einzelnen Dehnungen gleichmäßig. Der anschließende Steifigkeitsverlust kann mit dem Eintritt des Stahls in den Fließbereich erklärt werden. In Abb. 5-22 sind die Aufzeichnungen der DMS der Probe LS2_3-N-5 sowie die Gerade des gemessenen E-Moduls des CFKs und der Dehnungsverlauf einer von der Querschnittsfläche her äquivalenten Stahlprobe dargestellt. Wie zuvor bereits erläutert, kann festgehalten werden, dass der Gesamtverlauf durch die Einzelverläufe der beteiligten Werkstoffe bestimmt wird. Im Diagramm wird erneut auf die zur Dehnung zuge-

hörige Gesamtkraft in der Probe zurückgegriffen, da die genaue Spannungsverteilung nicht bekannt ist.

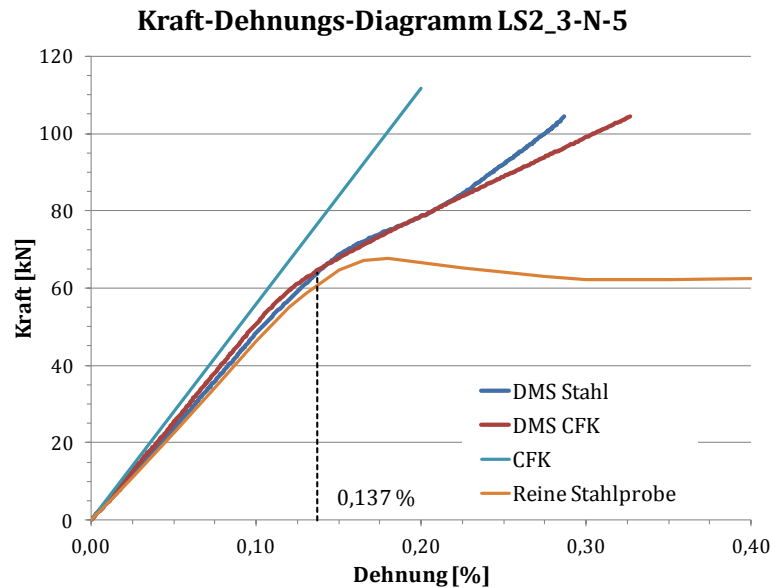


Abb. 5-22: Kraft-Dehnungs-Diagramm der Probe LS2_3-N-5 mit DMS (Faser II / Harz III)

Aus dem Diagramm oben wird ersichtlich, dass die Dehnungen der beiden Werkstoffe bis zum Fließbeginn des Stahls ($\varepsilon = 0,137\%$) etwa gleich verlaufen. Der anschließende Steifigkeitsverlust der Probe ist auch in den DMS-Aufzeichnungen erkennlich.

Die Auswertung des weiteren DMS-Verlaufes bei beginnender Stahlplastizierung ist sehr komplex. Stahl besitzt eine ausgeprägte Streckgrenze, bei der die Dehnung zunächst ohne weitere Kraftaufnahme voranschreitet (Lüdersdehnung). Im Stahl kommt es dabei zum lokalen Losreißen von Versetzungen im Kristallgitter. Dies führt zu einer ungleichmäßigen Verformung über die Probenlänge, welche bei annähernd konstantem Spannungsniveau in Form von 45° geneigten Scherbändern (die sogenannten Lüdersbänder) realisiert wird. Erst wenn alle Versetzungen gelöst sind und sich die Lüdersbänder über die gesamte Probe ausgebreitet haben, beginnt die Verfestigung. Dieser Bereich wird in den hier betrachteten Versuchen jedoch nicht erreicht. In den Verläufen ist demnach nur ein Teil der Lüdersdehnung dargestellt.

Aufgrund der geschilderten, ungleichmäßigen Probenverformung während des Fließens sind die Dehnungswerte für die lokal positionierten DMS kaum auswertbar. Die Ausbreitung der Lüdersbänder ist im Gegensatz zur Anordnung der Dehnungsmessstreifen nicht einheitlich. Es ist möglich, dass ein DMS sowohl Bereiche mit Lüdersbändern als auch ohne überdeckt. Dies erklärt die sehr unterschiedlichen Aufzeichnungen auf der Stahloberfläche (vgl. Abb. 5-23). Es treten z.T. Verläufe auf, in denen sich die Zunahme der Dehnung des Stahls stark verringert, wohingegen selbige im CFK konstant ansteigt.

Möglicherweise ist die Lüders-Front hierbei schon so weit vorangeschritten, dass es zu keiner weiteren Dehnungssteigerung im Bereich des Stahl-DMS kommt. Die Gesamtdehnung des Stahls nimmt hingegen wie die des CFK weiter linear zu. Andernfalls müsste in der Dehnungsaufzeichnung der Verbundprobe eine Steifigkeitsänderung deutlich werden.

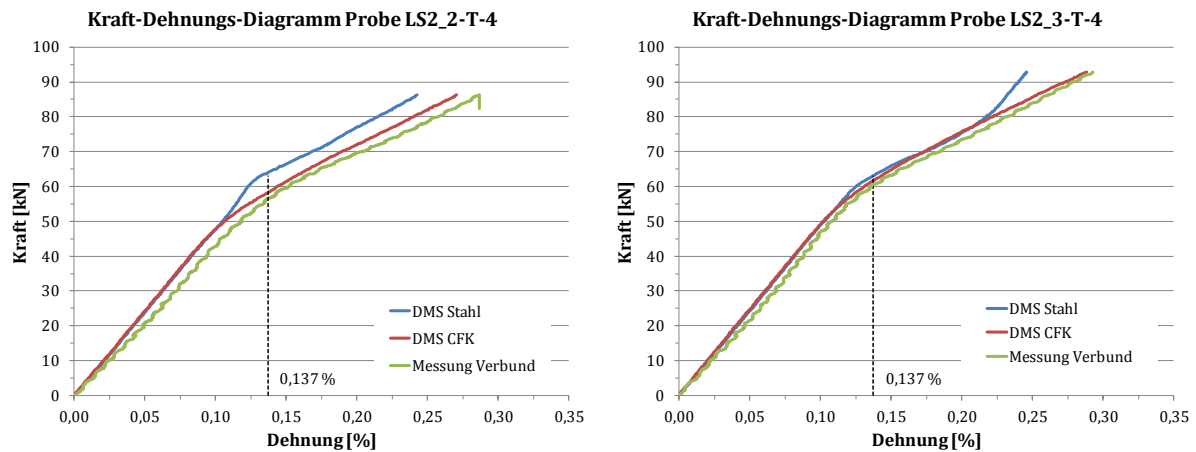


Abb. 5-23: Unterschiedliche Verläufe der Stahl-Dehnungen (Proben LS2_2-T-4 / LS2_3-T-4)

Die reduzierte Stahldehnung unter dem DMS suggeriert fälschlicherweise eine erhöhte Kraftaufnahme. Es ist jedoch das Gegenteil der Fall, da sich der Stahl im Fließbereich befindet und keine Spannungserhöhung möglich ist. Der CFK hingegen muss die Kraftdifferenz übernehmen, bis schließlich die Bruchdehnung des Laminats erreicht ist und der Verbund versagt.

Be- und Entlastung

Für die Serie LS2_3 wurden einige Proben in einem wiederholten Be- und Entlastungsvorgang geprüft, um das Dehnungsverhalten zu verifizieren. Nach den Laststufen 30 kN und 70 kN wurde jeweils der Kraftnullpunkt angefahren, um abschließend die Bruchlast zu ermitteln. Die erste Stufe lag im linear elastischen Bereich, sodass die Dehnungen auf den Ausgangswert zurückgingen. Nach dem Übergang in den Fließbereich trennen sich die Verläufe der DMS voneinander, um beim Bruch wieder etwa die gleichen Werte zu erreichen, da es erneut zu einer Verringerung der Dehnungszunahme im Stahl kommt (siehe Abb. 5-24). Der Rückgang im Kraft-Dehnungs-Diagramm nach der zweiten Laststufe entspricht jeweils dem Anstieg im linear elastischen Bereich. Die Aufzeichnungen der Feindehnungsmesser am Verbundwerkstoff weisen etwas größere Dehnungswerte auf. Die maximal erreichte Kraft lag etwas unterhalb der Durchschnittswerte der vorherigen Proben.

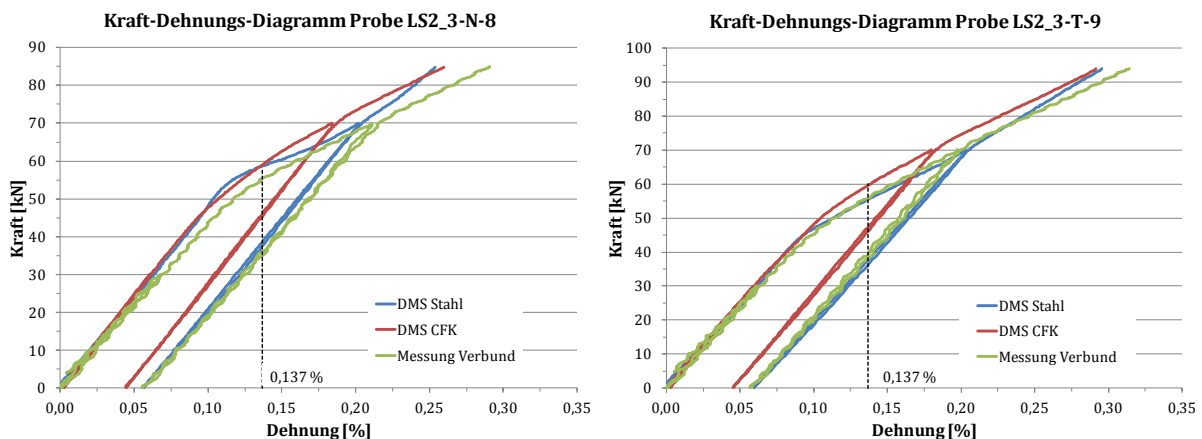


Abb. 5-24: Kraft-Dehnungs-Diagramme der Proben LS2_3-N-8 / LS2_3-T-9 infolge einer Be- und Entlastung

5.4.3 Ergebnisse Serie LS1_3

Die Proben der Serie LS1_3 zeigten aufgrund des kleineren CFK-E-Moduls und der größeren Bruchdehnung ein anderes Verhalten während des Zugversuches. Wie in Abb. 5-25 zu erkennen, tritt der Steifigkeitsverlust des Hybridwerkstoffes bereits bei kleineren Kräften auf. Bis zur Dehnung von $\varepsilon = 0,137\%$ sind die Verläufe nahezu linear. Die dabei durchschnittlich erreichte Kraft liegt bei etwa 47 kN. Gemäß den Eigenschaften der HT-Faser ist das endgültige Versagen hingegen erst bei größeren Kräften und Dehnungen zu beobachten. Dabei kommt es wie schon in den Laminatversuchen mit Faser I zu ersten Faserbrüchen und weiteren Kraftanstiegen, bevor das gesamte CFK versagt (siehe Abb. 5-26). Auch mit dieser Faser wiesen die ungetemperten Proben (N) sowohl größere Steifigkeits- als auch Festigkeitswerte auf (siehe Tabelle 5-9).

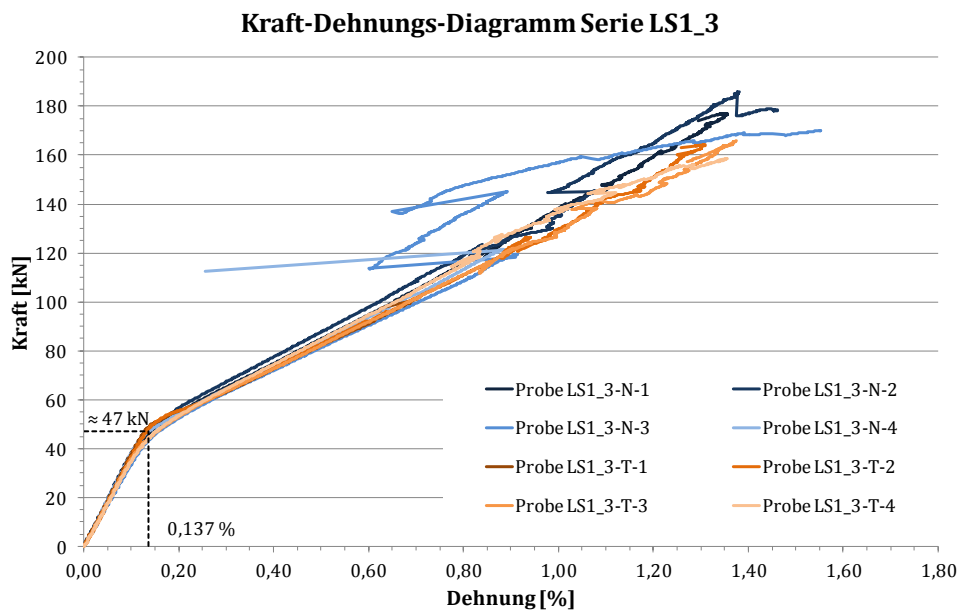


Abb. 5-25: Kraft-Dehnungs-Diagramm der Prüferserie LS1_3 (Faser I und Harz III)

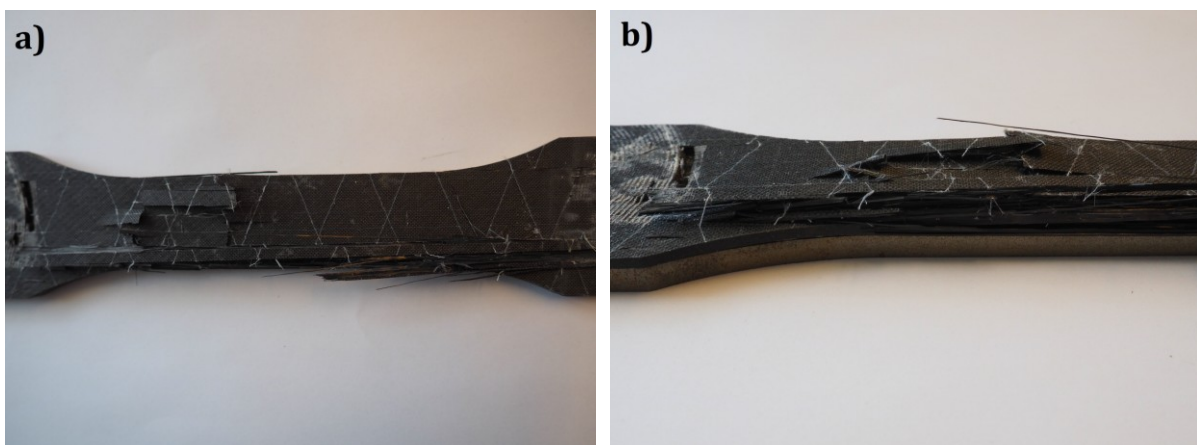


Abb. 5-26: Typisches Bruchbild der Serie LS1 a) mit mehreren Faserbrüchen und b) Delamination innerhalb der Faserschichten sowie zur Stahlfläche

Tabelle 5-9: Mittelwerte der Ergebnisse der Prüfsreihe LS1_3

Serie LS1_3		
	N	T
E-Modul [N/mm ²]	165.352	162.395
Bruchkraft [kN]	177,02	147,61
Bruchdehnung [%]	1,425	1,185

DMS

Die Dehnungsaufzeichnungen lassen sich auch für die Faser I gut in die zuvor beschriebenen Ergebnisse einordnen. Da das CFK-Laminat einen kleineren E-Modul hat als der Stahl, aber keine Plastizität aufweist, kreuzen sich die äquivalenten Einzelverläufe im Kraft-Dehnungs-Diagramm. Der Gesamtverlauf des Hybridwerkstoffes ergibt sich erneut aus der Überlagerung beider Einzelkurven, die demnach ebenfalls geschnitten werden. Im Fließbereich des Stahls ist seine Dehnung laut der DMS-Aufzeichnung, ähnlich wie schon teilweise bei den LS2-Serien zuvor, kleiner als die des CFK. Hier kommt es also erneut zu einer nicht auswertbaren Abweichung, in der die Lüdersbänder eine Rolle spielen.

Im weiteren Verlauf steigen die Kraft-Dehnungskurven gleichmäßig an (siehe Abb. 5-27). Bei einigen Proben kam es zu vorzeitigen Ablösungen des DMS vom Stahl, sodass die Ergebnisse nicht vollständig bis zum Bruch verwertbar sind. Der CFK versagt schließlich nach ersten Faserbrüchen mit einer Delamination am Stahl bzw. innerhalb der Lagen. Die Bruchdehnung liegt dabei deutlich unter der der einzelnen Lamine, da der Stahl zu keiner weiteren Kraftaufnahme beitragen kann.

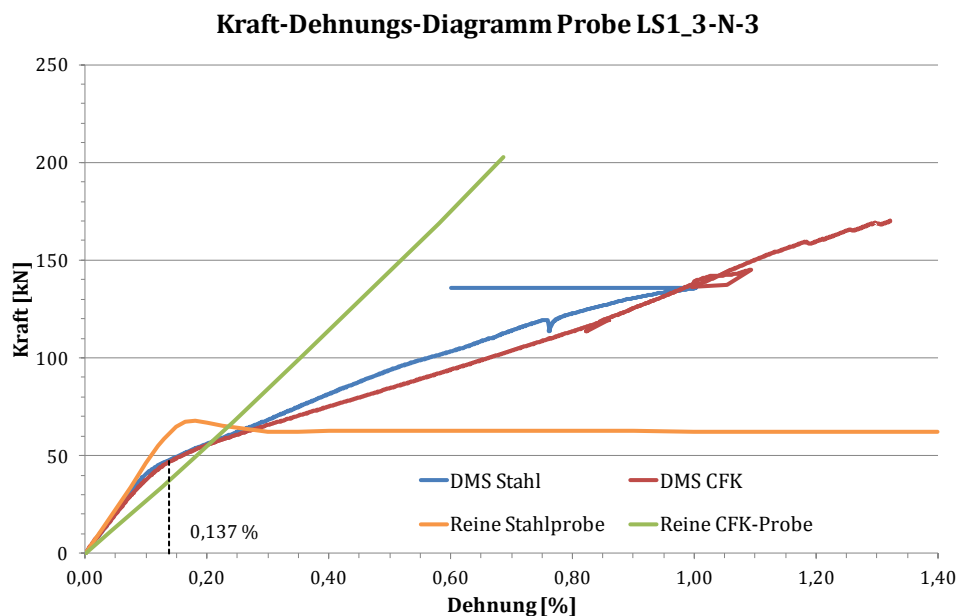


Abb. 5-27: Kraft-Dehnungs-Diagramm der Probe LS1_3-N-3 mit DMS (Faser I / Harz III)

5.4.4 Numerische Untersuchung

5.4.4.1 Serie LS2_3

Die Versuchsergebnisse werden im Folgenden mit FE-Berechnungen verglichen. Es wird exemplarisch die Probenserie LS2_3, bestehend aus der Kombination Faser II und Harz III, betrachtet. Die Proben werden als dreidimensionales Faltnetz modelliert. Das Material Stahl wird über den idealisierten Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus den Zugversuchen beschrieben (vgl. Abb. 5-16). Für die Komponente CFK werden verschiedene Ansätze betrachtet, die nachfolgend noch beschrieben werden.

Die Modellierung erfolgt so, dass zwei parallel verlaufende Flächen (Stahl und CFK) über ein Kontaktvolumen⁷ schubfest miteinander verbunden sind. Für dessen Eigenschaften wird das Epoxidharz als isotropes Material (mit $E_m = 3.050 \text{ N/mm}^2$) angesetzt. Die breiter werdenden Probenenden sind mit einer starren Flächenlagerung versehen, die einseitig in Belastungsrichtung verschieblich ist. Die Lasteinleitung erfolgt über eine konstante Flächenlast an den Seitenflächen (siehe Abb. 5-28). Das FE-Netz besteht vorwiegend aus Viereckelementen mit einer Elementlänge von 3 mm.

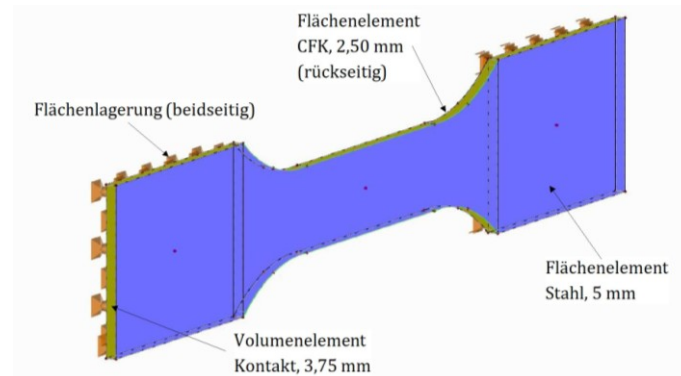


Abb. 5-28: Detailansicht der CFK-verstärkten Stahlzugprobe als FE-Modell

In einer Variante wird der CFK mit dem bereits in Abschnitt 0 dargelegten isotropen und nichtlinear elastischen „Materialmodell I“ definiert, welches auf den Zugversuchen der CFK-Proben basiert. Wie zuvor schon beschrieben, ist die Definition „isotrop“ für den CFK dabei nicht korrekt. Für den vorliegenden Fall mit einem selbst definierten Spannungs-Dehnungs-Diagramm kann jedoch in der verwendeten Software *RFEM* keine andere Angabe festgelegt werden. Diese Einstellung ist kritisch zu werten, da in Faserquerrichtung ein zu großer E-Modul angesetzt wird. Gleiches gilt auch für den daran gekoppelten Schubmodul. Im Gegensatz zu den Berechnungen am alleinigen CFK sind die Eigenschaften quer zur Belastungsrichtung bei einem zusammengesetzten Hybridwerkstoff von Bedeutung. Die Behinderung der Querdehnung durch den jeweils anderen Werkstoff muss berücksichtigt werden. Es ist zu erwarten, dass daraus ungewollte Zwangsspannungen entstehen, die real nicht vorhanden sind. Als Vergleichsrechnung wird diese Betrachtung dennoch herangezogen.

⁷ Ein Kontaktvolumen dient ausschließlich der Beschreibung der Kontakteigenschaften zwischen zwei Flächenelementen. (nach Dlubal Software GmbH [149])

Genauere Ergebnisse könnte hingegen ein orthotropes, linear elastisches Materialmodell liefern (im weiteren Verlauf „Materialmodell II“). Hierbei wird in Faser- und Zugrichtung der E-Modul aus den Zugversuchen mit $E_{\parallel} = 248.174 \text{ N/mm}^2$ (Faser II) angesetzt. Der E-Modul quer zur Faserrichtung wird nach der halb-empirischen Gleichung von PUCK (vgl. auch Gleichung (3.8) aus Abschnitt 3.3.1) bestimmt. Dabei beträgt der Faservolumenanteil φ für die Kombination aus Faser II und Harz III 40,3 % und der E-Modul der Matrix $E_m = 3.050 \text{ N/mm}^2$. Die Faserwerte senkrecht zur Faserrichtung müssen der Literatur entnommen werden. Die Auswirkungen auf den Gesamt-E-Modul sowie den Gesamtschubmodul sind jedoch bei deutlich geänderten Faserwerten nur gering. Für einen senkrechten Faser-E-Modul von 15.200 N/mm^2 (nach [60]) ergibt sich:

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}} \cdot \varphi} = 6.412 \text{ N/mm}^2 \quad (5.7)$$

Der Schubmodul des Laminates kann mithilfe der semi-empirischen Gleichung nach FÖRSTER/KNAPPE ermittelt werden (vgl. auch Gleichung (3.9) aus Abschnitt 3.3.1). In diesem Fall liegt der Schubmodul der Matrix bei $G_m = 1.130 \text{ N/mm}^2$. Der Schubmodul der Faser G_f wird nach [150] für hochmodulige Fasern zu 15.000 N/mm^2 angenommen. Für den Gesamtschubmodul ergibt sich:

$$G = G_m \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} \cdot \frac{G_m}{G_f} \cdot \varphi} = 2.813 \text{ N/mm}^2 \quad (5.8)$$

Auch die Querkontraktionszahlen des CFK sind nicht bekannt. Dass sie keinen wesentlichen Einfluss auf die Berechnung haben, wird aus Abb. 5-29 deutlich, in der die Dehnungsergebnisse von Stahl und CFK bei verschiedenen Laststufen dargestellt sind. Vor allem im linearen Bereich sind die Abweichungen marginal. Der maximale Unterschied in den Ergebniswerten beträgt 0,80 % bei der Laststufe 90 kN. Dies hängt damit zusammen, dass die Spannungen σ_y quer zur Belastungsrichtung trotz der unterschiedlichen Materialien sehr klein sind und sich der Wert des Terms $-\nu_{xy}/E_x \cdot \sigma_y$ aus der Nachgiebigkeitsmatrix nur geringfügig ändert.

In Tabelle 5-10 sind die Dehnungen in Stahl und CFK für die unterschiedlichen Materialmodelle zusammengestellt. Dabei werden die Werte oberhalb der Stahlstreckgrenze aufgrund der nicht zu verwertenden DMS-Ergebnisse zwar der Vollständigkeit halber dargestellt, aber nicht weiter berücksichtigt. Ohnehin ist für die Berechnungen an der orthotropen Platte nur der elastische Bereich von Belang.

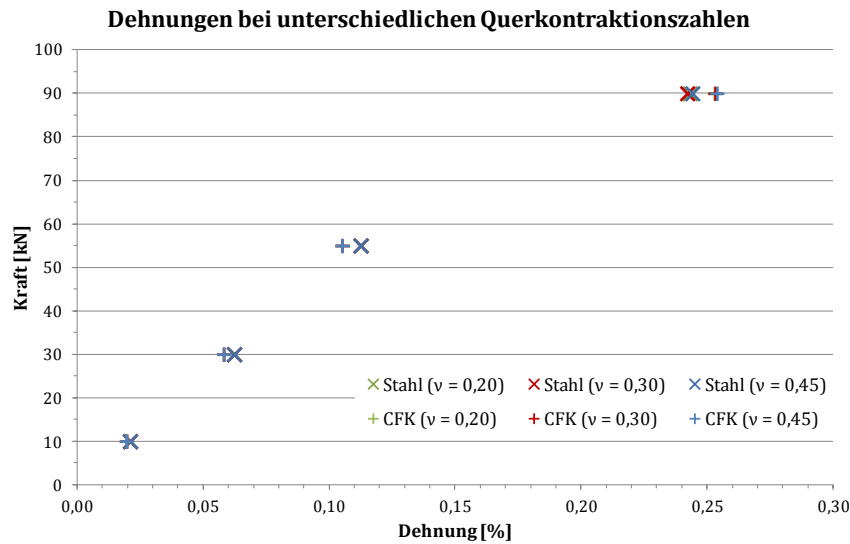


Abb. 5-29: Unterschiede in den Dehnungen bei Variation der Querkontraktionszahl ν_{xy} (CFK) für das orthotrop elastische „Materialmodell II“

Tabelle 5-10: Längsdehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie LS2_3)

Kraft	Material	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
-	Stahl	DMS-Messung	Isotrop, ideal plastisch	Isotrop, ideal plastisch
-	CFK	DMS-Messung	Isotrop, nichtlinear elastisch	Orthotrop, linear elastisch
10 kN	Stahl	0,020909 %	0,022350 %	0,020795 %
	CFK	0,019988 %	0,022561 %	0,019979 %
30 kN	Stahl	0,061683 %	0,066174 %	0,062386 %
	CFK	0,060814 %	0,066609 %	0,059936 %
55 kN	Stahl	0,112526 %	0,118545 %	0,114375 %
	CFK	0,114639 %	0,119093 %	0,109883 %
70 kN	Stahl	0,167163 %	0,170494 %	0,155631 %
	CFK	0,169636 %	0,169965 %	0,154664 %
90 kN	Stahl	0,231284 %	0,268501 %	0,261689 %
	CFK	0,267982 %	0,268394 %	0,262279 %

Aus den vorstehenden Ergebnissen wird deutlich, dass die Dehnungen des „Materialmodells I“ von den gemessenen Werten aus dem Zugversuch stärker abweichen, wohingegen das orthotrope Modell sehr gute Näherungslösungen vor allem im elastischen Bereich liefert. Die zuvor ge-

äußerte Annahme, dass die Isotropie des CFKs innerhalb des „Materialmodells I“ diese Differenzen verursacht, kann jedoch nicht als ausschließliche Ursache bestätigt werden.

Zwar werden aufgrund des zu großen Quer-E-Moduls entsprechende Querspannungen hervorgerufen, allerdings sind diese mit Werten von $< 3 \text{ N/mm}^2$ (bei der maximalen Laststufe 90 kN) sehr klein. Die Begründung ist darin zu sehen, dass sich auch der CFK unter der Längsbeanspruchung querverformt und die gegenseitige Dehnungsbehinderung daher gering ist. Nur bei einer Querkontraktionszahl $\nu_{\text{CFK}} \approx 0$ würden größere Querspannungen resultieren, deren Einfluss auf die Längsdehnung jedoch gering bleibt. Beim orthotropen „Materialmodell II“ ist E_{\perp} des CFK deutlich kleiner als der E-Modul des Stahls, was zur Folge hat, dass die Querspannungen ungefähr Null und die Querdehnungen beider Materialien etwa gleich sind. Aufgrund der geringen Steifigkeit in Querrichtung muss der CFK den Verformungen des Stahls folgen.

Die ausschlaggebende Ursache für die Abweichungen bei den Längsdehnungen (Tabelle 5-10) liegt jedoch nicht in der isotropen Definition von „Materialmodell I“, sondern im unterschiedlichen Steifigkeitsansatz beider Modelle in Bezug auf die Längsrichtung. „Materialmodell I“ basiert auf dem gemessenen Spannungs-Dehnungs-Verlauf der CFK-Zugversuche, während in das linear elastische „Materialmodell II“ der dabei ermittelte E-Modul integriert ist. In Abb. 5-30 sind die jeweiligen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen, die aus den Zugversuchen der Prüferie F stammen (vgl. Abschnitte 5.2.2 und 5.2.3.2), dargestellt. Im Vergleich zur linear ansteigenden und in den Nullpunkt verschobenen Geraden der E-Modul-Ermittlung ergeben sich beim aufgezeichneten, progressiven Kurvenverlauf bei gleicher Kraft größere Dehnungen. Diese Unterschiede erklären die Abweichungen in den Materialmodellen bei den Längsdehnungen.

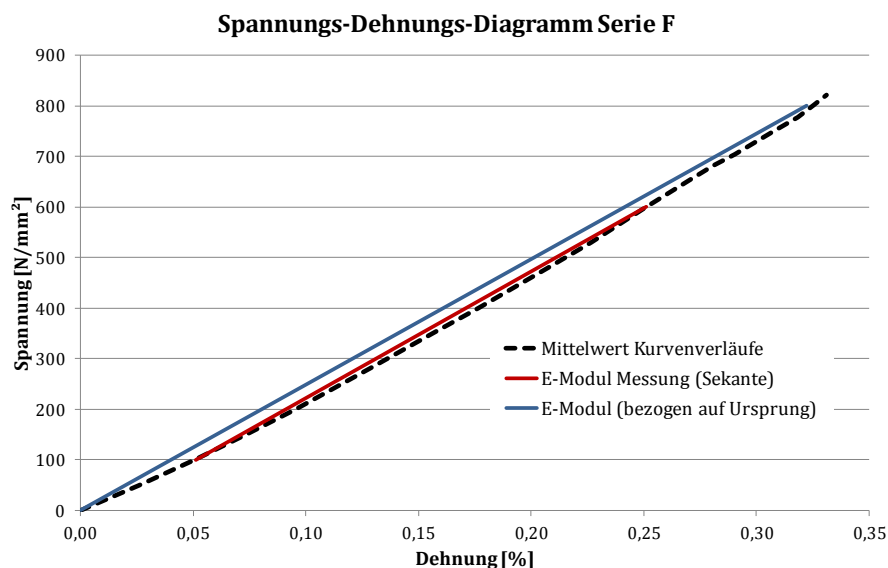


Abb. 5-30: Steifigkeitsansätze für die Materialmodelle aus den CFK-Zugversuchen (hier: Serie F)

Das „Materialmodell II“ liefert somit in den FE-Berechnungen die besseren Ergebnisse. Für das „Materialmodell I“ gilt, dass es trotz des geringen Einflusses der Isotropie auf die Querspannungen kritisch zu werten ist. Für eine gesamtheitliche Betrachtung ist es nicht geeignet. Da in beiden Materialmodellen kein Abbruchkriterium integriert ist, muss zusätzlich überprüft werden, ob die Bruchdehnung des CFK schon erreicht ist. Für die oben betrachteten Laststufen ist dies

nicht der Fall. Die Bruchdehnung für den CFK der Prüfserie F lag durchschnittlich bei 0,33 % (vgl. Abschnitt 5.2.2).

Entlastung des Stahls

Die Spannungsreduzierung, die der Stahl durch die CFK-Verstärkung erfährt, ist signifikant. Zunächst soll der Bereich der Streckgrenze untersucht werden. In den Zugversuchen und dem daraus resultierenden Materialmodell wurde die Streckgrenze bei 275 N/mm^2 ermittelt bzw. festgelegt. Der Beginn des Fließens wäre demnach bei einer Kraft von 41,25 kN zu erwarten.

$$F_y = A_{St} \cdot f_{y,k} = 5 \text{ mm} \cdot 30 \text{ mm} \cdot 275 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 41.250 \text{ N} \quad (5.9)$$

Mit dem aufgeklebten CFK erhöhen sich sowohl Steifigkeit als auch Querschnittsfläche, was zu einer signifikanten Steigerung der aufnehmbaren Kraft führt. Unter der Annahme, dass sich der Verbund bis zum Erreichen der Streckgrenze linear elastisch verhält, lässt sich die zugehörige Kraft näherungsweise durch Ermittlung einer ideellen Querschnittsfläche A_i bestimmen. So ergibt sich bei gleicher Spannung im Stahl eine Krafterhöhung um 61,7 % auf 66,71 kN.

$$n = \frac{E_{CFK}}{E_{St}} = \frac{248.174 \text{ N/mm}^2}{201.039 \text{ N/mm}^2} = 1,234 \quad (5.10)$$

$$A_i = n \cdot A_{CFK} + A_{St} = 1,234 \cdot 75 \text{ mm}^2 + 150 \text{ mm}^2 = 242,58 \text{ mm}^2 \quad (5.11)$$

$$F_{y,i} = A_i \cdot f_{y,k} = 242,58 \text{ mm}^2 \cdot 275 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 66.710 \text{ N} \quad (5.12)$$

Bei Betrachtung einer bestimmten Kraft lässt sich die tatsächliche Spannungsreduzierung untersuchen. Eine Kraft von 30 kN führt in der reinen Stahlprobe zu einer Spannung von 200 N/mm^2 . Zum Vergleich sind die Spannungsergebnisse und die daraus resultierenden Reduzierungen vom Zugversuch und von den FE-Berechnungen in Tabelle 5-11 zusammengefasst. Abgesehen von den zuvor erläuterten Differenzen des „Materialmodells I“ zeigen die Werte der verschiedenen Modelle gute Übereinstimmungen.

Tabelle 5-11: Spannungsreduzierungen verschiedener Materialmodelle bei 30 kN (LS2_3)

	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
Spannung Stahl	124,01 N/mm ²	133,02 N/mm ²	125,61 N/mm ²
Reduzierung	38,00 %	33,49 %	37,20 %

Berechnung über Fasermenge

Die vorherigen Berechnungen haben die Querschnittswerte und mechanischen Eigenschaften des Laminates zur Grundlage. Entweder werden diese mit Versuchen bestimmt oder über den Faservolumenanteil berechnet, welcher vorab bekannt sein muss. Da dies nicht immer der Fall

ist, kann die Berechnung für den einfachen, axialen Fall auch anhand der Fasermenge durchgeführt werden. Dabei wird als geeignete Näherung auf den E-Modul der Fasern zurückgegriffen und der Harzanteil aufgrund der dazu relativ geringen Steifigkeit vernachlässigt. Die effektive Schichtdicke einer Einzellige Fasern ergibt sich aus dem Flächengewicht des UD-Geleges und der Faserdichte:

$$h_{c,eff,1} = \frac{m_{A,c}}{\rho_c} \quad (5.13)$$

Mit der Anzahl n_L der verwendeten Lagen kann die gesamte, effektive Dicke berechnet werden:

$$h_{c,eff,n} = n_L \cdot h_{c,eff,1} \quad (5.14)$$

Des Weiteren wird die ideelle Querschnittsfläche A_i in diesem Fall neben der Querschnittsfläche der Stahlprobe mit der Laminatfläche – folglich effektive Dicke multipliziert mit der Lagenbreite b – und dem E-Modul der Kohlenstofffaser (nicht des CFK) bestimmt:

$$A_i = n \cdot h_{c,eff,n} \cdot b + A_{St} \quad (5.15)$$

$$n = \frac{E_C}{E_{St}} \quad (5.16)$$

Die Spannungsreduzierung kann bei gleichbleibender Kraft auch als Verhältnis der Flächen ausgedrückt werden:

$$p = 1 - \frac{A_{St}}{A_i} \quad (5.17)$$

Für die Faser II ergibt sich mit den Werten aus Tabelle 5-1 eine ideelle Fläche von $A_i = 251,36 \text{ mm}^2$ und eine prozentuale Verringerung der Spannung um 40,32 %. Dieser rechnerisch ermittelte Wert liegt etwas über den Ergebnissen aus Tabelle 5-11, was vor allem mit dem E-Modul zusammenhängt. Wie schon Gleichung (5.3) zeigte, ist der nach der Mischungsregel bestimmte Elastizitätsmodul größer als der aus den Versuchen. Diese Abweichung schlägt sich auch in der obigen Berechnung nieder und lässt darauf schließen, dass der Faser-E-Modul nicht voll ausgenutzt wird. Wie bereits beschrieben, können mögliche Gründe dafür Vorschädigungen oder Imperfektionen im UD-Laminat sein.

5.4.4.2 Serie LS1_3

Der Vergleich der Berechnungsergebnisse für die mit der hochfesten Faser (Faser I) verstärkten Stahlbleche ist in Tabelle 5-12 zusammengestellt. Für das „Materialmodell I“ wurde der Spannungs-Dehnungs-Verlauf der Probenserie L1_3 für den CFK angesetzt. Für das orthotrope „Materialmodell II“ ergeben sich der senkrechte E-Modul nach Gleichung (5.7) mit den Werten $\varphi = 0,54$ und $E_{f\perp} = 28.000 \text{ N/mm}^2$ [60] zu $E_{\perp} = 9.728 \text{ N/mm}^2$ sowie der Schubmodul nach Gleichung (5.8) mit $G_f = 50.000 \text{ N/mm}^2$ [150] zu $G = 4.345 \text{ N/mm}^2$.

Tabelle 5-12: Dehnungen verschiedener Modelle infolge unterschiedlicher Lasten (Serie LS1_3)

Kraft	Material	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
-	Stahl	DMS-Messung	Isotrop, ideal plastisch	Isotrop, ideal plastisch
	CFK	DMS-Messung	Isotrop, nichtlinear elastisch	Orthotrop, linear elastisch
10 kN	Stahl	0,025914 %	0,025377 %	0,025416 %
	CFK	0,024370 %	0,025595 %	0,024924 %
40 kN	Stahl	0,101579 %	0,101918 %	0,101663 %
	CFK	0,106303 %	0,102794 %	0,099695 %
70 kN	Stahl	0,314728 %	0,307101 %	0,310196 %
	CFK	0,343636 %	0,307069 %	0,307362 %
100 kN	Stahl	0,525400 %	0,602276 %	0,633525 %
	CFK	0,662942 %	0,603048 %	0,637057 %

Die Ergebnisse zeigen deutlich, dass alle Modelle für eine gute Vergleichbarkeit bis zum Fließbeginn des Stahls sorgen, welcher bei etwa 47 kN eintritt (vgl. 5.4.3). Die Unterschiede zwischen den Rechenmodellen hängen auch für die Faser I im Wesentlichen mit dem von der Elastizitätsgeraden abweichenden Spannungs-Dehnungs-Verlauf des UD-Laminates zusammen. Da der Anstieg im Gegensatz zu Faser II nicht ausgeprägt progressiv ist, sind die Abweichungen nur gering. Darüber hinaus kommt es in größeren Kraftbereichen z.T. zu deutlichen Abweichungen zu den Versuchen, welche aufgrund der geschilderten Problematik mit den Stahl-DMS nicht weiter verwertet werden.

Entlastung des Stahls

Die Spannungsreduzierung im Stahl fällt aufgrund der geringeren Fasersteifigkeit erwartungsgemäß kleiner aus. Die aufnehmbare Kraft im Bereich der Streckgrenze des Stahls lässt sich noch um ca. 30 % auf 53,42 kN steigern. Beim Spannungsvergleich an der Laststufe 40 kN ($\cong 266,67 \text{ N/mm}^2$) kann eine Reduzierung um ca. 23 % erzielt werden, welche für Versuch und Berechnungsmodelle sehr gut übereinstimmt (siehe Tabelle 5-13).

$$n = \frac{E_{CFK}}{E_{Stahl}} = \frac{123.581 \text{ N/mm}^2}{201.039 \text{ N/mm}^2} = 0,6147 \quad (5.18)$$

$$A_i = 150 \text{ mm}^2 + 0,6147 \cdot 30 \text{ mm} \cdot 2,4 \text{ mm} = 194,26 \text{ mm}^2 \quad (5.19)$$

$$F_{y,i} = A_i \cdot f_{y,k} = 194,26 \text{ mm}^2 \cdot 275 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 53.422 \text{ N} \quad (5.20)$$

Tabelle 5-13: Spannungsreduzierungen verschiedener Materialmodelle bei 40 kN (LS1_3)

	Zugversuch	Materialmodell I	Materialmodell II
Spannung Stahl	204,21 N/mm ²	204,85 N/mm ²	204,47 N/mm ²
Reduzierung	23,42 %	23,18 %	23,32 %

5.5 Schubversuche

In Vorversuchen wurden auch die Schubfestigkeiten verschiedener CFK-Stahl-Verbunde geprüft. Die kraftschlüssige Verbindung der beiden Materialien spielt eine übergeordnete Rolle, da sie Grundvoraussetzung bei der Verstärkung der Hohlsteifen ist. Da keine spezielle Norm für die Ermittlung der Schubfestigkeit zwischen Stahl und einem faserverstärkten Kunststoff existiert, sind die Untersuchungen in Anlehnung an vorhandene Normen geführt worden. Eine Prüfung wurde nach DIN 53294 [151] geführt, die den Schubversuch an Kernverbunden regelt. In Abb. 5-31 ist der Versuchsaufbau dargestellt. Die beiden über den CFK miteinander verklebten Füge-teile wurden in gegensätzliche Richtungen gedrückt, sodass es zu einem Scherversagen in der Fuge kam. Die dabei erreichten, maximalen Schubspannungen lagen im Bereich von 16,1-21,4 N/mm².

Ähnliche Ergebnisse wurden in weiteren Versuchen nach der amerikanischen Norm ASTM D5868 [152] erzielt. Hierbei sind ein Füge-teil aus Stahl sowie ein weiteres aus CFK auf einer definierten Fläche aufeinander geklebt worden. Zum Höhenausgleich beim Einspannen in die Prüfmaschine wurden zudem GFK-Elemente an den Enden angebracht. Die Prüfung erfolgte in diesem Fall unter Zugeinwirkung, die zu einem Adhäsionsversagen am Stahl führte (siehe Abb. 5-32). Hier lagen die maximalen Schubspannungen zwischen 15,5-22,6 N/mm².

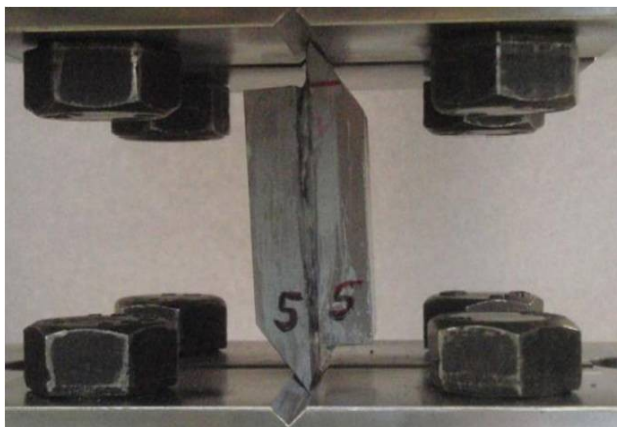


Abb. 5-31: Schubversuch zur Ermittlung der maximal aufnehmbaren Schubspannungen nach [151]

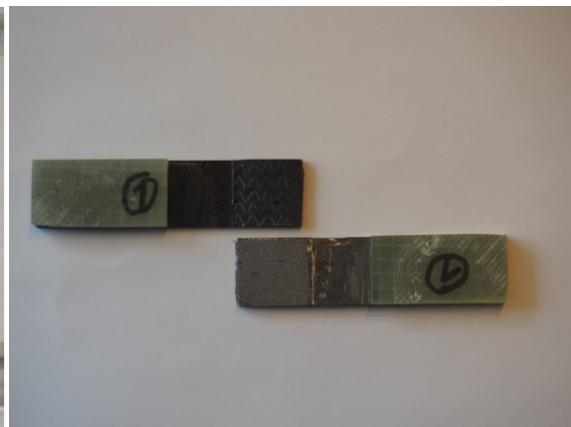


Abb. 5-32: Proben nach Prüfung gemäß [152] mit Adhäsionsversagen an der Stahlfläche

Wie im folgenden Kapitel 6 noch gezeigt wird, sind diese Werte im Verhältnis zu den Berechnungen an der orthotropen Platte sehr groß. Sie liegen mit einem Faktor von vier bis fünf deutlich über den zu erwartenden Schubspannungen. Da ein Schubversagen unter diesen Bedingungen ausgeschlossen werden kann, wurden keine weiteren Prüfungen durchgeführt.

5.6 Zusammenfassung

Anhand der Versuche konnten Wirkung und Potenzial der CFK-Verstärkung mit allen verwendeten Fasern und Harzen eindeutig nachgewiesen werden. Die ermittelten E-Moduln der reinen CFK-Lamine lagen dabei etwas unterhalb derer, die nach der Mischungsregel berechnet wurden. Ähnliches wurde auch bei der Bestimmung der erreichbaren Spannungsreduzierung über die Fasermenge deutlich. Es ist davon auszugehen, dass der vom Hersteller angegebene Faser-E-Modul aufgrund von Imperfektionen, die auch bei der Herstellung des Laminates entstanden sein können, nicht voll erreicht wird.

Bezüglich der CFK-verstärkten Stahlbleche ist aufgefallen, dass bei den nicht getemperten Proben größere Maximalkräfte bis zum Versagen und teilweise auch höhere Steifigkeiten erreicht wurden. Die Hersteller geben üblicherweise eine Temperung zwingend vor, um die Eigenschaften des Harzes zu aktivieren und voll ausschöpfen zu können. Hier könnten weitergehende Untersuchungen geführt werden, inwiefern ein Verzicht auf die Temperung grundsätzliche Auswirkungen auf die Lamineigenschaften hat. Diese Problematik ist jedoch kein vordergründiger Bestandteil der Arbeit. Hinsichtlich der Anwendung als Brückenverstärkung wäre ein nicht zu temperndes Harzsystem aufgrund des geringeren Aufwandes beim Einbringen vorzuziehen.

Es wurden verschiedene Berechnungsmodelle überprüft, um die aus den Zugversuchen ermittelten Daten zu validieren. Dabei fiel auf, dass ein isotropes, nichtlinear elastisches Modell („Materialmodell I“) mit Kennlinien aus den Versuchen der einzelnen Materialien Stahl und CFK den Verbundwerkstoff nur mit Abweichungen nachbilden konnte. Wesentlicher Grund hierfür ist, dass die flach beginnende, progressiv ansteigende Spannungs-Dehnungs-Kurve des CFK durch den Verbund mit Stahl behindert wird und nicht so ausgeprägt verlaufen kann. Die Isotropie dieses Materialmodells ist in erster Linie bei einer gesamtheitlichen Betrachtung kritisch zu werten. Bessere Ergebnisse – vor allem im Elastizitätsbereich – liefert hingegen das orthotrope, linear elastische „Materialmodell II“, das den CFK mit einem konstanten E-Modul berücksichtigt. Dieses ist für die Berechnungen am Nachbau der orthotropen Platte übernommen worden.

6 Betrachtungen an der orthotropen Platte

6.1 Experimentelle Untersuchungen

Die Tragfähigkeitserhöhung ist an einem originalmaßstäblichen Modell einer orthotropen Fahrbahnplatte nachgewiesen worden. Dazu wurde ein Ausschnitt von 6,30 m x 1,80 m nach dem Beispiel der Brücke „Kleiner Plöner See“ gefertigt, die im Zuge der B76 nahe der schleswig-holsteinischen Stadt Plön verläuft. Als Stahl wurde hierbei auf den im Brückenbau üblichen S355JR zurückgegriffen. Das Segment besteht aus einer Zweifeldplatte mit drei Hohlsteifen, die auf den Querträgern gelagert sind. Die entsprechenden Zeichnungen aus dem Stahlbauplan befinden sich in Anhang D. Mit dieser Variante können eine Seite der normativ festgelegten Doppellachse als Belastung angesetzt und die Dehnungen in der Platte und der Hohlsteife gemessen werden. Wie bereits im Näherungsverfahren in Kapitel 4 aufgezeigt wurde, ist der Einfluss der zweiten Radlast einer Achse im Abstand von 2,00 m für die lokalen Beanspruchungen sehr gering.

6.1.1 Versuchsdurchführung am unverstärkten System

Der Nachbau wurde im unverstärkten und im verstärkten Zustand geprüft, um die Ergebnisse vergleichen und die Wirkung der Verstärkung beurteilen zu können. Die Dehnungsaufzeichnung erfolgte über biaxiale Dehnungsmessstreifen, mit denen die Verformungen in Längs- und Querrichtung ermittelt werden konnten. Die DMS wurden an mehreren Punkten auf dem Deckblech sowie an den Unterseiten der Hohlsteifen – wie in Abb. 6-1 und Abb. 6-2 angegeben – appliziert. Am Messpunkt U1 wird die größte und damit maßgebliche Spannung in Längsrichtung erwartet.

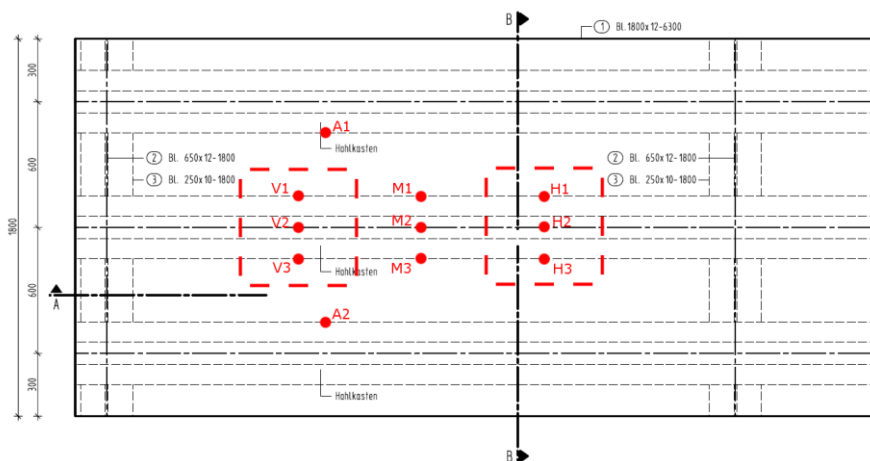


Abb. 6-1: Messpunkte und Lasteinleitungsfläche auf dem Deckblech des Mock-Ups

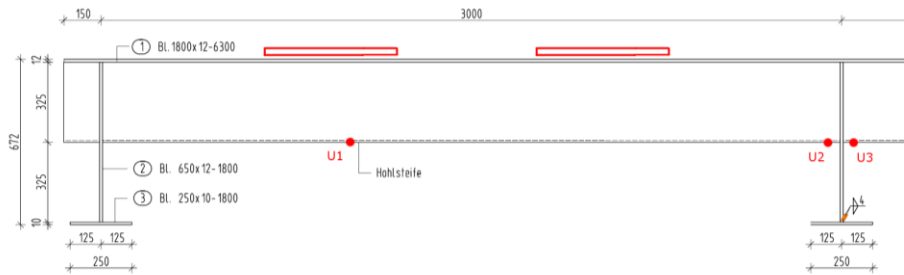


Abb. 6-2: Messpunkte an der Unterseite der belasteten Hohlsteife

Die Lasteinleitung wurde mittels 4 cm starken Spanplatten über eine Fläche von 55 cm x 55 cm realisiert, die die vorgeschlagene 45°-Verteilung nach DIN EN 1991-2 [38] im Fahrbahnbelag berücksichtigt. Da nur ein Druckzylinder zur Kraftaufbringung zur Verfügung stand, wurde ein HEM-Stahlträger als querverteilende Traverse genutzt. Weitere Stahlträger dienen zur Lasteinleitung in die Spanplatten (siehe Abb. 6-3). Da einige DMS innerhalb der Lastfläche angebracht wurden, sind in der untersten Schicht Aussparungen von 3 cm vorgesehen worden.

Die Laststeuerung erfolgte manuell bis 300 kN, sodass die nach DIN EN 1991-2 [38] festgelegte Radlast von 150 kN erreicht wurde. Damit lagen alle Dehnungen im elastischen Bereich, was mehrere Prüfungen ermöglichte. Am unverstärkten System sind drei Belastungstests durchgeführt worden, aus denen die Mittelwerte der aufgezeichneten Dehnungen bestimmt wurden.



Abb. 6-3: Versuchsaufbau zur Lasteinleitung in die orthotrope Platte

6.1.2 Vergleichende Berechnung am unverstärkten System

Um den Versuchsaufbau im FE-Modell abbilden zu können, muss die Art der Lasteinleitung berücksichtigt werden. Während der Erstellung des Faltnetzes ist deutlich geworden, dass eine direkte Lasteingabe auf dem Deckblech größere Verformungen und Spannungen erzeugt als dies bei der experimentellen Lasteinleitung durch die Spanplatten im Versuch der Fall war. Dies betraf vor allem den belasteten Bereich zwischen den Hohlsteifenstegen, bei dem erhebliche Abweichungen auftraten (siehe Tabelle 6-1).

Wie bereits im Kapitel 2 erläutert wurde, kann die Integration der Belagsteifigkeit ins Berechnungsmodell zu Ergebnissen führen, die sich anders darstellen, als wenn diese unberücksichtigt bleibt (vgl. [22; 24; 25]). Es stellt sich demnach die Frage, ob die direkte Lasteingabe in den Modellen gemäß der heutigen Praxis trotz der 45°-Lastverteilung dem realen Verhalten entspricht. In der vorliegenden Arbeit kann dazu keine weitergehende Betrachtung geführt werden. Stattdessen werden im Folgenden Berechnungsannahmen getroffen, die einen Vergleich von Versuch und FE-Berechnung am Segment der orthotropen Platte zulassen.

Tabelle 6-1: Dehnungen in Querrichtung an der Oberseite des Deckbleches aus Versuch und FE-Modell mit direkter Lasteingabe

Messpunkt	FE-Modell mit direkter Lasteingabe auf Deckblech	Versuch
Deckblech V1	+473 $\mu\text{m}/\text{m}$	+291 $\mu\text{m}/\text{m}$
Deckblech V2	-519 $\mu\text{m}/\text{m}$	-148 $\mu\text{m}/\text{m}$

6.1.2.1 Grundlegende Betrachtungen

Betrachtungen an verschiedenen definierten, vierseitig gehaltenen Platten geben Aufschlüsse zu den vorgenannten Unterschieden (siehe Tabelle 6-2). Neben reinen Flächenelementen wurden Modelle mit „Kontaktvolumen“ untersucht, die zwei Flächenelemente miteinander verbinden. Die vertikalen Normalspannungen werden dabei vollständig übertragen. Da keine horizontale Kraft einwirkt, resultieren die Schubkräfte ausschließlich aus der Biegeverformung der Platte. Die aufnehmbaren Schubspannungen sind in Abhängigkeit vom Reibbeiwert μ definiert:

$$\tau = \mu \cdot \sigma \quad (6.1)$$

Die Untersuchungen führten zu folgenden Ergebnissen:

Tabelle 6-2: Betrachtete Vergleiche an vierseitig gehaltenen Platten

	Vergleichselement 1	Vergleichselement 2	Ergebnisse
Vergleich 1	Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$)	Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$) + Kontaktvolumen $\mu \approx 0$ + Flächenelement (Stahl, $t \approx 0 \text{ mm}$)	Gleiche Ergebnisse
Vergleich 2	Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$)	Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$) + Kontaktvolumen $\mu \approx 0$ + Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$)	Ergebnisse unterscheiden sich um Faktor 0,5
Vergleich 3	Flächenelement (Stahl, $t = 24 \text{ mm}$)	Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$) + Kontaktvolumen mit voller Schubübertragung + Flächenelement (Stahl, $t = 12 \text{ mm}$)	Gleiche Ergebnisse

Aus den vorgenannten Vergleichen geht hervor, dass sich ein Modell mit zwei Flächenelementen, von denen eins eine Dicke von ca. 0 mm aufweist, und die über ein Kontaktvolumen verbunden sind, das näherungsweise keine Schubkräfte überträgt, ebenso verhält wie ein alleiniges Flächenelement mit gleicher Dicke (Vergleich 1). Werden in diesem Modell die Dicken beider Flächenelemente gleichgesetzt und die Schubkraftübertragung weiterhin vernachlässigt, sind die Ergebnisse für Verformungen und Spannungen nur noch halb so groß wie beim alleinigen Flächenelement (Vergleich 2). Dies ist insofern logisch, als dass sich nun zwei gleiche Flächenelemente die Belastung teilen, ohne fest miteinander verbunden zu sein. Wird im Weiteren die Schubübertragung voll aktiviert, entspricht das daraus resultierende Modell einem alleinigen Flächenelement mit verdoppelter Dicke (Vergleich 3). Ferner bleibt festzuhalten, dass die vertikalen Lagerreaktionen bei allen betrachteten Modellen gleich groß waren.

Weitergehende Betrachtungen mit variierenden Reibbeiwerten zeigten, dass sich die Schubspannungen gemäß Gleichung (6.1) ebenfalls änderten. Je höher die Aufnahme von Schubkräften im Kontaktvolumen war, desto stärker verringerten sich Verformungen und Spannungen der Flächenelemente. Die wesentliche Reduzierung im ursprünglichen Element ergab sich aber durch die zusätzliche Steifigkeit aus dem zweiten Flächenelement.

6.1.2.2 Umsetzung am FE-Modell des Versuchsaufbaus

Für das Berechnungsmodell des Versuchsaufbaus werden die ersten beiden Holzplatten ebenfalls modelliert. Wie bereits beschrieben, werden dazu „Kontaktvolumen“ verwendet, die eine Verbindung zwischen zwei Flächenelementen herstellen. So wird das Flächenelement des Deckbleches (Stahl) mit einem Flächenelement der Spanplatte verbunden. Eine weitere Verbindung besteht mit der darüber liegenden Holzplatte, in die die Last im Modell eingeleitet wird (siehe Abb. 6-4 und Abb. 6-5). Die Dicke der Volumenelemente entspricht der Summe aus den halben Dicken der angrenzenden Flächen, folglich dem Abstand zwischen deren Mittellinien.

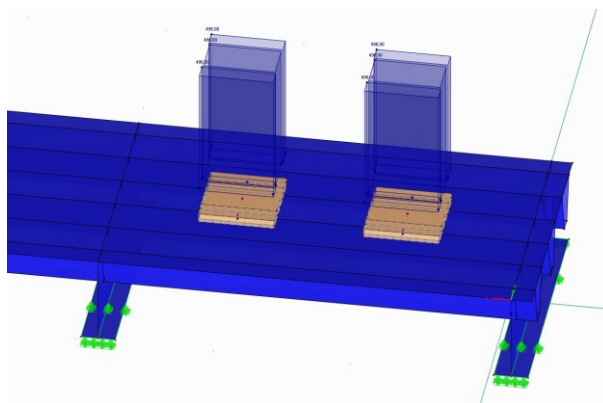


Abb. 6-4: Ausschnitt FE-Modell mit Last

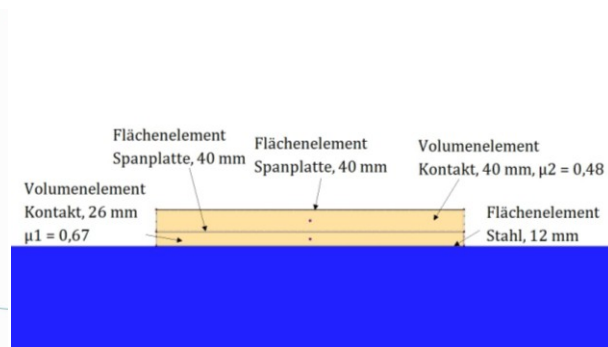


Abb. 6-5: Detailansicht der Lasteinleitung im Modell

Der E-Modul wurde mit den tatsächlich verwendeten Platten über einen nach DIN EN 310 [153] vorgesehenen Dreipunkt-Biegeversuch bestimmt und ergab im Mittel 2.597 N/mm^2 (vgl. Anhang B). Da zwischen den Platten und dem Deckblech keine schubfeste Verbindung vorhanden ist, kann keine volle Schubkraftübertragung aktiviert werden. Stattdessen werden die Grenzwerte der Schubspannungen $\mu \cdot \sigma$ (Reibbeiwert x Normalspannung) über die Reibung zwischen Holz

und Stahl bzw. Holz und Holz bestimmt. Die Reibungskoeffizienten wurden in Messungen zu $\mu_1 = 0,67$ (Holz auf Stahl) und $\mu_2 = 0,48$ (Holz auf Holz) ermittelt.

Die Ergebnisse⁸ aus Dehnungsaufzeichnung und FE-Berechnung sind für alle Punkte in Abb. 6-6 und Abb. 6-7 dargestellt. An den meisten Messstellen weisen diese gute Übereinstimmungen mit Abweichungen von max. 15 % auf. Die Berechnung gibt an symmetrisch zueinander angeordneten Punkten im Deckblech folgerichtig gleiche Werte aus. An den Stegpunkten sind die Mittelwerte aus den anliegenden Spannungswerten (rechts bzw. links vom Steg) für die Auswertung herangezogen worden. Die leichten Abweichungen an symmetrischen Punkten (z.B. V1 und V3) innerhalb der DMS-Messung bei Betrachtung der Querrichtung sind auf geometrische Ungenauigkeiten aus der Lasteinleitung sowie der exakten Positionierung der DMS zurückzuführen. In Längsrichtung wirken sich diese infolge der gleichmäßigeren Spannungsverteilung nicht so stark aus. Die Durchbiegung betrug im Versuch 2,60 mm und in der Berechnung 2,40 mm in Feldmitte.

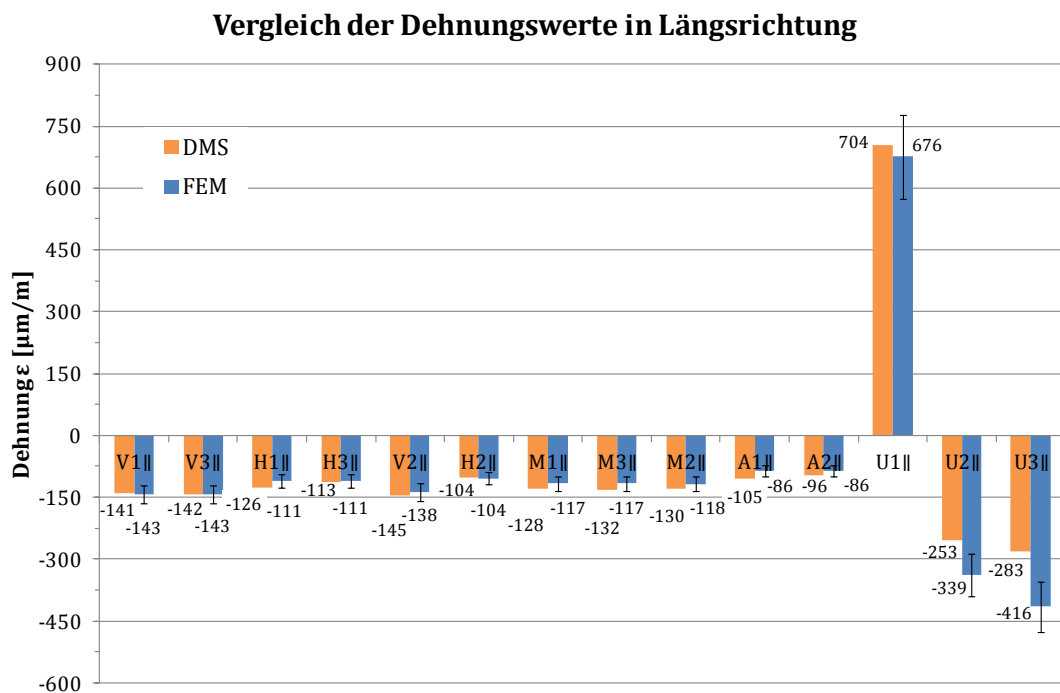


Abb. 6-6: Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung (mit ± 15 %-igem Ergebnisbereich) in Längsrichtung am unverstärkten System bei 300 kN Gesamtlast

⁸ Es sei darauf hingewiesen, dass sich alle in diesem Abschnitt dargestellten Ergebnisse auf die Dehnungen an der Oberseite des Deckbleches bzw. an der Unterseite des unteren Hohlsteifenbleches beziehen, um sie mit den DMS-Aufzeichnungen vergleichen zu können.

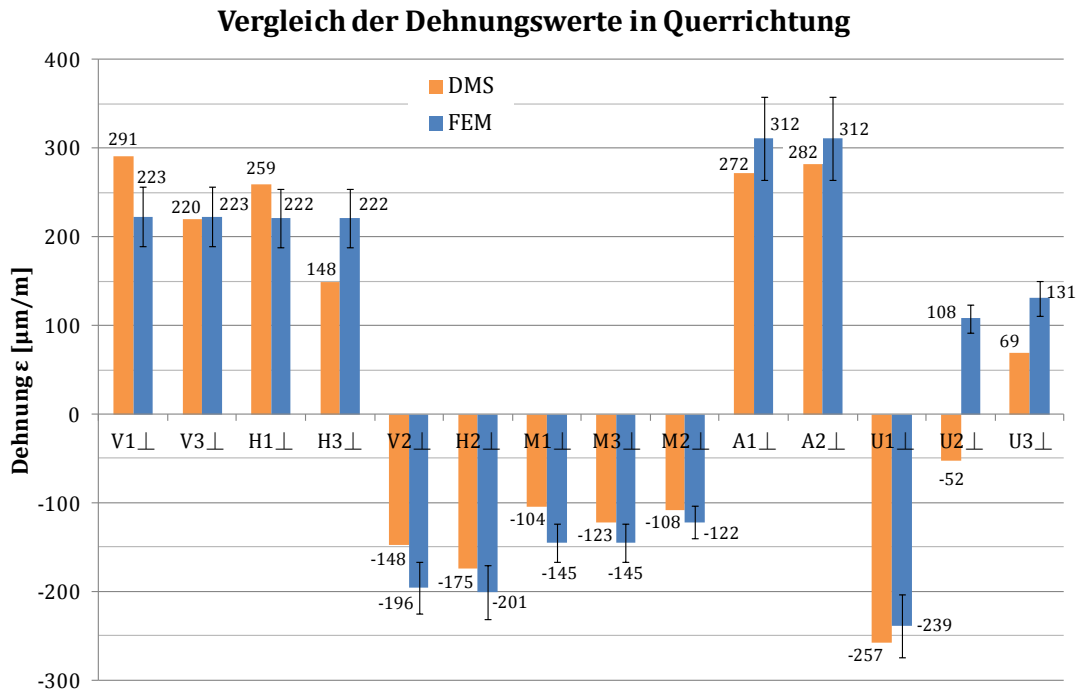


Abb. 6-7: Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung (mit ±15 %-igem Ergebnisbereich) in Querrichtung am unverstärkten System bei 300 kN Gesamtlast

Die gemessenen Dehnungen an der Unterseite der Hohlsteife weichen in Querträgernähe deutlich von den Berechnungsergebnissen ab (vgl. U2/U3). Durch den Zusammenschluss von mehreren Flächenelementen im Bereich des Querträgers treten im FE-Modell Spannungsspitzen auf. Hier sind die Elemente des Querträgers rundum mit den Hohlsteifenstegen sowie dem unteren Hohlsteifenblech verbunden (siehe Abb. 6-8). An den betrachteten Punkten U2/U3 sind diese hohen Werte noch nicht abgeklungen, welche im Versuch jedoch nicht zu beobachten waren. Diese Messstellen sind allerdings deutlich weniger relevant als jene im Feld (U1), welche sehr gute Übereinstimmungen zeigt.

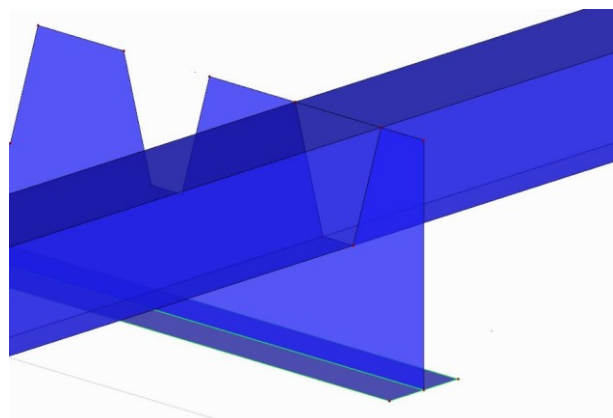


Abb. 6-8: Ausschnitt vom Bereich Hohlsteife-Querträger im FE-Modell

6.1.3 Einbringen der Verstärkung

Nach den Messungen am unverstärkten System wurden die Kohlenstofffasern in die Hohlsteifen eingebracht. Für den Versuch am Mock-Up wurden die steifere Faser II sowie das Harz III gewählt. Die erforderliche Fasermenge wurde anhand der Zielvorgabe definiert, eine Spannungsreduzierung von mindestens 20 % im unteren Hohlsteifenblech zu erreichen. Das Laminat kann entweder vereinfacht über den reinen Faseranteil, ähnlich wie in Abschnitt 5.4.4 beschrieben, oder mit einem zunächst angenommenen, relativen Faservolumenanteil ausgelegt werden⁹. Für die Hohlsteife sind zur Beschreibung der Spannungsreduzierung im Gegensatz zum Zugversuch die ideellen Querschnittswerte hinsichtlich der Biegung zu ermitteln. Eine genaue Abfolge der Berechnung mit den eingehenden Parametern ist in Anhang E aufgeführt. Letztlich ergibt sich die prozentuale, rechnerische Spannungsreduzierung p_{red} zu:

$$p_{red} = \left(1 - \frac{I_{y,HS} \cdot z_{s,i,u}}{I_{y,i} \cdot z_{s,HS,u}} \right) \cdot 100\% \quad (6.2)$$

mit

$I_{y,HS}$ – Trägheitsmoment der unverstärkten Hohlsteife

$I_{y,i}$ – Ideelles Trägheitsmoment der verstärkten Hohlsteife

$z_{s,HS,u}$ – Abstand Schwerpunkt von unten

$z_{s,i,u}$ – Abstand elastisches Zentrum von unten

Grundsätzlich kann auch die erforderliche Anzahl an Lagen bei einem definierten Soll-Wert der zu erreichenden Spannungsreduzierung ermittelt werden. Da es jedoch keine explizite Lösung für diesen Fall gibt, ist dieses Vorgehen mit einem deutlichen Mehraufwand verbunden. Es wird ebenfalls in Anhang E genauer dargestellt. Für die Hohlsteifen der Brücke „Kleiner Plöner See“ ergibt sich eine erforderliche Anzahl von zehn Lagen der UHM-Fasern (Faser II), um die Steifigkeit entsprechend der Vorgabe zu erhöhen.

Vor dem Einbringen der Fasern in die Hohlsteife wurde diese von innen sandgestrahlt, um eine optimale Haftung des Harzes zu garantieren. Die mittlere Rauhtiefe ergab sich zu 39,7 μm . Die Lagen wurden zunächst trocken übereinander geschichtet. Zum Schutz waren die Kohlenstofffasern von beiden Seiten mit einer dünnen Lage Nadelfilzgewebe umgeben. Dies verhinderte zum einen eine Beschädigung während des Einziehvorganges und diente zum anderen der Vorbeugung einer Kontaktkorrosion zwischen Stahl und CFK. Die Tränkung mit dem Harzsystem erfolgte per Vakuuminfusion. Das Faserpaket wurde über die gesamte Länge mithilfe einer Folie abgedichtet und unter Vakuum gesetzt, um anschließend das Harz einseitig einzufüllen. Nach dem Durchtränken der Fasern wurden diese von einer Rolle unter stetigem Entfernen der Vakuumfolie in die Hohlsteife eingezogen. Mithilfe einer Walze wurden die Fasern zusätzlich an den Stahl gedrückt (siehe Abb. 6-9 bis Abb. 6-12). Mittels eines Heißluftgebläses wurden der Innenraum der Hohlsteifen auf 80 °C erwärmt und die CFK-Bänder 12 h getempert.

⁹ Da der ausschlaggebende Parameter für die Spannungsreduzierung die Dehnsteifigkeit $E \cdot A$ ist, ergeben sich zwangsläufig sehr ähnliche Ergebnisse mit minimalen Abweichungen aufgrund einer veränderten Schwerpunktlage infolge der unterschiedlichen Querschnittsdicken.

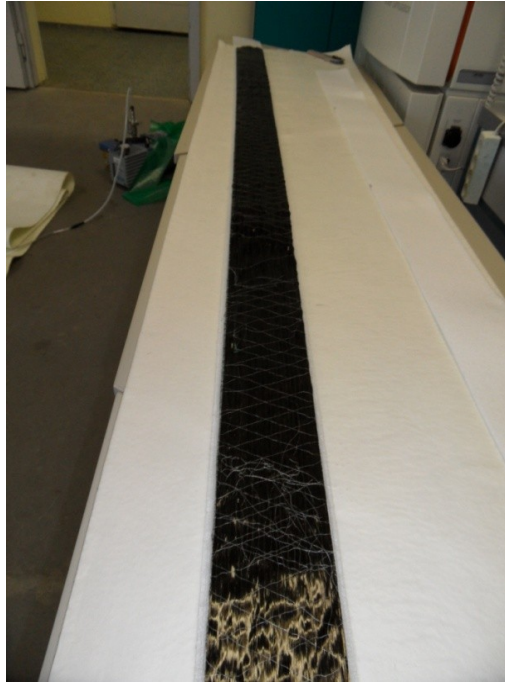


Abb. 6-9: Ausgelegte C-Fasern (trocken)



Abb. 6-10: Vakuuminfusion des Faserpakets



Abb. 6-11: Einziehen der getränkten Fasern



Abb. 6-12: Anpressen der Fasern

6.1.4 Belastung und Vergleich am verstärkten System

Die Belastungstests am verstärkten System wurden mit dem beibehaltenen Lasteinleitungsaufbau durchgeführt. So konnte sichergestellt werden, dass die Gegebenheiten dieselben waren wie am unverstärkten System. In den Versuchsergebnissen zeigte sich eine deutliche Reduzierung der Dehnungen an der Unterseite der belasteten Hohlsteife. Im Deckblech konnte hingegen keine relevante Entlastung erzielt werden. Ein Versagen oder Ablösen des CFK wurde visuell nicht

festgestellt. Auch nach mehreren Belastungen zeigten sich kaum Abweichungen bei den Messergebnissen gegenüber der Erstbelastung.

Die FE-Berechnungen bestätigen diese Beobachtungen. Im Rechenmodell wurde die Verstärkung wie bereits bei den Zugversuchen (vgl. Abschnitt 5.4.4) in Form eines zusätzlichen Flächenelementes integriert, das über ein Kontaktvolumen mit den Flächenelementen der Hohlsteife schubfest verbunden ist (siehe Abb. 6-13).

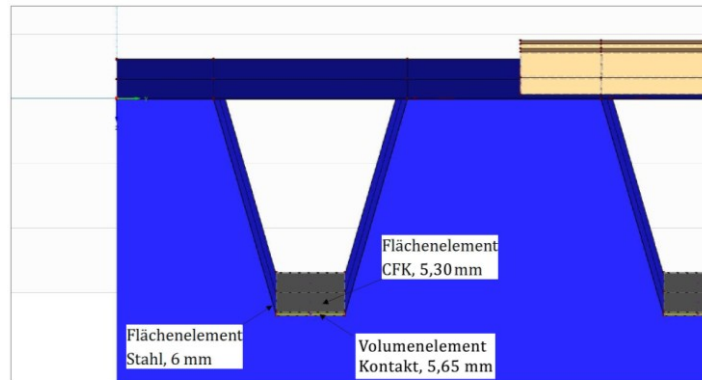


Abb. 6-13: Detailansicht der verstärkten Hohlsteife im FE-Modell

Als Material wurde ein CFK-Laminat angesetzt, das dem in Abschnitt 5.4.4 beschriebenen „Materialmodell II“ mit orthotropem, linear elastischem Verhalten gleichkommt. Seine mechanischen Eigenschaften wurden mithilfe der Software *AlfaLam* mit der klassischen Laminattheorie berechnet. Dies entspricht der Anwendung der Mischungsregel unter Berücksichtigung der Orthotropie. Da der beim Einbringversuch erreichte, relative Faservolumenanteil nicht bekannt war, wurde er in Anlehnung an die Zugversuche mit $\varphi = 0,40$ gewählt¹⁰. Für die rechnerisch anzusetzende Laminatdicke ergibt sich der Wert:

$$h_{Laminat} = n_L \cdot \frac{m_{A,C}}{\rho_C \cdot \varphi} = 10 \cdot \frac{0,045 \frac{g}{cm^2}}{2,12 \frac{g}{cm^3} \cdot 0,40} = 0,53 \text{ cm} = 5,30 \text{ mm} \quad (6.3)$$

mit

n_L - Anzahl der Lagen

$m_{A,C}$ - Flächengewicht des C-Faser-Geleges

ρ_C - Dichte der C-Fasern

Für die Berechnung ist von einem Faser-E-Modul von 512.000 N/mm^2 ausgegangen worden, welcher einer 20 %-igen Abminderung gegenüber dem vom Hersteller angegebenen Wert gleichkommt. Schon bei den Zugversuchen wurde nicht der nach der Mischungsregel bestimmte E-Modul erreicht. Dies kann Folge einer ungewollten Schädigung (z.B. durch das Auf- und Abroll-

¹⁰ Wie bereits beschrieben, ist die Gesamtsteifigkeit $E \cdot A$ entscheidend für die Spannungsreduzierung, bei der E-Modul und Laminatdicke miteinander korrelieren. Die Wahl von φ hat keinen wesentlichen Einfluss auf das Ergebnis und kann als realistisch angesehen werden.

len beim Einbringvorgang) oder einer während der Herstellung hervorgerufenen Imperfektion (z.B. Faserwelligkeiten oder Abweichungen von der idealen Ausrichtung) im Gelege sein, deren Auswirkungen sich außerhalb von Laborversuchen noch steigern. Es hat sich gezeigt, dass die Versuchsergebnisse am Nachbau mit diesem Ansatz besser abgebildet werden konnten. Der sich daraus ergebene E-Modul in Faserrichtung für das Laminat betrug 206.630 N/mm^2 :

$$E_V = E_f \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) = 512.000 \cdot 0,40 + 3.050 \cdot (1 - 0,40) = 206.630 \text{ N/mm}^2 \quad (6.4)$$

Die Abb. 6-14 und Abb. 6-15 zeigen die Gegenüberstellung der Ergebnisse von DMS-Messung und FE-Berechnung am unverstärkten und verstärkten System. Die Datenwerte sind hier nur von letzterem angegeben.

Die Werte verdeutlichen, dass vorwiegend am unteren Hohlsteifenblech (Werte U) Spannungsreduzierungen durch die eingebrachten Kohlenstofffasern erzielt werden können. Im Bereich des Deckbleches hingegen kommt es teilweise sogar zu Vergrößerungen der gemessenen Dehnungen. Auch in der FE-Berechnung ist diese Entwicklung zu erkennen, was mit dem stärkeren Einfluss der Spannungsanteile aus Krafteinleitung zu erklären ist. Betrachtet man noch einmal die Darstellungen aus Kapitel 4 wird ersichtlich, dass die Spannungsanteile aus Krafteinleitung unter einer konstanten Radlast für das verstärkte System genauso groß sind wie für das unverstärkte. Da sich jedoch die Durchbiegung reduziert, werden die Werte infolge Kraftweiterleitung abgemindert. In Abschnitt 6.2.3 wird dies noch genauer dargelegt.

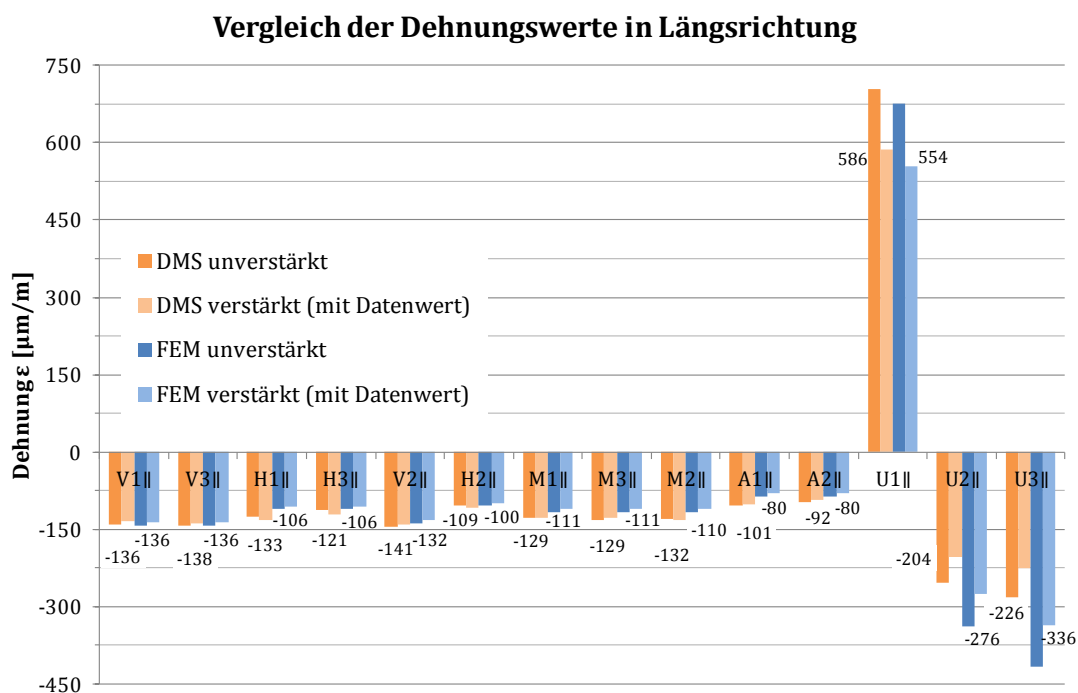


Abb. 6-14: Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung in Längsrichtung am unverstärkten und verstärkten System bei 300 kN Gesamtlast

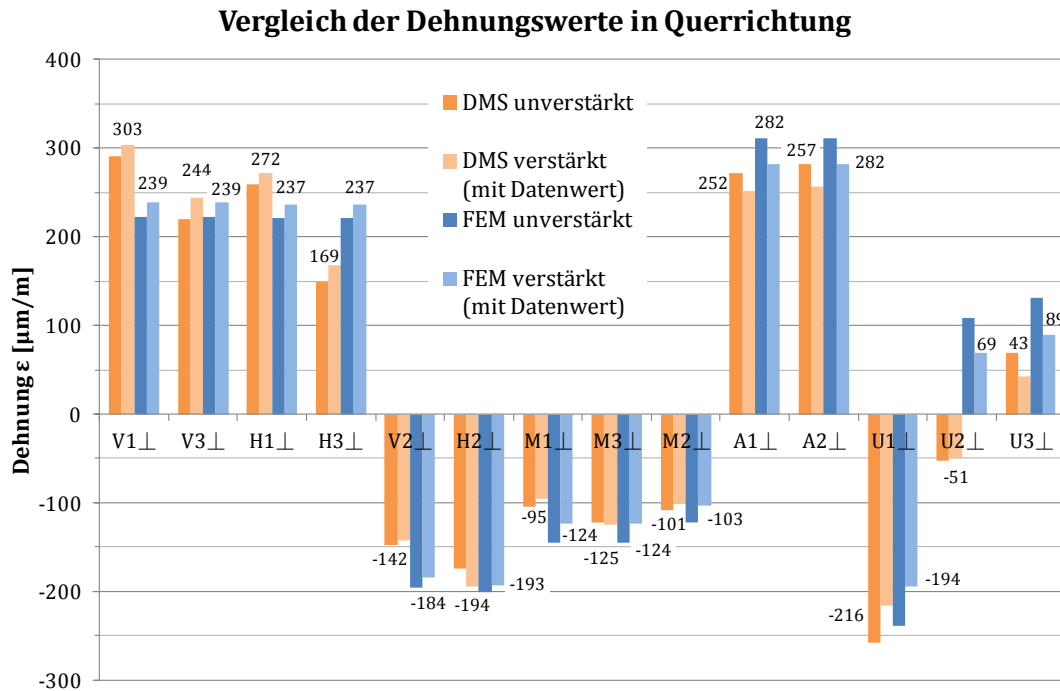


Abb. 6-15: Vergleich der Dehnungsergebnisse aus DMS-Messung und FE-Berechnung in Querrichtung am unverstärkten und verstärkten System bei 300 kN Gesamtlast

Wie auch aus den Zahlenwerten in Tabelle 6-3 ersichtlich ist, sind die Dehnungsänderungen im Deckblech in Längsrichtung marginal. Sie betragen sowohl für die DMS-Messung als auch für die Berechnung an keiner Stelle mehr als $\pm 8 \mu\text{m/m}$. Die relevante Messstelle U1 auf der Unterseite der Hohlsteife im Feld zeigt hingegen eine signifikante Dehnungsreduzierung, die im Versuch 16,73 % und in der Berechnung 18,05 % erzielte. Die anvisierten 20 % konnten somit nicht erreicht werden. Die Ergebnisse deuten folglich darauf hin, dass ein Sicherheitsabschlag für den Faser-E-Modul von Relevanz sein kann. Die Durchbiegung reduzierte sich im Versuch von 2,60 mm auf 2,40 mm und in der FE-Berechnung von 2,40 mm auf 2,10 mm.

Tabelle 6-3: Absolute und prozentuale Dehnungsänderungen des verstärkten Systems gegenüber dem unverstärkten (Werte aus DMS-Messung oben / FE-Berechnung unten)

		V3	H1	V2	H2	M1	M2	A1	U1	U3
Längs	$\mu\text{m/m}$	-4,32	+6,92	-4,52	+5,41	+0,18	+1,54	-4,13	-117,76	-57,10
	in %	-3,04	+5,50	-3,11	+4,96	+0,14	+1,18	-3,93	-16,73	-20,20
Quer	$\mu\text{m/m}$	+24,88	+13,67	-5,91	+19,22	-9,20	-6,48	-20,52	-41,53	-26,24
	in %	+11,33	+5,28	-3,99	+11,00	-8,81	-6,02	-7,54	-16,13	-37,91
Längs	$\mu\text{m/m}$	-7,00	-5,00	-6,00	-4,00	-6,00	-8,00	-6,00	-122,00	-80,00
	in %	-4,90	-4,50	-4,35	-3,85	-5,13	-6,78	-6,98	-18,05	-19,23
Quer	$\mu\text{m/m}$	+15,50	+15,50	-12,00	-8,00	-21,50	-19,00	-29,50	-45,00	-42,00
	in %	+6,95	+7,00	-6,12	-3,98	-14,83	-15,57	-9,47	-18,83	-32,06

6.2 Numerische Untersuchungen

6.2.1 Integration der Verstärkung in das Näherungsverfahren

Das vorgestellte Näherungsverfahren soll dahingehend erweitert werden, dass auch die untenliegende Verstärkung berücksichtigt wird. Für ihre Integration muss ein Querschnittselement entwickelt werden, welches die Eigenschaften von Stahl und CFK kombiniert. Dabei wird die Verwendung von zwei Modellierungsvarianten – zum einen ein Hybrid sowie zum anderen ein homogener, ideeller Werkstoff – untersucht. Die weiteren Parameter wie Stabbettung bleiben gegenüber der unverstärkten Variante unverändert, da der CFK auf die Steifigkeit in Querrichtung kaum Einfluss hat. Die Vergleichsrechnungen erfolgen mit den um den CFK erweiterten FE-Modellen und dem direkten Lastansatz auf dem Deckblech.

6.2.1.1 Längsspannungen

Der relevante Einfluss der Verstärkung betrifft die Längsrichtung. Zur Definition des Hybriden wird das Programm *DUENQ* verwendet, mit dem Querschnitte aus verschiedenen Materialien erstellt werden können. Hierbei werden Stahl und CFK als Dickenelemente modelliert, deren Verbindung über sogenannte Nullelemente erfolgt, die ausschließlich der Schubübertragung dienen (siehe Abb. 6-16).

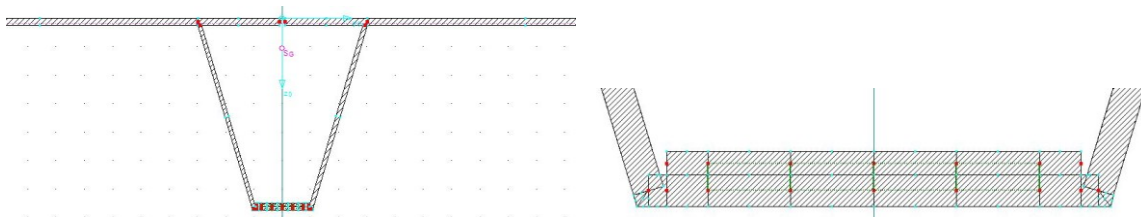


Abb. 6-16: Darstellung des Querschnitts im Programm *DUENQ* mit Detailansicht der Verbindung zwischen CFK und Stahl über Nullelemente (grün)

Für die zweite Betrachtung – den homogenisierten Querschnitt – gilt der Stahl als Referenzmaterial, sodass sich für das untere Blech eine ideelle Dicke ergibt. Dafür wird vorausgesetzt, dass die Gesamthöhe der Hohlsteife unverändert bleibt. Die Berechnung erfolgt ausgehend von der Differenz der Trägheitsmomente zwischen verstärkter ($I_{y,i}$) und um das untere Blech reduzierter Hohlsteife ($I_{y,red}$). Die ideelle Blechdicke t_i ergibt sich zu:

$$t_i = z_u + \sqrt[3]{-z_u^3 + \frac{3 \cdot \Delta I_y}{b}} \quad (6.5)$$

mit

$$\Delta I_y = I_{y,i} - I_{y,red} \quad (6.6)$$

$$I_{y,red} = I_{y,HS} - \frac{b \cdot t^3}{12} - b \cdot t \cdot \left(z_u - \frac{t}{2}\right)^2 \quad (6.7)$$

mit

z_u - max. Schwerpunktabstand nach unten (unverstärkt)

b - Breite des unteren Bleches bzw. des CFK-Paketes

t - Dicke des unteren Bleches (unverstärkt)

$I_{y,HS}$ - Trägheitsmoment der gesamten Hohlsteife (unverstärkt)

Daraus ergeben sich richtigerweise für beide Betrachtungen die gleichen Querschnittswerte, die dementsprechend auch zu gleichen Ergebnissen führen. Der Vergleich der Berechnungen nach dem Näherungsverfahren (NVF) bzw. nach der FEM ist in Abb. 6-17 und Abb. 6-18 dargestellt. Hierbei ist das Beispiel von Abschnitt 4.2.5 mit der Doppelachslast in Feldmitte und verschiedenen Feldlängen verwendet worden, um die Effektivität der Verstärkung aufzuzeigen. Die Gegenüberstellung bestätigt die Beobachtungen aus den Versuchen. Die Spannungen auf der Unterseite der Hohlsteife können sowohl im Feldbereich als auch am Querträger signifikant reduziert werden. Augenscheinlich nehmen die prozentualen Reduzierungen mit zunehmendem Querträgerabstand ab, während die Absolutwerte noch leicht ansteigen. Die anvisierten 20 % können auch hier aufgrund des heruntergesetzten E-Moduls nicht ganz erreicht werden. Die Längsspannungen im Deckblech unterscheiden sich hingegen kaum von der unverstärkten Variante. Die geringen Unterschiede zwischen Näherungsverfahren und FE-Berechnung bleiben unabhängig von der Verstärkung in gleichem Maße erhalten.

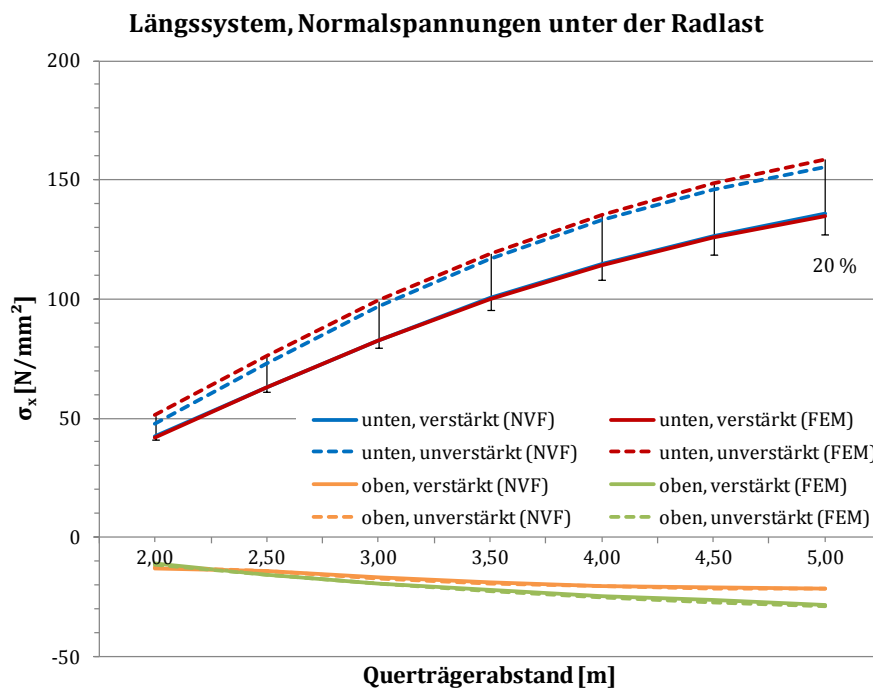


Abb. 6-17: Vergleich der Normalspannungen unter der Radlast am unverstärkten und verstärkten System mit Angabe der 20%igen Reduzierung (Fall 1, LF Feldmitte)

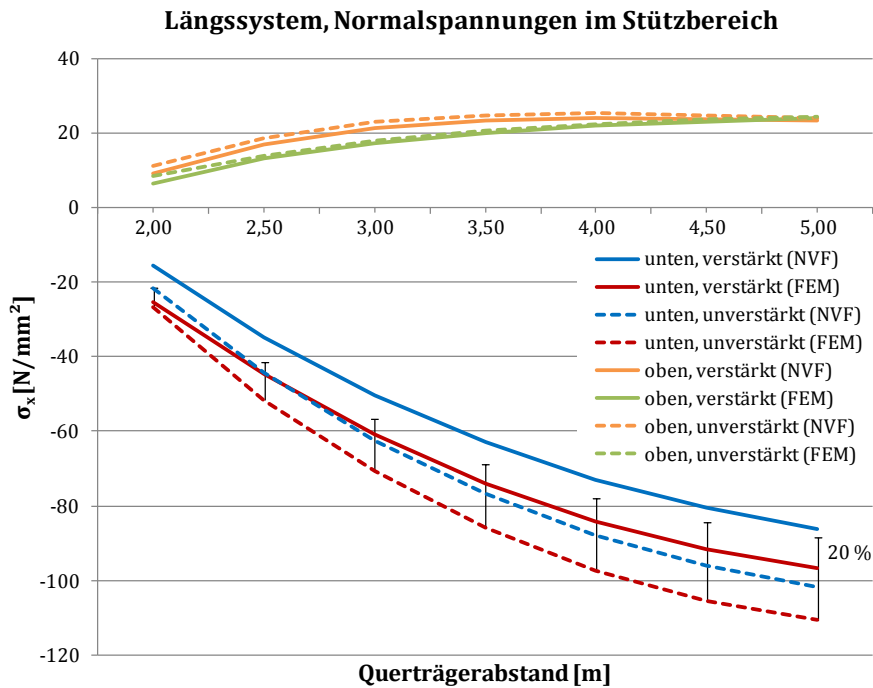


Abb. 6-18: Vergleich der Normalspannungen im Stützbereich am unverstärkten und verstärkten System mit Angabe der 20%igen Reduzierung (Fall 1, LF Feldmitte)

6.2.1.2 Schubspannungen

Eine wesentliche Grundvoraussetzung für die Wirkung der Verstärkung ist der schubfeste Anschluss des CFK an den Stahl. In einer FE-Berechnung oder mit einem geeigneten Querschnittsprogramm können die zu übertragenden Schubspannungen berechnet werden. Eine vereinfachte, ingenieurmäßige Betrachtung zu ihrer Bestimmung soll im Folgenden dargelegt werden. Die Kraft im CFK, die der über die Fläche integrierten Normalspannung entspricht, wird über die gesamte Breite mittels Schubspannungen eingetragen.

$$F_{CFK} = \int \sigma_{CFK} dA = b_{CFK} \cdot \int \tau(x) dx \quad (6.8)$$

Diese Schubspannung ergibt sich somit zu:

$$\tau = \frac{d\sigma_{CFK}}{dx} \cdot \frac{A_{CFK}}{b_{CFK}} \quad (6.9)$$

Die Normalspannung bzw. ihre Änderung $d\sigma$ ergibt sich aus der Momentenbeanspruchung unter Berücksichtigung des E-Modul-Verhältnisses:

$$d\sigma_{CFK} = n \cdot \frac{dM}{I_{y,i}} \cdot z_{Fuge} \quad (6.10)$$

$$n = \frac{E_{CFK,\parallel}}{E_{St}} \quad (6.11)$$

Unter Verwendung des bekannten Zusammenhangs zwischen Moment und Querkraft

$$V = \frac{dM}{dx} \quad (6.12)$$

kann die Schubspannung nach Einsetzen in Gleichung (6.9) bestimmt werden zu:

$$\tau = n \cdot \frac{V \cdot A_{CFK}}{I_{y,i} \cdot b_{CFK}} \cdot z_{Fuge} \quad (6.13)$$

mit

$I_{y,i}$ - Ideelles Trägheitsmoment des verstärkten Querschnittes

z_{Fuge} - Schwerpunktabstand der Fuge zwischen CFK und Stahl

Die Ergebnisse in Tabelle 6-4 zeigen, dass die Schubspannung so näherungsweise berechnet werden kann. Allerdings gilt diese Betrachtung vorwiegend für den Feldbereich. Direkt am Stützbereich, d.h. dort wo die Hohlsteife an den Querträger angeschlossen ist, stößt sie an ihre Grenzen, da ein Störbereich nach St. Venant vorliegt. Da die Verstärkung in erster Linie für den Zugbereich (Feldbereich) relevant ist, sind die Schubspannungen am Querträger von untergeordneter Bedeutung. Grundsätzlich bleibt festzuhalten, dass die Schubspannungen sehr gering sind und keine Gefährdung in Form einer Delamination vorliegt. Die in den Versuchen erreichten Schubspannungen lagen bei mindestens 16 N/mm². Weiterführende Betrachtungen sind in [154] und [155] zu finden.

Tabelle 6-4: Ergebnisse der Schubspannung zwischen CFK und Stahl am Beispiel mit 3 m Querträgerabstand

Abstand vom Querträger	Querkraft [kN]	FEM [N/mm ²]	DUENQ [N/mm ²]	τ nach Gl. (6.13) [N/mm ²]
0,25 m	131,34	0,76	0,75	0,79
0,90 m (Unter Radlast)	64,77	0,40	0,37	0,39

6.2.1.3 Querspannungen

Bezüglich der Deckblechspannungen wurde schon in den Versuchen deutlich, dass diese infolge der Verstärkung teilweise ansteigen. Auf sie hat der untenliegende CFK mit dem sehr geringen E-Modul in Querrichtung kaum einen Einfluss. Sie resultieren vielmehr aus der reduzierten Durchbiegung der Hohlsteife. Bei der ausschließlichen Betrachtung des verstärkten, unteren Bleches in Querrichtung handelt es sich um einen Rechteckquerschnitt, der im Stabwerkmodell je nach Möglichkeit der Eingabe mit einem Hybridwerkstoff oder einem homogenisierten, ideellen Querschnitt angesetzt werden kann. Beide Varianten führen zum gleichen Ergebnis. Für letztere kann die ideale Blechdicke t_i mit den Eigenschaften des Stahls wie folgt berechnet werden. Da für die Querschnittsbreite aufgrund der Betrachtung eines 1 cm-Streifens stets gilt $b = 10$ mm, kann sie gekürzt werden, was zu einem modifizierten Trägheitsmoment $I_{y,i,mod}$ ohne Berücksichtigung von b führt.

$$n = \frac{E_{CFK,\perp}}{E_{St}} \quad (6.14)$$

$$z_{el} = \frac{\frac{t^2}{2} + t_c \cdot \left(t + \frac{t_c}{2}\right)}{t + n \cdot t_c} \quad (6.15)$$

$$I_{y,i,mod} = \frac{t^3}{12} + t \cdot \left(z_{el} - \frac{t}{2}\right) + n \cdot \left(\frac{t_c^3}{12} + t_c \cdot \left(t + \frac{t_c}{2} - z_{el}\right)^2\right) \quad (6.16)$$

$$t_i = \sqrt[3]{12 \cdot I_{y,i,mod}} \quad (6.17)$$

mit

t - Dicke des unteren Hohlstiefenbleches

t_c - Dicke des CFK-Laminates

Die Ergebnisauswertung verdeutlicht, dass die Deckblechspannungen kaum reduziert werden können. Die maximale, prozentuale Abminderung liegt bei 10 %, welche je nach Stützweite der Hohlstiefe lediglich Absolutwerten von unter 10 N/mm² entspricht (vgl. Tabelle 6-5). Zudem treten an einigen Punkten unter der Radlast Spannungserhöhungen auf, die bereits in den Versuchen beobachtet worden sind. In Abb. 6-19 sind die Ergebnisse der FE-Berechnungen am unverstärkten und am verstärkten System dargestellt. Mit größeren Querträgerabständen nimmt die Entlastung zwar tendenziell zu, kann aber faktisch nicht als effektiv bezeichnet werden. Das Näherungsverfahren bildet auch die verstärkte Variante sehr gut ab, sodass die geringen Unterschiede zur FE-Analyse in den meisten Punkten konstant bleiben.

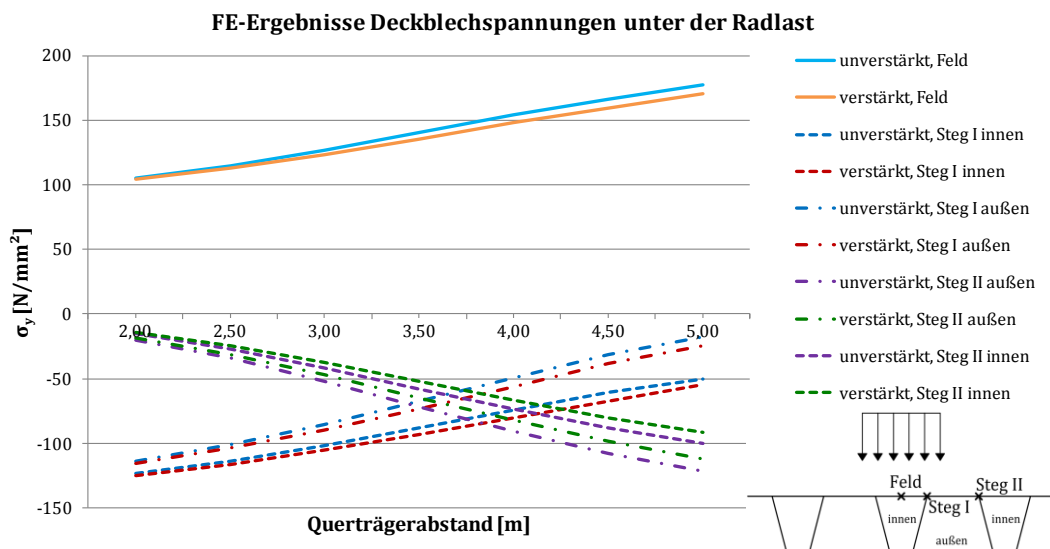


Abb. 6-19: Vergleich der Normalspannungen im Deckblech (FE-Berechnung am unverstärkten und verstärkten System, Lastfall Feldmitte)

Tabelle 6-5: Absolute und prozentuale Spannungsänderungen im Deckblech des verstärkten Systems gegenüber dem unverstärkten (Vergleich von NVF und FE-Berechnung)

			Feld	Steg I innen	Steg I außen	Steg II außen	Steg II innen
Feldmitte Platte	NVF	N/mm ²	-6,08	-6,08	-8,38	-7,83	-5,00
		in %	-8,54	-8,54	-8,71	-8,21	-8,03
	FEM	N/mm ²	-6,54	-6,33	-8,21	-9,08	-7,42
		in %	-9,88	-9,66	-9,53	-9,90	-9,91
Unter Radlast	NVF	N/mm ²	-4,58	+4,58	+6,08	-5,79	-3,67
		in %	-2,96	+6,71	+15,33	-6,35	-6,03
	FEM	N/mm ²	-5,92	+6,04	+7,58	-8,29	-6,92
		in %	-3,85	+8,13	+15,42	-9,17	-9,38

6.2.2 Alternative Verstärkungsmaßnahmen

6.2.2.1 Varianten

Bezüglich der Verstärkung der Hohlsteifen werden im Folgenden weitere, alternative Betrachtungen aufgezeigt. Hierbei liegt das Ziel darin, Variantenuntersuchungen hinsichtlich einer Reduzierung der Spannungen am Anschluss von Hohlsteifensteg zum Deckblech zu führen, welche nach der bisher betrachteten CFK-Anordnung gegenüber dem unverstärkten System teilweise zunehmen. Sinnvoll sind in erster Linie zusätzliche Verstärkungen an der Oberseite der Hohlsteife. Die in Tabelle 6-6 angegebenen Varianten werden unter Beibehaltung der bisherigen Verstärkung genauer geprüft. Diesbezüglich ist festzuhalten, dass bisher keine technologische Verfahrensweise bekannt ist, die ein Anbringen von Kohlenstofffasern am Deckblech ohne Weiteres ermöglicht. Diese Untersuchung durch FE-Berechnungen dient daher ausschließlich der Überprüfung des Nutzens.

Tabelle 6-6: Untersuchte Varianten zur Verstärkung des Deckbleches

	Oben 0°	Oben 90°	Oben 0°/90° (Kreuzverbund)
Verstärkung des Deckbleches in...	Längsrichtung	Querrichtung	Längs- und Querrichtung
Effektive Schichtdicke	5,30 mm	5,30 mm	10,60 mm*
E_{\parallel}	206.630 N/mm ²	6.361 N/mm ²	106.860 N/mm ²
E_{\perp}	6.361 N/mm ²	206.630 N/mm ²	106.860 N/mm ²

* Doppelte Fasermenge

Die Berechnungen wurden, wie schon zuvor, ausgehend von den Lamineigenschaften geführt. Die effektiven Schichtdicken sind gleich der unten liegenden Verstärkung gewählt worden. Beim Kreuzverbund verdoppeln sich Fasermenge und Laminatdicke, um in zwei Richtungen die gleiche Steifigkeit zu erreichen. Da im Deckblechbereich auch Biegemomente auf das Laminat ein-

wirken, liegt ein kombiniertes Scheiben- und Plattenelement vor. Die Eigenschaften der Flächen im FE-Modell werden über die direkte Eingabe der Steifigkeitsmatrix beschrieben, die jeweils gemäß den Ausführungen in Abschnitt 3.3 mit der Software *AlfaLam* bestimmt wurde. Das Kontaktvolumen mit dem CFK wird ausschließlich im Inneren der Hohlsteifen mit etwas Abstand zu den Stegen modelliert (siehe Abb. 6-20).

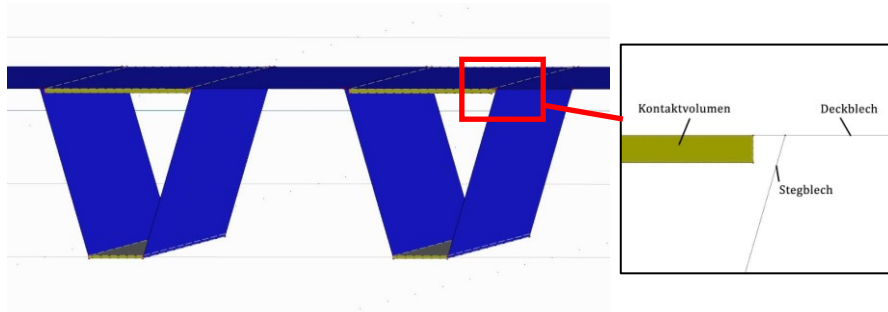


Abb. 6-20: Deckblechverstärkung im FE-Modell mit Detailansicht

6.2.2.2 Betrachtete Lastfälle

Als Lastfälle werden die mittig angeordnete Doppelachslast (vgl. Fall 1 nach Abschnitt 4.2.5), eine um $(a+e)/2$ versetzte Doppelachslast und zwei nah beieinander stehende Radlasten (vgl. Fall 2 nach Abschnitt 4.3.1) betrachtet. Die Ergebnisse für die einzelnen Fälle – inklusive Vergleich zu den vorherigen Varianten – sind in den folgenden Diagrammen dargestellt. Für die Auswertung der Berechnungen wird auf die bereits bekannten Messpunkte aus den Versuchen am Segment der orthotropen Platte zurückgegriffen.

LF 1 – Einzelne Doppelachse

Der erste, betrachtete Fall entspricht dem Fall 1 nach dem Näherungsverfahren aus Kapitel 4, bei dem eine Doppelachslast mittig oberhalb einer Hohlsteife positioniert ist. Für die Längsrichtung sind durch die zusätzliche 0° -Verstärkung am Deckblech auch weitere Spannungsreduzierungen im Stahl von bis zu 10 % zu erreichen. Die Variante mit nur in Querrichtung verlegten Fasern (90°) hat diesbezüglich ebenfalls einen wahrnehmbaren Effekt. Bei Betrachtung der ϵ_y -Dehnungen wird zudem deutlich, dass unter der Belastungsfläche am Anschlusspunkt des Steges (V1/3 und H1/3) Reduzierungen infolge dieser Verstärkung erzielt werden können. Allerdings steigen gleichzeitig die Werte an der benachbarten Hohlsteife an (A1/2). Eine weitere Entlastung an der Unterseite der Hohlsteife kann dagegen nur geringfügig geleistet werden. Die Verstärkung in beide Richtungen ($0^\circ/90^\circ$) kombiniert die Auswirkungen der einzelnen Richtungen.

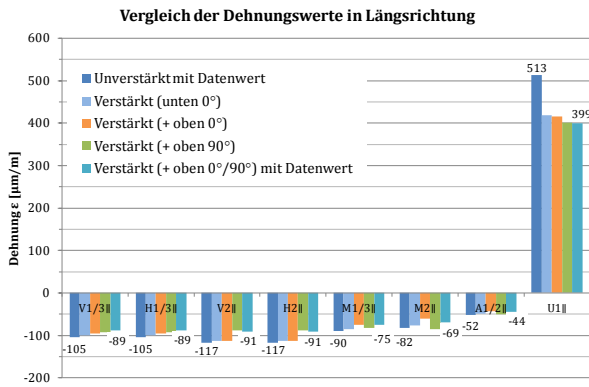


Abb. 6-21: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (mittig positionierte Doppelachslast, 300 kN)

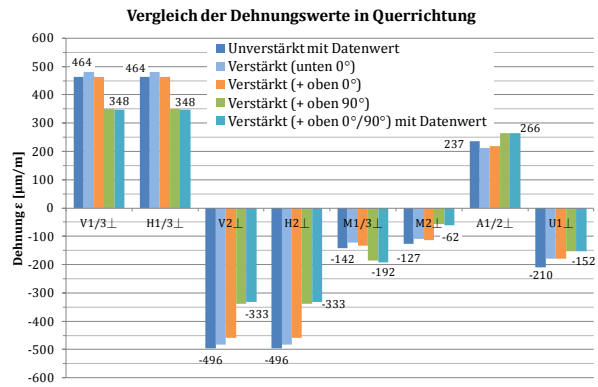


Abb. 6-22: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (mittig positionierte Doppelachslast, 300 kN)

LF 2 – Versetzte Doppelachse

Weiterhin wurden vergleichende Berechnungen mit einer zwischen zwei Hohlsteifen positionierten Doppelachslast angestellt. So konnten die Auswirkungen auf Spannungen und Dehnungen erfasst werden, wenn der unverstärkte Teil des Deckbleches belastet wird. Die Ergebnisse sind in Abb. 6-23 und Abb. 6-24 dargestellt. Wie sich zeigt, können in der Längsrichtung wie beim Fall zuvor geringe Dehnungsreduzierungen infolge der 0°-Verstärkung erreicht werden. In Querrichtung lassen sich hingegen keine nennenswerten Entlastungen, sondern tendenziell leichte Erhöhungen feststellen.

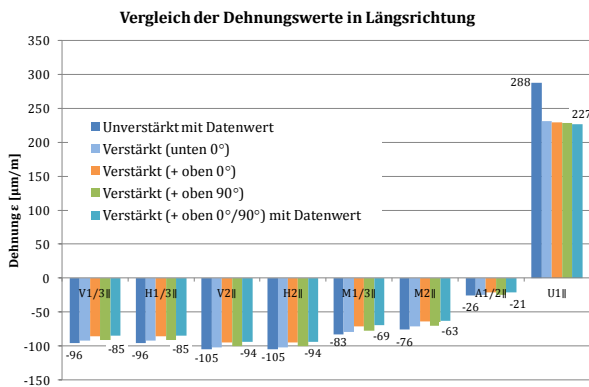


Abb. 6-23: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwischen zwei Hohlsteifen positionierte Doppelachslast, 300 kN)

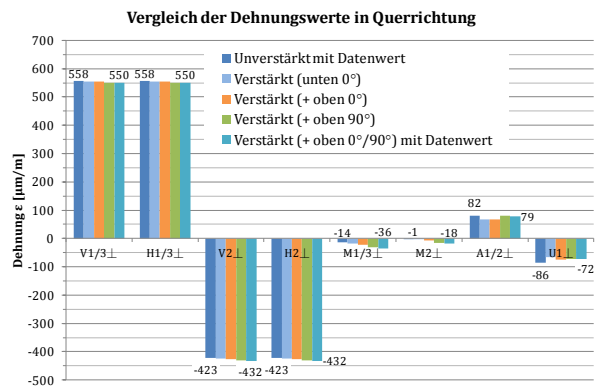


Abb. 6-24: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwischen zwei Hohlsteifen positionierte Doppelachslast, 300 kN)

LF 3 – Zwei nah beieinander stehende Doppelachsen (Abstand a+e)

Des Weiteren ist der Fall mit zwei gleich großen, im Abstand von a+e (hier: 60 cm) angeordneten Radlasten untersucht worden. Somit stehen beide Lasten oberhalb zweier benachbarter Hohlsteifen. Während in Längsrichtung ähnliche Effekte erkennbar sind, wie oben bereits beschrieben, tritt in Querrichtung zumindest bereichsweise eine Spannungsreduzierung auf. So können die höchsten Spannungen unterhalb der Last durch eine 90°-Verstärkung gemindert

werden. In Bereichen außerhalb des Rades kommt es aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten hingegen zu Dehnungsvergrößerungen. Die Ergebnisse sind in den Abb. 6-25 und Abb. 6-26 dargestellt.

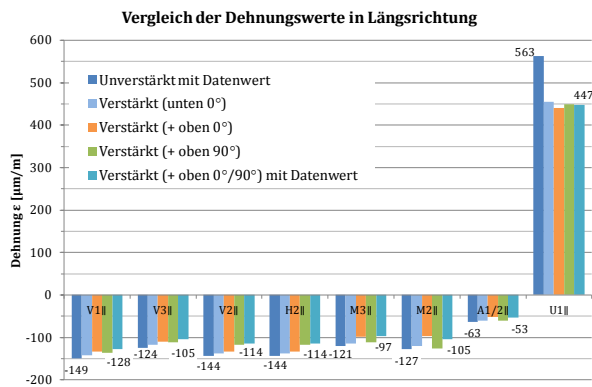


Abb. 6-25: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Längsrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwei nah beieinander stehende Doppelachslasten, 300 kN, 60 cm Abstand)

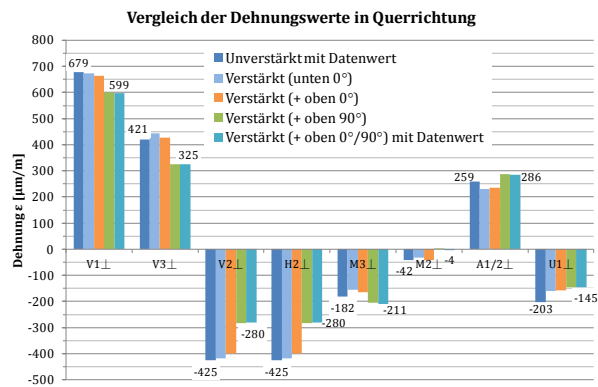


Abb. 6-26: Vergleich der Dehnungsergebnisse in Querrichtung von FE-Berechnungen verschiedener Verstärkungsvarianten mit dem unverstärkten System (zwei nah beieinander stehende Doppelachslasten, 300 kN, 60 cm Abstand)

6.2.3 Interpretation der Ergebnisse

6.2.3.1 Verstärkung des unteren Hohlsteifenbleches

Das vorrangige Ziel der Verstärkung, die Entlastung der Hohlsteife auf der Unterseite, konnte infolge einer deutlichen Steifigkeitserhöhung mit einem eingezogenen CFK-Band erreicht werden und wies Werte von 17-19 % (Versuch und Berechnung) auf. Dies führt gleichfalls zu einer Abnahme der Durchbiegung der einzelnen Hohlsteife, aus der wiederum die teils höheren Deckblechspannungen resultieren. Die Erklärung hierzu findet sich in den Spannungsanteilen aus Krafterin- und Kraftweiterleitung, die im optimierten Näherungsverfahren dargelegt wurden (Abschnitt 4.2.4, Abb. 4-11 und Abb. 4-13). Bei Betrachtung der mittig positionierten Radlast sind die Momente aus Krafterinleitung unter der Radlast für das verstärkte System genauso groß wie für das unverstärkte. Infolge der kleineren Durchbiegung reduzieren sich jedoch die Werte aus der Kraftweiterleitung, was bei Auswertung der qualitativen Momentenverläufe (Abb. 6-27) zu folgenden Ergebnissen führt:

- Abnahme der Deckblechspannungen im „Feld“ (V2, H2)
- Zunahme der Deckblechspannungen am ersten Steg (V1/V3, H1/H3)
- Abnahme der Deckblechspannungen am zweiten Steg (A1/A2)
- Abnahme der Deckblechspannungen außerhalb der Radlast (M1/M3, M2)

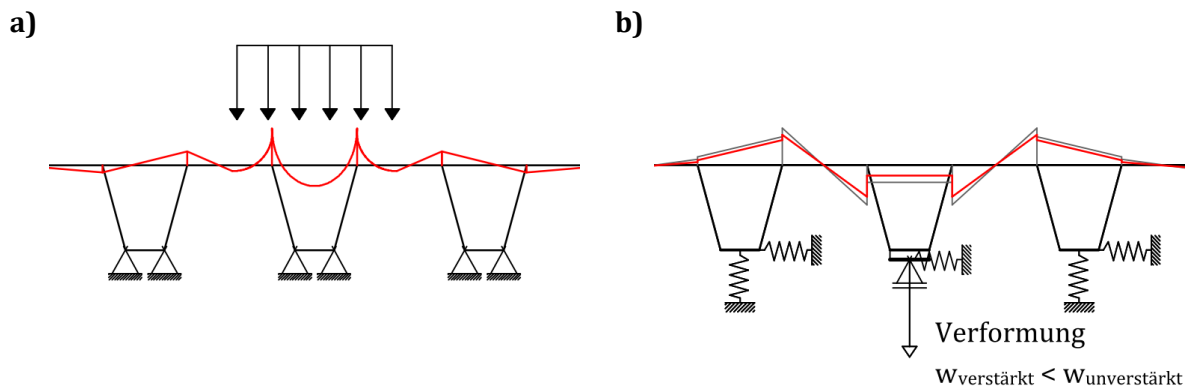


Abb. 6-27: a) Unveränderter, qualitativer Momentenverlauf infolge Kräfteinleitung; b) Änderung des qualitativen Momentenverlaufes infolge Kraftweiterleitung beim verstärkten System aufgrund der reduzierten Durchbiegung (grau: ohne Verstärkung, rot: mit Verstärkung)

Kritisch zu sehen ist demnach vor allem die Zunahme der Spannungen im Stegbereich unter der Last, der oftmals die maßgeblichen Nachweispunkte aufweist. Hier müsste überprüft werden, ob die alleinige Verstärkung im unteren Bereich noch tolerierbar für die Deckblechspannungen ist. Es ist jedoch zu beachten, dass dies auch mit der Art und Weise der Lasteinleitung zusammenhängt. Im Versuch traten dort aufgrund der steiferen Konstruktion deutlich kleinere Spannungen auf. Es wäre demnach grundsätzlich zu prüfen, wie die Momentenverteilung an den Steganschlussbereichen infolge einer realen Radlast aussieht und inwieweit der direkte Lastansatz auf das Deckblech, wie er heutzutage in der Praxis genutzt wird, realistisch ist.

6.2.3.2 Alternative Verstärkungsmaßnahmen

Zusätzliche Verstärkung oben 0° (Längsrichtung)

Bei einer weiteren Verstärkung der Hohlsteife in Längsrichtung an der Oberseite erfahren die zugehörigen ε_x -Dehnungen eine zusätzliche Reduzierung (bis zu 10 %). Die Dehnungen und Spannungen in Querrichtung können zwar gegenüber der nur unten verstärkten Variante leicht abgemindert werden, sie bleiben unter der Radlast jedoch auf etwa demselben Niveau wie beim unverstärkten System. Aufgrund der starken Anisotropie des CFK kann zwar die Tragfähigkeit in Längsrichtung weiter erhöht werden, nicht aber die in Querrichtung. Demzufolge ist die Effektivität dieser Verstärkung infrage zu stellen, da sie den hohen Aufwand für das Einbringen und den zusätzlichen Materialbedarf nicht rechtfertigt.

Zusätzliche Verstärkung oben 90° (Querrichtung)

Der wesentliche Nachteil einer zusätzlichen CFK-Anordnung in Querrichtung liegt darin, dass das Deckblech ungleichmäßig verstärkt wird, da die Kohlenstofffasern nur innerhalb der Hohlsteifen positioniert werden. Der Bereich außerhalb erfährt keine Steifigkeitserhöhung. Die Querrichtung betrachtend führen die daraus resultierenden, qualitativen Momentenverläufe infolge der Kräftein- und -weiterleitung grundsätzlich zu größeren Momenten (siehe Abb. 6-28).

Für die unverstärkten Bereiche ohne Querschnittsänderung gilt hier die Schlussfolgerung, dass an Punkten außerhalb der Radlast (z.B. an den Stegen der benachbarten Hohlsteifen) höhere Spannungen zu erwarten sind als ohne die 90°-Verstärkung (vgl. mit Abb. 6-27 b und Punkte

M1/M3, A1/A2 in Abb. 6-22). An den Stegen im Bereich der Radlast gleichen sich die Erhöhung aus Kraftweiterleitung und die Verringerung aus Krafteinleitung gegenseitig aus, sodass sich je nach geometrischen Gegebenheiten Entlastungen ergeben könnten. Für die verstärkten Bleche können die größten Spannungsanteile aufgrund der Steifigkeitserhöhung signifikant verringert werden (z.B. V1/V3, V2), da der CFK zu einer deutlichen Reduzierung der Biegespannungen im Deckblech beiträgt. Dies wirkt sich auch auf die Dehnungen in Längsrichtung aus. Zwar sind hier die Membranspannungen im Deckblech größer als bei der 0°-Verstärkung, durch die starke Abschwächung der Biegespannungen nehmen jedoch auch die ϵ_x -Dehnungen insgesamt ab.

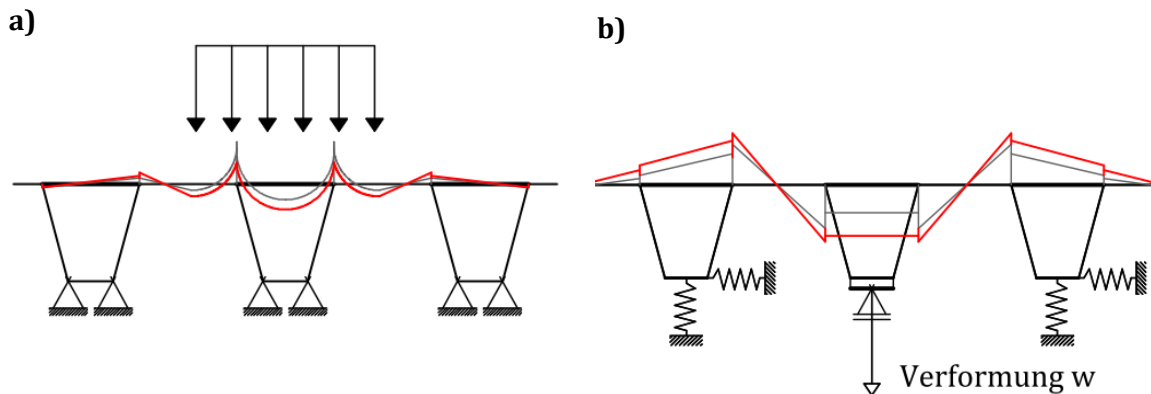


Abb. 6-28: Änderung des qualitativen Momentenverlaufes infolge einer bereichsweisen Verstärkung des Deckblechs innerhalb der Hohlsteifen (grau: ohne Verstärkung, rot: mit Verstärkung)
 a) aus Krafteinleitung; b) aus Kraftweiterleitung

Gemäß den Ergebnissen für Lastfall 1 verspricht diese Art der Verstärkung am ehesten eine Entlastung des Deckbleches. Der Vergleich der weiteren Lastfälle (Abschnitt 6.2.2.2) zeigt aber auch, dass je nachdem, wo die Radlast positioniert ist, keine Spannungsreduzierung erzielt werden kann. Dies ist bei der zwischen zwei Hohlsteifen stehenden Radlast (Lastfall „Versetzte Radlast“) insofern kritisch, da hierbei die absoluten Maximalwerte nicht abgemindert werden können. Gleichwohl tritt durch die ungleichmäßige Verstärkung an den maßgebenden Stellen keine signifikante Erhöhung auf.

Die CFK-Verstärkung wird vor allem durch Normalkräfte belastet, die als Schubkräfte über die Verbindungsfuge zwischen Stahl und CFK eingeleitet werden. Sie muss den Verformungen des Deckbleches folgen, sodass es am freien Rand zu geringen Stauchungen kommt (vgl. Abb. 6-29). Die resultierenden Schubspannungen liegen mit 2-3 N/mm² aus der FE-Berechnung jedoch im selben Größenbereich wie am unteren Hohlsteifenblech und können problemlos aufgenommen werden.

Im Vergleich zu den Versuchen am Nachbau der orthotropen Platte zeigen einige Spannungsanteile jedoch deutliche Abweichungen auf, was auch hier mit der Art der Lasteinleitung zusammenhängt. Bei kleineren Querspannungen unter der Last, wie sie im Versuch zu erkennen waren, kann u.U. auch eine zusätzliche CFK-Anordnung am Deckblech keine zufriedenstellenden Ergebnisse liefern. Dazu kommt, dass im Versuch an den benachbarten Hohlsteifenstegen größere Werte auftraten, welche sich durch eine ausschließliche 90°-Verstärkung noch erhöhen würden.

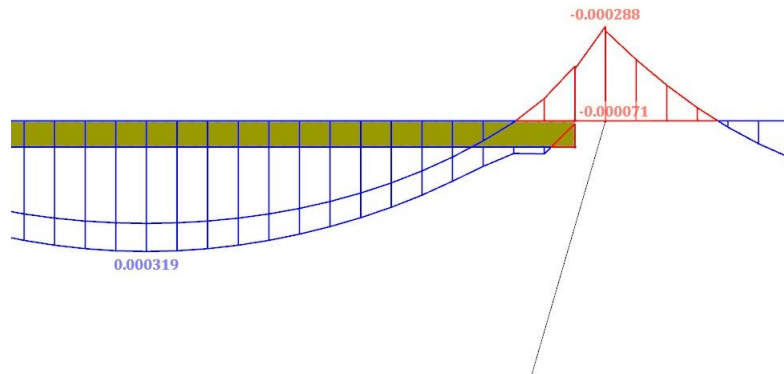


Abb. 6-29: ε_y -Dehnungen an der Unterseite von Stahl und CFK (LF 1; Werte dimensionslos)

Zusätzliche Verstärkung oben $0^\circ/90^\circ$ (Kreuzverbund)

Diese Verstärkung kombiniert die beiden zuvor betrachteten Fälle. Die vorwiegend auftretenden Biegespannungen unter der Radlast können in beiden Richtungen abgeschwächt werden. Außerdem kommt es zu Spannungsreduzierungen in Längsrichtung außerhalb der Belastungsfläche, wie sie auch beim 0° -Fall auftreten. Zwar kann insofern mit der $0^\circ+90^\circ$ -Verstärkung die beste Entlastung erzielt werden, allerdings ist aufgrund der doppelten Fasermenge die Wirtschaftlichkeit gesondert zu prüfen.

6.3 Zusammenfassung

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Versuchs- und Berechnungsergebnisse am Nachbau der orthotropen Platte gute Übereinstimmungen zeigten. Der Belastungstest konnte sowohl am unverstärkten als auch am verstärkten System in der FE-Berechnung mit den Modellannahmen bezüglich der Lasteinleitung sehr gut nachgebildet werden. Es ist deutlich geworden, dass der angegebene E-Modul der Kohlenstofffasern nicht vollständig ausgenutzt werden konnte. Stattdessen ist von einer durch Imperfektionen während des Einbringvorgangs hervorgerufenen Steifigkeitsreduzierung im endgültigen Laminat auszugehen.

Dennoch konnten am maßgeblichen Punkt an der Unterseite der Hohlsteife im Feldbereich deutliche Spannungsreduzierungen festgestellt werden. Diese betrug in der Längsrichtung betreffend 16,73 % im Versuch und 18,05 % in der Berechnung. Damit konnten die anvisierten 20 % zwar nicht erreicht werden, dies ließe sich durch mehr eingebrachte C-Faser-Lagen aber bewirken. Die Deckblechspannungen verhielten sich hingegen beinahe unverändert. Während die Verstärkung auf die Ergebnisse in Längsrichtung keine nennenswerten Auswirkungen hatte, erhöhten sich einige Spannungswerte in Querrichtung sogar. Daher wurden weiterhin alternative Verstärkungsvarianten betrachtet, die ggf. auch Spannungsreduzierungen im Deckblech ermöglichen.

Dabei kommt am ehesten eine zusätzliche, rein in Querrichtung angelegte Verstärkung des Deckbleches infrage. Die FE-Berechnungen zeigen, dass mit dieser Anordnung die Spannungen bzw. Dehnungen unter der Radlast sowohl an den Stegen als auch im „Feldbereich“ dazwischen reduziert werden können. Die Werte an den benachbarten Hohlsteifenstegen erhöhen sich infol-

gedessen jedoch. Bei einer möglicherweise maßgebenden Belastung zwischen zwei Hohlsteifen, d.h. im unverstärkten Bereich, tritt keine nennenswerte Änderung in den Dehnungswerten auf, sodass die Verstärkung wirkungslos bleibt. Eine 0° -Verstärkung führt ebenso wie die Kombination aus $0^\circ/90^\circ$ nur zu wenigen, weiteren Reduzierungen und wird sich voraussichtlich nicht als wirtschaftlich erweisen.

In jedem Fall müssten zu den vorgeschlagenen Anordnungen Versuche durchgeführt werden, da anzunehmen ist, dass die dargestellten Entlastungen je nach Art der Lasteinleitung zu divergenten Ergebnissen führen. Hier sei noch einmal auf die Abweichungen zwischen dem geführten Versuch und dem FE-Modell mit der direkten Lasteingabe auf dem Deckblech hingewiesen.

7 Fazit und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit konnten wichtige Erkenntnisse hinsichtlich der Berechnung und nachträglichen Verstärkung von orthotropen Fahrbahnplatten dargelegt werden. Dafür wurden sowohl numerische als auch experimentelle Untersuchungen angewandt, um die ermittelten Ergebnisse verifizieren zu können.

Die Berechnung von Trapezhohlsteifen orthotroper Platten konnte mit dem optimierten Näherungsverfahren deutlich realitätsnäher gestaltet werden als mit bisher üblichen Methoden. Dazu wurde die mittragende Breite angepasst sowie eine Stabbettung eingeführt, die die unterstützende Wirkung der benachbarten Hohlsteifen abbildet. Der Vorteil besteht darin, dass die Spannungsermittlung sowohl für das Längssystem der Steife als auch für das Deckblech-Quersystem an einfachen Stabwerksmodellen und für verschiedene Laststellungen durchgeführt werden kann. Die Ergebnisse wurden für zwei geometrisch unterschiedliche Hohlsteifen und für Lastmodelle mit einer bzw. zwei Radlasten ausgewertet und lieferten teils sehr gute Übereinstimmungen mit der zum Vergleich herangezogenen Finite-Elemente-Methode. Damit ist ein Näherungsverfahren geschaffen worden, das sich vor allem für die Dimensionierung im Entwurf oder die Nachrechnung von Trapezhohlsteifen orthotroper Fahrbahnplatten hervorragend eignet.

Im experimentellen Teil konnte das Potenzial der faserverstärkten Kunststoffe im Verbund mit Stahl belegt werden. Aufgrund der hohen Steifigkeit, die zur Verstärkung von Stahl erforderlich ist, fiel die Wahl früh auf kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff. Anhand der Versuche an den kleinteiligen Zugproben wurden Materialmodelle für den CFK ausgewertet und für die weitere Anwendung an der orthotropen Platte beurteilt. An einem im Originalmaßstab nachgebildeten Segment konnten die Spannungen der Hohlsteifen durch eine unten liegende CFK-Verstärkung um ca. 17 % im Versuch und um ca. 18 % in der Vergleichsberechnung, die grundsätzlich gute Übereinstimmungen zeigte, reduziert werden. Der Verbund zwischen Stahl und CFK blieb dabei intakt, auch da sich das Verhältnis von Schubfestigkeit zu einwirkender Schubspannung als größer herausstellte als zuvor angenommen. Die Wirksamkeit der Verstärkung für die Tragfähigkeit der Hohlsteife konnte somit belegt werden.

Als unwirksam muss hingegen der Einfluss auf die Deckblechspannungen bewertet werden. Hier traten durch den eingebrachten CFK kaum Veränderungen auf. Zusätzliche Verstärkungen am Deckblech versprechen zumindest lokale Spannungsreduzierungen, können aber beim vorgestellten Verfahren nur innerhalb der Hohlsteifen eingebracht werden, sodass sie außerhalb wirkungslos sind. Demnach ist eine unten liegende CFK-Verstärkung vornehmlich für die Tragfähigkeitserhöhung von Hohlsteifen an der Belastungsgrenze und gegebenenfalls damit einhergehenden Schäden der Kategorie 2 geeignet. Eine Entlastung des Deckbleches und eine daraus folgende Risikominimierung für das Auftreten von Kategorie-1-Schäden kann jedoch nicht erreicht werden.

Hier sollte in Zukunft eruiert werden, ob weitere Verstärkungen zwischen den Hohlsteifen oder möglicherweise auch auf dem Deckblech realisierbar sind. Ohnehin müssen die in dieser Arbeit nur angedeuteten Deckblechverstärkungen im Inneren der Steifen genauer untersucht und

durch Belastungsversuche verifiziert werden. In der weiteren Forschung sollten zudem die Dauerhaftigkeit der CFK-Verstärkung und der Verbund zum Stahl unter den im Brückenbau üblichen Wechselbelastungen ebenso eingehender betrachtet werden wie die Spannungszustände unter Temperaturbeanspruchung.

8 Literaturverzeichnis

- [1] Richtlinie zur Nachrechnung von Straßenbrücken im Bestand (Nachrechnungsrichtlinie). Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung, Mai 2011.
- [2] *Barth, C.; Rustler, W.*: Finite Elemente in der Baustatik-Praxis. Mit vielen Anwendungsbeispielen. Berlin [u.a]: Beuth, 2013.
- [3] *Sedlacek, G.; Paschen, M.*: Neue Wege bei der Verstärkung orthotroper Fahrbahnplatten. In: Expertengespräch - Neue Entwicklungen im Stahlbrückenbau (2008). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [4] DIN EN 1993-2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Stahlbrücken, Dezember 2010.
- [5] DIN-Fachbericht 103: Stahlbrücken, März 2009.
- [6] *Albrecht, G.*: Entwicklungsgeschichte der orthotropen Fahrbahnplatte. In: Expertengespräch - Instandsetzung orthotroper Fahrbahnplatten (2005). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.), S. 3–9.
- [7] *Wolchuk, R.*: Orthotrope Fahrbahnplatte - Entwicklungen und Möglichkeiten für die Zukunft. Stahlbau 76 (2007), S. 478–494.
- [8] *Fiedler, E.*: Die Entwicklung der orthotropen Fahrbahnplatte in Deutschland. Stahlbau 78 (2009), S. 562–576.
- [9] *Huber, M. T.*: Die Theorie der kreuzweise bewehrten Eisenbetonplatten nebst Anwendungen auf mehrere bautechnisch wichtige Aufgaben über rechteckige Platten. Bauingenieur 4 (1923), 354-360, 392-395.
- [10] *Huber, M. T.*: Über die genaue Berechnung einer orthotropen Platte. Bauingenieur 6 (1925), S. 878.
- [11] *Cornelius, W.*: Die Berechnung der ebenen Flächentragwerke mit Hilfe der Theorie der orthogonal-anisotropen Platte. Stahlbau 21 (1952), 21-24, 43-48, 60-64.
- [12] *Giencke, E.*: Die Berechnung von durchlaufenden Fahrbahnplatten. Stahlbau 27 (1958), 229–237, 291-298, 326-332.
- [13] *Henning, G.*: Zur genauen Berechnung konstruktiv orthotroper Platten. Dissertation, Techn. Hochschule Darmstadt, 1970.
- [14] *Schumann, H.*: Zur Berechnung orthogonal-anisotroper Rechteckplatten unter Berücksichtigung der diskontinuierlichen Anordnung der Rippen. Stahlbau 29 (1960), S. 302–309.
- [15] *Pelikan, W.; Eßlinger, M.*: Die Stahlfahrbahn - Berechnung und Konstruktion. MAN-Forschungsheft Nr. 7. Augsburg, 1957.
- [16] *Gauger, H.-U.; Oxfort, J.*: Erweiterung der Berechnung von Stahlfahrbahnen mit torsionssteifen Längsträgern für die Brückenklasse 60/30. Der Stahlbau 52 (1983), S. 353–358.

- [17] *Graße, W.; Anke, J.*: Berechnung von Stahlfahrbahnen mit torsionssteifen Längsrippen für die Brückenklasse 30/30. *Stahlbau* 68 (1999), S. 666–674.
- [18] *Sievers, H.*: Vereinfachte Berechnung der orthotropen Fahrbahnplatte mit Hohlrippen. *Stahlbau* 37 (1968), S. 298–302.
- [19] *Steinhardt, O.*: Zur vollständigen Berechnung von „orthotropen Platten“ im Stahlbau. In: *Stahlbau und Baustatik* (1965). Grengg; Pelikan; Reinitzhuber (Hg.), S. 58–73.
- [20] *Schütz, K. G.; Perr, K.*: Berechnung orthotroper Platten. *Stahlbau* 59 (1990), S. 177–182.
- [21] *Müller, M.; Bauer, T.; Uth, H.-J.*: Straßenbrücken in Stahlbauweise nach DIN-Fachbericht. Beispiele prüffähiger Standsicherheitsnachweise. Berlin: Bauwerk, 2004.
- [22] *Wolchuk, R.*: Structural Behaviour of Surfacing on Steel Orthotropic Decks and Considerations for Practical Design. *Structural Engineering International* 12 (2002), S. 124–129.
- [23] *Connor, R.; Fisher, J.; Gatti, W. et al.*: Manual for design, construction, and maintenance of orthotropic steel deck bridges. U.S. Dept. of Transportation - Federal Highway Administration, 2012. www.fhwa.dot.gov/bridge/pubs/if12027/if12027.pdf.
- [24] *Huurman, M.; Medani, T.; Molennar, A. et al.*: APT Testing and 3D Finite Element Analysis of Asphalt Surfacing on Orthotropic Steel Deck Bridges. In: *Proceedings of the 2nd International Conference on Accelerated Pavement Testing* (2004). University of Minnesota (Hg.).
- [25] *Liao, J.*: Fatigue damage in the orthotropic steel deck with respect to the trough-to-deck plate joint in between the crossbeams. TU Delft, September 2011.
- [26] *Buschmeyer, W.; Schnellenbach-Held, M.; Lubasch, P.*: Schwerlastverkehr auf Bundesfernstraßen - Erfassung, Erhaltungsbedarf für Brücken. In: *Heft B 68 - Auswirkungen des Schwerlastverkehrs auf die Brücken der Bundesfernstraßen* (2009). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.), S. 63–132.
- [27] *Kaschner, R.*: Auswirkungen des zunehmenden Schwerverkehrs auf die Brücken der Bundesfernstraßen. In: *Heft B 68 - Auswirkungen des Schwerlastverkehrs auf die Brücken der Bundesfernstraßen* (2009). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.), S. 17–62.
- [28] *Wu, C.; Li, Y.; Jun Li, L.*: Orthotropic deck fatigue damage due to overloaded vehicles. In: *The Fourth Orthotropic Bridge Conference* (2015). BRIDGE Magazine; ASCE (Hg.), S. 236–242.
- [29] *Blower, D.; Woodrooffe, J.*: Survey of the Status of Truck Safety: Brazil, China, Australia, and the United States. The University of Michigan, Transportation Research Institute, 2012.
- [30] *Colditz, B.*: Aktuelles zu Brückenbau und Brückenerhaltung im Bundesfernstraßennetz. In: *Expertengespräch Stahlbrückenbau* (2011). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [31] *Sedlacek, G.; Jacquemoud, J.*: Herleitung eines Lastmodells für den Betriebsfestigkeitsnachweis von Straßenbrücken. Bonn-Bad Godesberg: Bundesministerium für Verkehr Abt. Straßenbau, 1984.

- [32] *Merzenich, G.; Sedlacek, G.*: Hintergrundbericht zum Eurocode 1 - Teil 3.2: Verkehrslasten auf Straßenbrücken. Bonn-Bad Godesberg: Bundesministerium für Verkehr Abt. Straßenbau, 1995.
- [33] *Hansen, J.*: Ein Beitrag zur Entwicklung einer vereinheitlichten europäischen Strassenverkehrsbelastung auf Brücken, geeignet für Tragfähigkeits- und Gebrauchsfähigkeitsnachweise am Gesamttragwerk und an Einzelbauteilen. Dissertation, TU Darmstadt, 1991.
- [34] *Bogath, J.; Bergmeister, K.*: Neues Lastmodell für Straßenbrücken. Bauingenieur 74 (1999), S. 270–277.
- [35] *Liebig, J. P.*: Untersuchung und Weiterentwicklung der Verkehrslastmodelle für Straßenbrücken anhand von Bauwerksmessungen. Dissertation, Universität Hannover, 2011.
- [36] *Freundt, U.; Böning, S.*: DIN-FB 101 "Einwirkung auf Brücken". In: Heft B 77 - Anpassung von DIN-Fachberichten "Brücken" an Eurocodes (2011). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [37] *Böning, S.*: Entwicklung einer geschlossenen Vorgehensweise zur Ermittlung von Beanspruchungen von Brückenbauwerken infolge Straßenverkehr. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2013.
- [38] DIN EN 1991-2: Einwirkungen auf Tragwerke - Verkehrslasten auf Brücken, Dezember 2010.
- [39] *Friedrich, H.*: Ertüchtigung im Stahlbrückenbau. In: Expertengespräch Stahlbrückenbau (2011). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [40] *Stranghöner, N.; Straube, E.; Lorenz, C.; Knauff, M.*: Reparatur von Rissen im Deckblech - Kategorie-1-Schäden. In: Expertengespräch Stahlbrückenbau (2011). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [41] *Sedlacek, G.; Paschen, M.*: Untersuchung zur nachhaltigen Instandsetzung von orthotropen Fahrbahnplatten. In: Expertengespräch - Instandsetzung orthotroper Fahrbahnplatten (2005). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.), S. 18–35.
- [42] *Kuhlmann, U.; Hubmann, M.; Günther, H.-P.*: Reparatur von Rissen im Längssystem - Kategorie 2 Schäden. In: Expertengespräch Stahlbrückenbau (2011). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.).
- [43] *Minten, J.; Sedlacek, G.; Paschen, M. et al.*: SPS – ein neues Verfahren zur Instandsetzung und Ertüchtigung von stählernen orthotropen Fahrbahnplatten. Stahlbau 76 (2007), S. 438–454.
- [44] *Denkinger, M. D.; Buitelaar, P.*: Ertüchtigung orthotroper Fahrbahnplatten von Stahlbrücken. Stahlbau 75 (2006), S. 602–604.
- [45] *Friedrich, H.*: Instandsetzung durch Aufkleben von Stahlblechen. In: Expertengespräch - Instandsetzung orthotroper Fahrbahnplatten (2005). Bundesanstalt für Straßenwesen (Hg.), S. 59–66.

- [46] *Jürgens, M.*: Entwicklung von Sanierungsverfahren für stark korrodierte Hohlsteifen orthotroper Fahrbahnplatten. Diplomarbeit, Hochschule Wismar, 2006.
- [47] *Moser, K.*: Faser-Kunststoff-Verbund. Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1992.
- [48] *Rose, P. G.*: Hochfeste Kohlenstoffasern: Herstellung und Eigenschaften. In: Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkte Kunststoffe (1977). VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik (Hg.).
- [49] *Bonnet, M.*: Kunststofftechnik. Grundlagen, Verarbeitung, Werkstoffauswahl und Fallbeispiele. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [50] *McGuire, C.; Vollerin, B.*: Thermal Management of Space Structures. SAMPE-European Chapter (1990).
- [51] *Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.*: Faserverbundbauweisen. Fasern und Matrices. Berlin Heidelberg: Springer, 1995.
- [52] *Schult, K.; Rettig, K.*: Kohlenstofffasern - Wohin geht es mit den Faserkapazitäten, Produkten und Entwicklungstrends. Lightweight Design (2010), S. 20–25.
- [53] *Ehrenstein, G. W.*: Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften. München [u.a.]: Hanser, 2006.
- [54] *Fitzer, E.; Weiß, R.*: Oberflächenbehandlung von Kohlenstoffasern. Verarbeiten und Anwenden kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1989.
- [55] *Naito, K.; Tanaka, Y.; Yang, J.-M.; Kagawa, Y.*: Tensile properties of ultrahigh strength PAN-based, ultrahigh modulus pitch-based and high ductility pitch-based carbon fibers. Carbon 46 (2008), S. 189–195.
- [56] *Orth, F.*: Statische und dynamische Eigenschaften von Hochleistungsverbundwerkstoffen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 1992.
- [57] *Wurtinger, H.*: Mechanische Eigenschaften der Verbundwerkstoffe. In: Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkte Kunststoffe (1977). VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik (Hg.).
- [58] *Tavakkolizadeh, M.; Saadatmanesh, H.*: Galvanic Corrosion of Carbon and Steel in Aggressive Environments. Journal of Composites for Construction 5 (2001), S. 200–210.
- [59] *Freudenberg, C.*: Textile Faserstoffe. In: Textile Werkstoffe für den Leichtbau (2011). Cherif (Hg.).
- [60] *Schürmann, H.*: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin Heidelberg: Springer, 2007.
- [61] *Walter, H.*: Morphologie-Zähigkeits-Korrelationen von modifizierten Epoxidharzsystemen mittels bruchmechanischer Prüfmethode an Miniaturprüfkörpern. Dissertation, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, 2004.
- [62] *Degischer, H.-P.; Lüftl, S.*: Leichtbau. Prinzipien, Werkstoffauswahl und Fertigungsvarianten. Weinheim: Wiley-VCH, 2009.
- [63] *Knaust, U.*: Zur Analyse und Optimierung von Faserverbund-Leichtbauteilen. Dissertation, Universität Kassel, 1988.

- [64] *Brunbauer, J.; Pinter, G.*: Effects of mean stress and fibre volume content on the fatigue-induced damage mechanisms in CFRP. *International Journal of Fatigue* 75 (2015), S. 28–38.
- [65] *Brunbauer, J.; Stadler, H.; Pinter, G.*: Mechanical properties, fatigue damage and microstructure of carbon/epoxy laminates depending on fibre volume content. *International Journal of Fatigue* 70 (2015), S. 85–92.
- [66] *Puck, A.*: Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtenverbund-Bauelementen. *Kunststoffe* 57 (1967), S. 284–293.
- [67] *Förster, R.; Knappe, W.*: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Reißbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus Glasfaser/Kunststoff unter Innendruck. *Kunststoffe* 61 (1971), S. 583–588.
- [68] *Zhu, J.; Wang, J.; Zu, L.*: Influence of out-of-plane ply waviness on elastic properties of composite laminates under uniaxial loading. *Composite Structures* 132 (2015), S. 440–450.
- [69] *Baur, E.; Brinkmann, S.; Osswald, T. A.; Schmachtenberg, E.*: Saechtling Kunststoff Taschenbuch. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2007.
- [70] *Puck, A.*: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Modelle für die Praxis. München: Hanser, 1996.
- [71] *Berbinau, P.; Soutis, C.; Guz, I. A.*: Compressive failure of 0° unidirectional carbon-fibre-reinforced plastic (CFRP) laminates by fibre microbuckling. *Composites Science and Technology* 59 (1999), S. 1451–1455.
- [72] *Rosen, B. W.*: Mechanisms of composite strengthening. *Fiber Composite Materials* (1965), S. 37–45.
- [73] *Fischer, O. W.*: Faserbruchgeschehen in kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen. Dissertation, RWTH Aachen, 2003.
- [74] *Argon, A.*: Fracture of Composites. *Treatise on Materials Science and Technology* (1972), S. 79–114.
- [75] *Budiansky, B.; Fleck, N. A.*: Compressive failure of fibre composites. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 41 (1993), S. 183–211.
- [76] *Budiansky, B.; Fleck, N. A.; Amazigo, J. C.*: On kink-band propagation in fiber composites. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46 (1998), S. 1637–1653.
- [77] *Schultheisz, C. R.; Waas, A. M.*: Compressive failure of composites, Part I+II. *Progress in Aerospace Sciences* 32 (1996), S. 1–78.
- [78] *Knops, M.*: Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminaten. Dissertation, RWTH Aachen, 2003.
- [79] *Kabiri Ataabadi, A.; Hosseini-Toudeshky, H.; Ziaei Rad, S.*: Experimental and analytical study on fiber-kinking failure mode of laminated composites. *Composites Part B: Engineering* 61 (2014), S. 84–93.

- [80] *AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V.* (Hg.): Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [81] *González, C.; LLorca, J.*: Mechanical behavior of unidirectional fiber-reinforced polymers under transverse compression: Microscopic mechanisms and modeling. *Composites Science and Technology* 67 (2007), S. 2795–2806.
- [82] *Yang, L.; Yan, Y.; Liu, Y.; Ran, Z.*: Microscopic failure mechanisms of fiber-reinforced polymer composites under transverse tension and compression. *Composites Science and Technology* 72 (2012), S. 1818–1825.
- [83] *Totry, E.; González, C.; LLorca, J.*: Failure locus of fiber-reinforced composites under transverse compression and out-of-plane shear. *Composites Science and Technology* 68 (2008), S. 829–839.
- [84] *Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U.*: Handbuch Verbundwerkstoffe. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2014.
- [85] *Kraus, T.; Kühnel, M.*: Composites-Marktbericht 2015. Der globale CFK-Markt. Carbon Composites/AVK, 2015.
- [86] *Eickenbusch, H.; Krauss, O.*: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau - Ressourceneffizienz und Technologien. VDI Zentrum Ressourceneffizienz GmbH, 2013.
- [87] *Kraus, T.; Kühnel, M.*: Composites-Marktbericht 2014. Der globale CFK-Markt. Carbon Composites/AVK, 2014.
- [88] *Sloan, J.*: Carbon fiber market: Cautious optimism. *Composites World*, 2011. <http://www.compositesworld.com/articles/carbon-fiber-market-cautious-optimism> (zuletzt aufgerufen am 21.12.2015).
- [89] *Lässig, R.; Eisenhut, M.; Mathias, A. et al.*: Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen. Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau. Roland Berger Strategy Consultants, 2012.
- [90] *Deuring, M.*: CFK-Lamellen im Bauwesen: Verstärkung von Tragwerken aus Beton. *Schweizer Ingenieur und Architekt* 112 (1994), S. 516–520.
- [91] *Weidner, J.; Köhler, W.; Krams, J.*: Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung. Bemessung und Ausführung. *Beton- und Stahlbetonbau* 95 (2000), S. 537–543.
- [92] *Andrä, H.-P.; König, G.; Maier, M.*: Einsatz vorgespannter Kohlefaser-Lamellen als Oberflächenspannglieder. *Beton- und Stahlbetonbau* 96 (2001), S. 737–747.
- [93] *Suter, R.; Jungo, D.*: Vorgespannte CFK-Lamellen zur Verstärkung von Bauwerken. *Beton- und Stahlbetonbau* 96 (2001), S. 350–358.
- [94] *Onken, P.; Grunewald, D.*: Verstärkung von Brückenbauwerken mit Faserverbundwerkstoffen. In: *Planung, Bauausführung und Ertüchtigung von Massivbrücken - 13. Dresdner Brückenbausymposium* (2003). TU Dresden (Hg.), S. 191–203.
- [95] *Bergmeister, K.*: Kohlenstofffasern im konstruktiven Ingenieurbau. Berlin: Ernst & Sohn, 2003.

- [96] *König, G.; Pommerening, D.; Freitag, N.*: Einsatzmöglichkeiten von Kohlefasern im Brückenbau. [Bericht zum Forschungs- und Entwicklungsvorhaben 15.334/1999/DRB des Bundesministeriums für Verkehr-, Bau- und Wohnungswesen]. Bonn: Bundesministerium für Verkehr Bau- und Wohnungswesen, 2002.
- [97] *Weiland, S.*: Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton. Dissertation, TU Dresden, 2009.
- [98] *Schurter, U.; Meier, B.*: Storchenbrücke Winterthur. Schweizer Ingenieur und Architekt 114 (1996), S. 976–979.
- [99] *Kraus, J.-M.*: Huntsman an der längsten CFK-Balkenbrücke beteiligt, 2011. <http://www.maschinenmarkt.vogel.de/huntsman-an-der-laengsten-cfk-balkenbruecke-beteiligt-a-312148/> (zuletzt aufgerufen am 11.06.2016).
- [100] *Rupprich, G.*: Neubau einer Geh- und Radwegbrücke aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK). In: Planung, Bauausführung und Ertüchtigung von Massivbrücken - 15. Dresdner Brückenbausymposium (2005). TU Dresden (Hg.).
- [101] *Fiberline*: Fiberline-Brücke. <https://fiberline.de/fiberline-bruecke> (zuletzt aufgerufen am 11.06.2016).
- [102] *Hollaway, L. C.; Cadei, J.*: Progress in the technique of upgrading metallic structures with advanced polymer composites. Progress in Structural Engineering and Materials 4 (2002), S. 131–148.
- [103] *Zhao, X.-L.; Zhang, L.*: State-of-the-art review on FRP strengthened steel structures. Engineering Structures 29 (2007), S. 1808–1823.
- [104] *Gholami, M.; Sam, A. R. M.; Yatim, J. M.; Tahir, M. M.*: A review on steel/CFRP strengthening systems focusing environmental performance. Construction and Building Materials 47 (2013), S. 301–310.
- [105] *Bartholomé, S.; und weitere*: Zum Kleben von CFK-Lamellen im Stahlbau. In: Schriftenreihe Stahlbau (2014). Lehrstuhl für Stahl- und Holzbau der BTU Cottbus (Hg.), S. 83–90.
- [106] *Pasternak, H.; Bartholomé, S.; Bulkowski, M.*: Retrofitting of cracks in steel construction using CFRP laminates. In: 7th European Conference on Steel and Composite Structures (2014), S. 899–900.
- [107] *Harris, A. F.; Beevers, A.*: The effects of grit-blasting on surface properties for adhesion. International Journal of Adhesion and Adhesives 19 (1999), S. 445–452.
- [108] *Teng, J. G.; Fernando, D.; Yu, T.; Zhao, X. L.*: Treatment of Steel Surfaces for Effective Adhesive Bonding. In: Advances in FRP Composites in Civil Engineering: Proceedings of the 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010), Sep 27–29, 2010, Beijing, China (2011). Ye; Feng; Yue (Hg.), S. 865–868.
- [109] *El Damatty, A. A.; Abushagur, M.*: Testing and modeling of shear and peel behavior for bonded steel/FRP connections. Thin-Walled Structures 41 (2003), S. 987–1003.
- [110] *Xia, S.; Teng, J.*: Behaviour of FRP-to-steel bonded joints. In: International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (2005). Chen; Teng (Hg.), S. 411–418.

- [111] *Al-Emrani, M.; Linghoff, D.; Kliger, R.*: Bonding strength and fracture mechanisms in composite steel-CFRP elements. In: Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (2005). Chen; Teng (Hg.), S. 425–433.
- [112] *Yu, Y.; Chiew, S. P.; Lee, C. K.*: Bond failure of steel beams strengthened with FRP laminates – Part 2: Verification. *Composites Part B: Engineering* 42 (2011), S. 1122–1134.
- [113] *El-Hacha, R.; Ragab, N.*: Flexural strengthening of composite steel-concrete girders using advanced composite materials. Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (2006), S. 741–744.
- [114] *Wu, C.; Zhao, X.; Hui Duan, W.; Al-Mahaidi, R.*: Bond characteristics between ultra high modulus CFRP laminates and steel. *Thin-Walled Structures* 51 (2012), S. 147–157.
- [115] *Deng, J.; Lee, M. M. K.*: Behaviour under static loading of metallic beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures* 78 (2007), S. 232–242.
- [116] *Deng, J.; Lee, M. M. K.; Moy, S. S. J.*: Stress analysis of steel beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures* 65 (2004), S. 205–215.
- [117] *Linghoff, D.; Al-Emrani, M.*: Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate – Part 2: FE analyses. *Composites Part B: Engineering* 41 (2010), S. 516–522.
- [118] *Linghoff, D.; Al-Emrani, M.; Kliger, R.*: Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate – Part 1: Laboratory tests. *Composites Part B: Engineering* 41 (2010), S. 509–515.
- [119] *Rizkalla, S.; Dawood, M.; Schnerch, D.*: Development of a carbon fiber reinforced polymer system for strengthening steel structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (2008), S. 388–397.
- [120] *Teng, J. G.; Yu, T.; Fernando, D.*: Strengthening of steel structures with fiber-reinforced polymer composites. *Journal of Constructional Steel Research* 78 (2012), S. 131–143.
- [121] *Linghoff, D.; Haghani, R.; Al-Emrani, M.*: Carbon-fibre composites for strengthening steel structures. *FRP Strengthened Metallic Structures* 47 (2009), S. 1048–1058.
- [122] *Sen, R.; Liby, L.; Mullins, G.*: Strengthening steel bridge sections using CFRP laminates. *Composites Part B: Engineering* 32 (2001), S. 309–322.
- [123] *Al-Saidy, A. H.; Klaiber, F. W.; Wipf, T. J.*: Strengthening of steel–concrete composite girders using carbon fiber reinforced polymer plates. *Construction and Building Materials* 21 (2007), S. 295–302.
- [124] *Schnerch, D.; Rizkalla, S.*: Flexural Strengthening of Steel Bridges with High Modulus CFRP Strips. *Journal of Bridge Engineering* 13 (2008), S. 192–201.
- [125] *Nguyen, T.-C.; Bai, Y.; Zhao, X.-L.; Al-Mahaidi, R.*: Mechanical characterization of steel/CFRP double strap joints at elevated temperatures. *Composite Structures* 93 (2011), S. 1604–1612.
- [126] *Agarwal, A.; Foster, S. J.; Hamed, E.; Ng, T. S.*: Influence of freeze–thaw cycling on the bond strength of steel–FRP lap joints. *Composites Part B: Engineering* 60 (2014), S. 178–185.

- [127] *Yoshitake, I.; Tsuda, H.; Itose, J.; Hisabe, N.*: Effect of discrepancy in thermal expansion coefficients of CFRP and steel under cold temperature. *Construction and Building Materials* 59 (2014), S. 17–24.
- [128] *Kumar, S. B.; Sridhar, I.; Sivashanker, S.*: Influence of humid environment on the performance of high strength structural carbon fiber composites. *International Conference on Recent Advances in Composite Materials (ICRACM 2007)* 498 (2008), S. 174–178.
- [129] *Nguyen, T.-C.; Bai, Y.; Zhao, X.-L.; Al-Mahaidi, R.*: Durability of steel/CFRP double strap joints exposed to sea water, cyclic temperature and humidity. *Composite Structures* 94 (2012), S. 1834–1845.
- [130] *Shokrieh, M. M.; Bayat, A.*: Effects of Ultraviolet Radiation on Mechanical Properties of Glass/Polyester Composites. *Journal of Composite Materials* 41 (2007), S. 2443–2455.
- [131] *Chwalla, E.*: Die Formeln zur Berechnung der "voll mittragenden Breite" dünner Gurt- und Rippenplatten. *Der Stahlbau* 9 (1936), S. 73–78.
- [132] *Dischinger, F.*: Die mitwirkende Breite des Plattenbalkens. In: *Taschenbuch für Bauingenieure* (1955). Schleicher (Hg.), S. 842–847.
- [133] *Moffatt, K. R.; Dowling, P. J.*: Shear lag in steel box girder bridges. *The Structural Engineer* 53 (1975), S. 439–448.
- [134] *Ramberger, G.*: Der Angriff beliebiger Einzellasten im orthotropen Scheibenstreifen und die mitwirkende Breite orthotroper Gurtscheiben. Dissertation, Techn. Hochschule Wien, 1969.
- [135] *Schindler, A.*: Voll mittragende Breite der orthotropen Platte. *Wissenschaftliche Zeitschrift der TU Dresden* 27 (1978).
- [136] *Dulevski, E.*: Effective Width of Steel Plate Deck Bridges with Closed Stiffeners. *Stahlbau* 58 (1989), S. 217–221.
- [137] *Tanchev, R. T.*: Shear lag in orthotropic beam flanges and plates with stiffeners. *International journal of solids and structures* 33 (1996), S. 1317–1334.
- [138] *Sedlacek, G.; Bild, S.*: Vorgehensweise bei der Ermittlung der mittragenden Breite. *Bauingenieur* 65 (1990), S. 551–562.
- [139] *Luo, Q. Z.; Wu, Y. M.; Tang, J.; Li, Q. S.*: Experimental studies on shear lag of box girders. *Engineering Structures* 24 (2002), S. 469–477.
- [140] *Qin, X.; Liu, H.*: Effective flange width of simply supported box girder under uniform load. *Acta Mechanica Solida Sinica* 23 (2010), S. 57–65.
- [141] *Mohannad H. M. Al-Sherrawi; Ghaidak Ahmed Fadhil*: Effect of Stiffeners on Shear Lag in Steel Box Girders. *Al-Khwarizmi Engineering Journal* 8 (2012), S. 63–76.
- [142] *Zou, B.; Chen, A.; Davalos, J. F.; Salim, H. A.*: Evaluation of effective flange width by shear lag model for orthotropic FRP bridge decks. *Composite Structures* 93 (2011), S. 474–482.
- [143] *Abdel-Sayed, G.*: Effective width of steel deck-plate in bridges. *Journal of the Structural Division* 95 (1969), S. 1459–1474.

- [144] DIN EN 1993-1-5: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Plattenförmige Bauteile, Dezember 2010.
- [145] DIN EN ISO 527-1: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 1: Allgemeine Grundsätze, Juni 2012.
- [146] DIN EN ISO 527-5: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe, Januar 2010.
- [147] *Rochardjo, H. S. B.; Komotori, J.; Shimizu, M.; Miyano, Y.*: Effects of the fiber content on the longitudinal tensile fracture behavior of uni-directional carbon/epoxy composites. *Journal of Material Processing Technology* 67 (1997), S. 89–93.
- [148] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch, Dezember 2009.
- [149] *Dlubal Software GmbH*: Programm RFEM 5 - Räumliche Tragwerke nach der Finiten Elemente Methode. Programm-Beschreibung. Tiefenbach, Februar 2016.
<https://www.dlubal.com/-/media/Files/website/documents/manuals/rfem-fea-software/rfem-5/rfem-5-handbuch-de.ashx>.
- [150] *Rapp, H.*: Faserverbundstrukturen unter dem Gesichtspunkt werkstoffhybrider Bauweisen, 2005. <https://www.unibw.de/lrt6/forschung/seminar/2005/Seminar05Rapp.pdf> (22.02.2016).
- [151] DIN 53294: Prüfung von Kernverbunden - Schubversuch, Februar 1982.
- [152] ASTM D5868: Standard Test Method for Lap Shear Adhesion for Fiber Reinforced Plastic (FRP) Bonding, 2014.
- [153] DIN EN 310: Holzwerkstoffe - Bestimmung des Biege-Elastizitätsmoduls und der Biegefestigkeit, August 1993.
- [154] *Bocciarelli, M.*: Response of statically determined steel beams reinforced by CFRP plates in the elastic-plastic regime. *Engineering Structures* 31 (2009), S. 956–967.
- [155] *Smith, S. T.; Teng, J. G.*: Interfacial stresses in plated beams. *Engineering Structures* 23 (2001), S. 857–871.

Anhang

A Ergebnisse Näherungsverfahren

In diesem Anhang sind zum einen die mittragenden Breiten für unterschiedliche Lastansätze und zum anderen die Berechnungsergebnisse an zwei verschiedenen Trapezhohlsteifen zusammengestellt. Es wird wie im Hauptteil der Arbeit das optimierte und übliche Näherungsverfahren mit der FE-Berechnung verglichen. Dies geschieht anhand der Längsspannungen (Deckblech \triangleq „oben“ / unteres Hohlsteifenblech \triangleq „unten“) sowie anhand der Deckblechspannungen in Querrichtung.

A.1 Mittragende Breiten

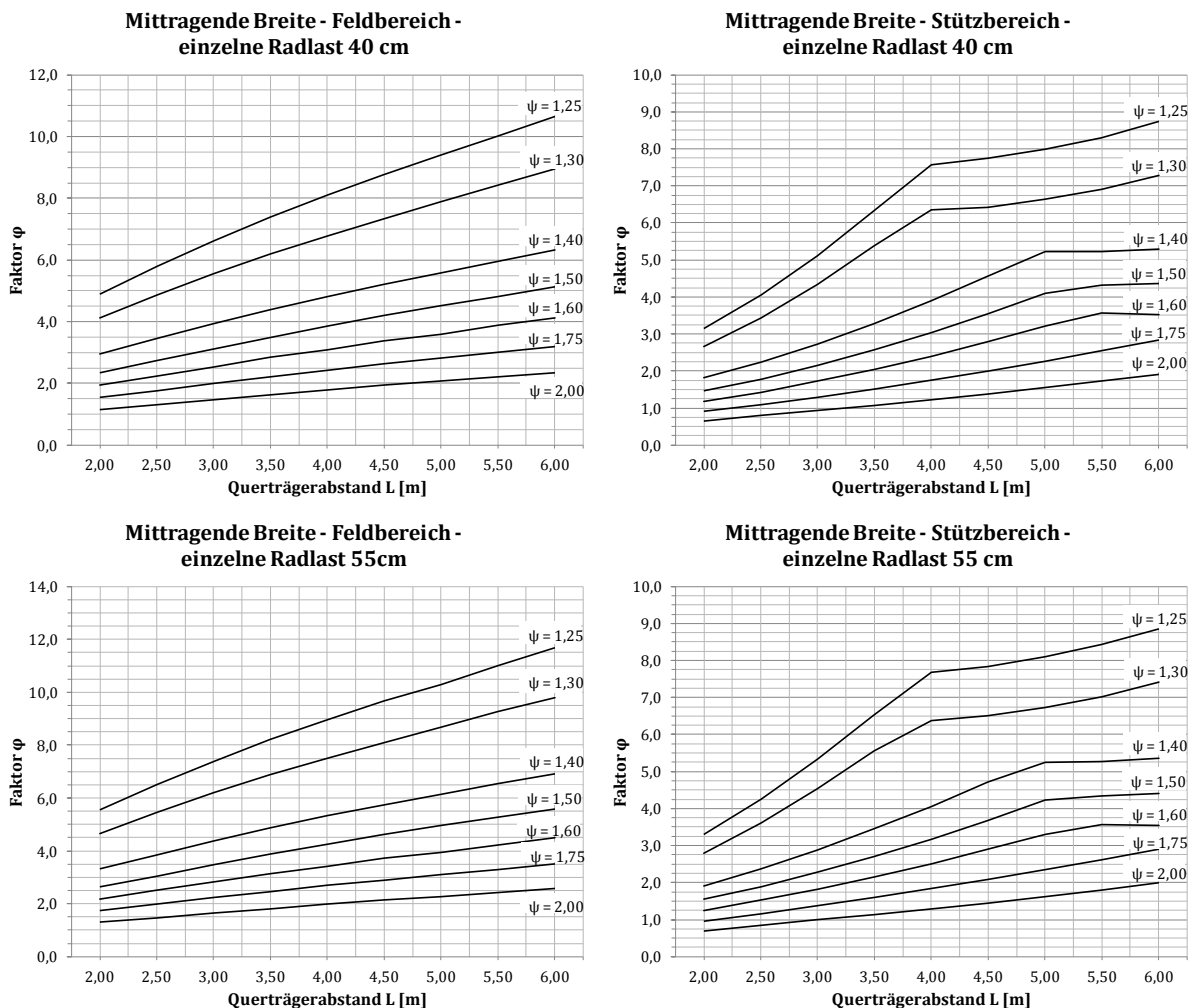


Abb. A.1-1: Faktor φ zur Ermittlung der mittragenden Breite infolge einer einzelnen Radlast für unterschiedliche Lastverteilungen im Feld- und Stützbereich

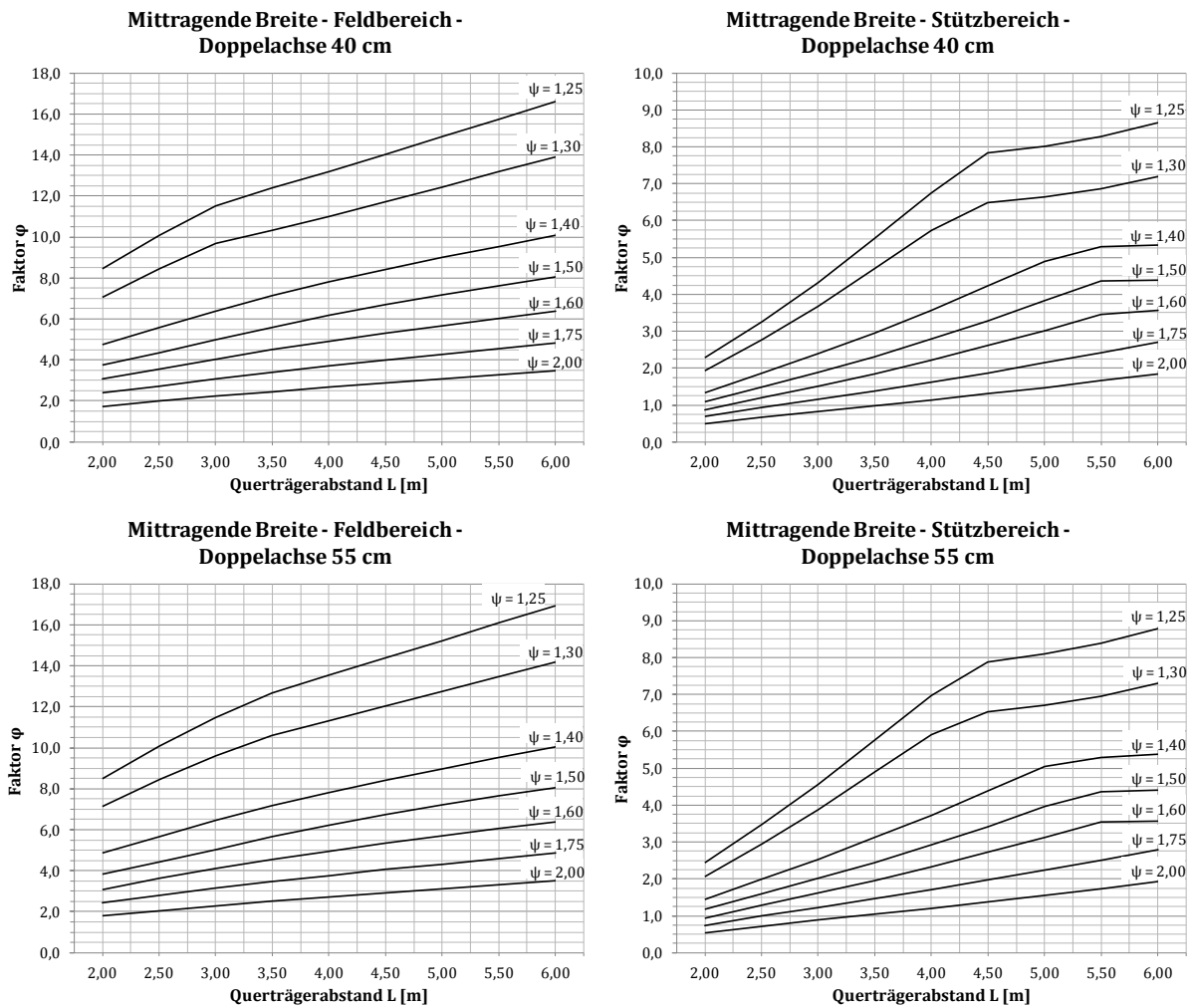


Abb. A.1-2: Faktor φ zur Ermittlung der mittragenden Breite infolge einer Doppelachse für unterschiedliche Lastverteilungen im Feld- und Stützbereich

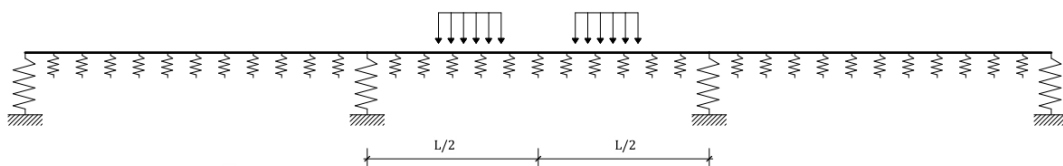
A.2 Berechnungsergebnisse Näherungsverfahren – Beispiel 1

Bei den nachfolgend dargestellten Ergebnissen wurden die in Tabelle 7-1 angegebenen Querschnittswerte verwendet. Vorrangig wird der Lastfall von im Feld mittig positionierten Doppelachsen betrachtet.

Tabelle 7-1: Querschnittswerte der Hohlsteife (Beispiel 1)

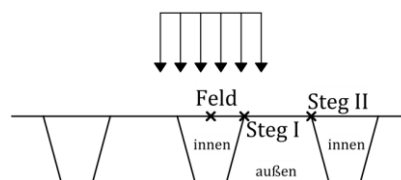
E-Modul	21.000 kN/cm ²
Schubmodul	8.100 kN/cm ²
Deckblechdicke t	12 mm
Hohlsteifenabstand a = e	30 cm
Fläche Hohlsteife A _{HS}	126 cm ²
Abstand Schwerpunkt – unten z _{s,u}	24,7 cm
Trägheitsmoment I _y	16.525 cm ⁴
Torsionsträgheitsmoment I _T	12.366 cm ⁴
Belagdicke d _{Belag}	7,0 cm

A.2.1 Lastfall – TS-Lasten – Resultierende in Feldmitte



A.2.1.1 Fall 1

- Eine Radlast in Querrichtung



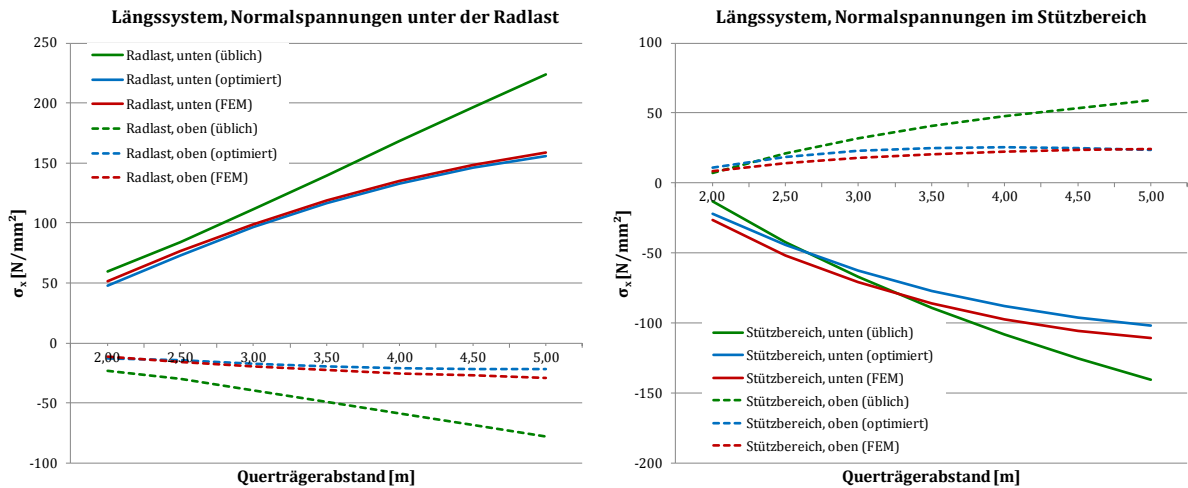


Abb. A.2-1: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 1)

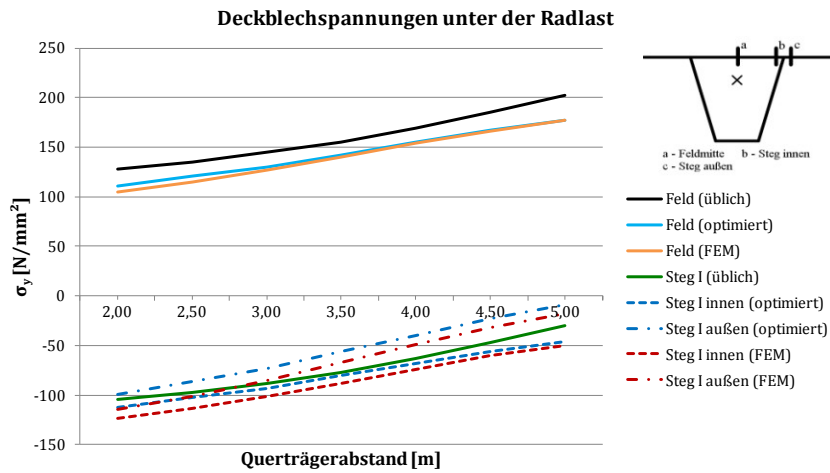


Abb. A.2-2: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 1)

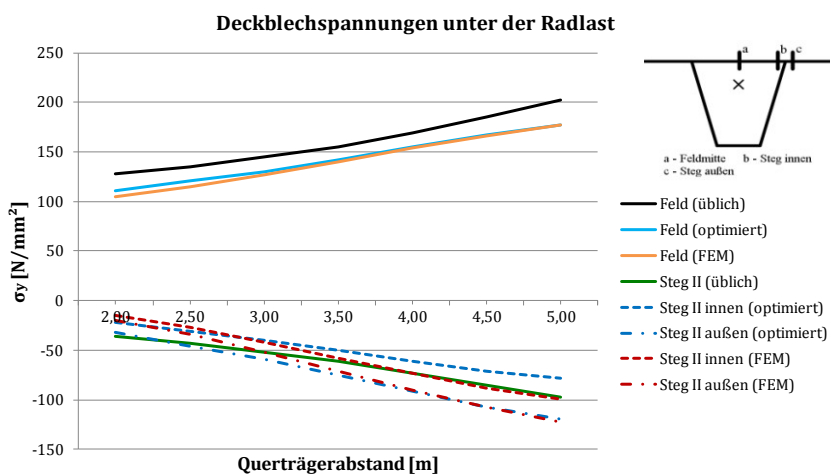


Abb. A.2-3: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 1)

A.2.1.2 Fall 2

- Zwei gleich große Radlasten im Abstand a+e

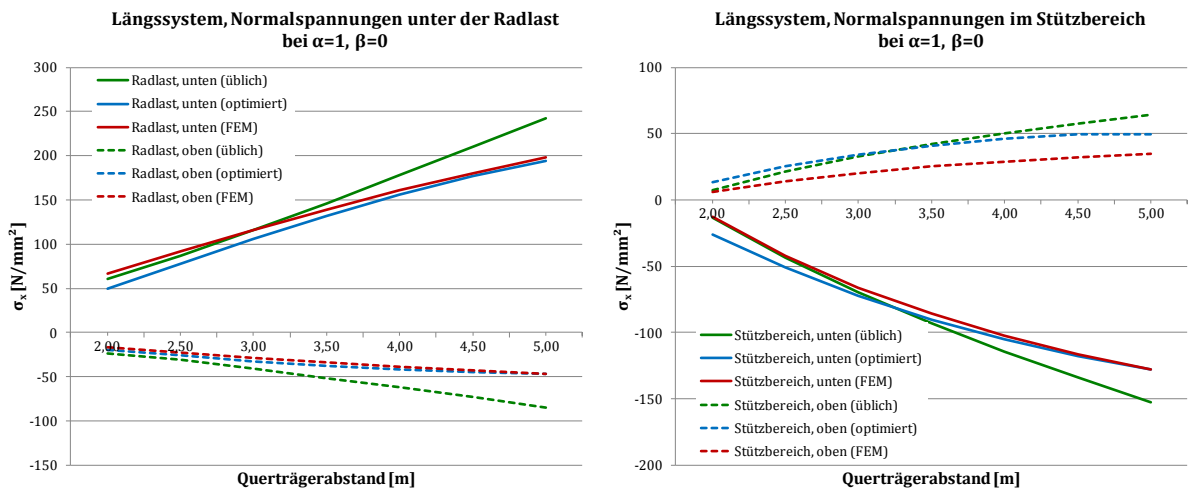
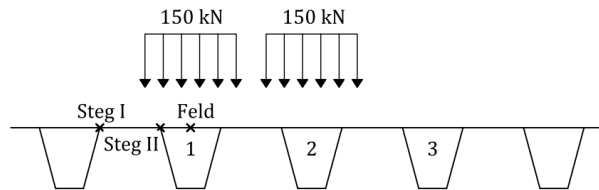


Abb. A.2-4: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 2)

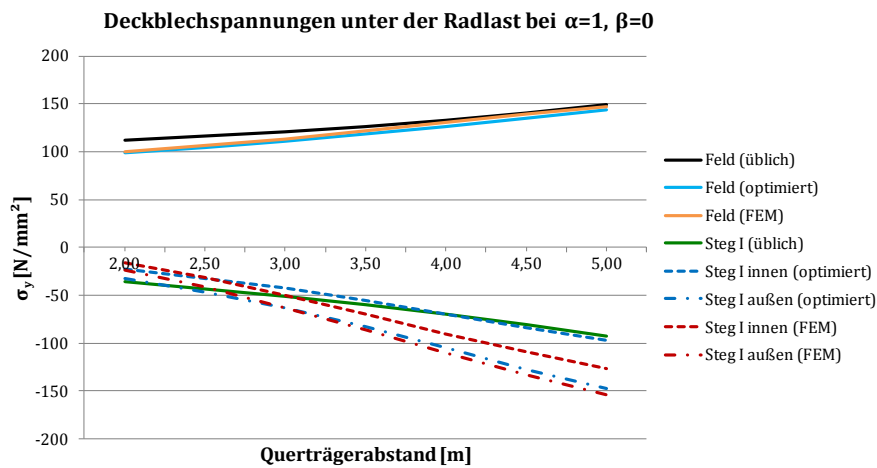


Abb. A.2-5: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 2)

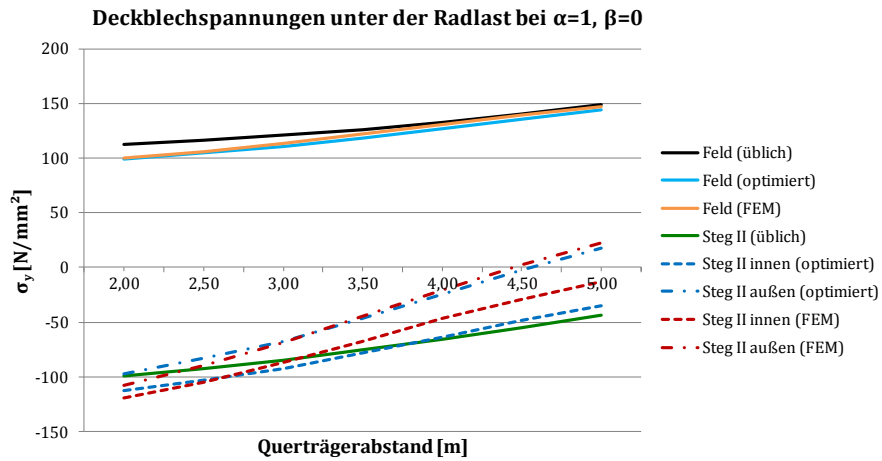


Abb. A.2-6: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 2)

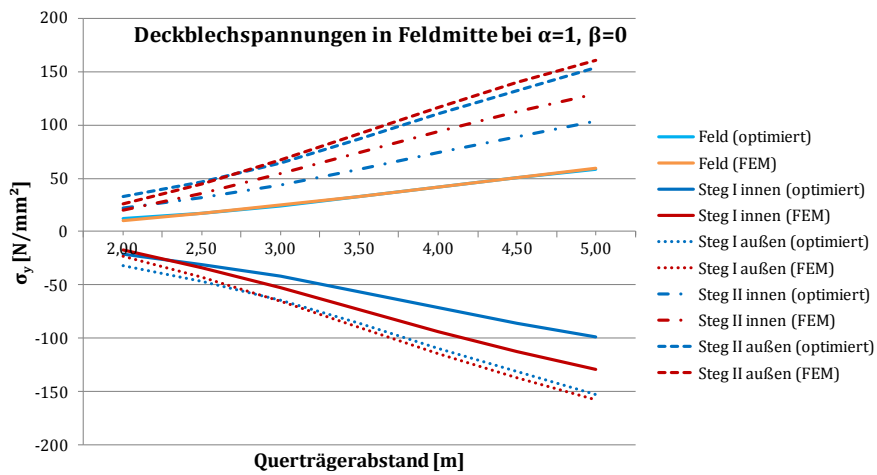
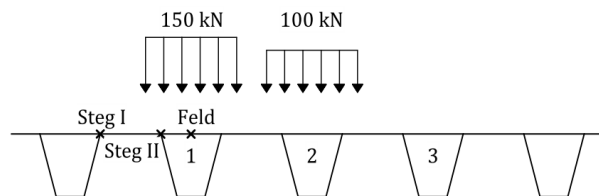


Abb. A.2-7: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 2)

A.2.1.3 Fall 2*

- Zwei unterschiedlich große Radlasten im Abstand $a+e$



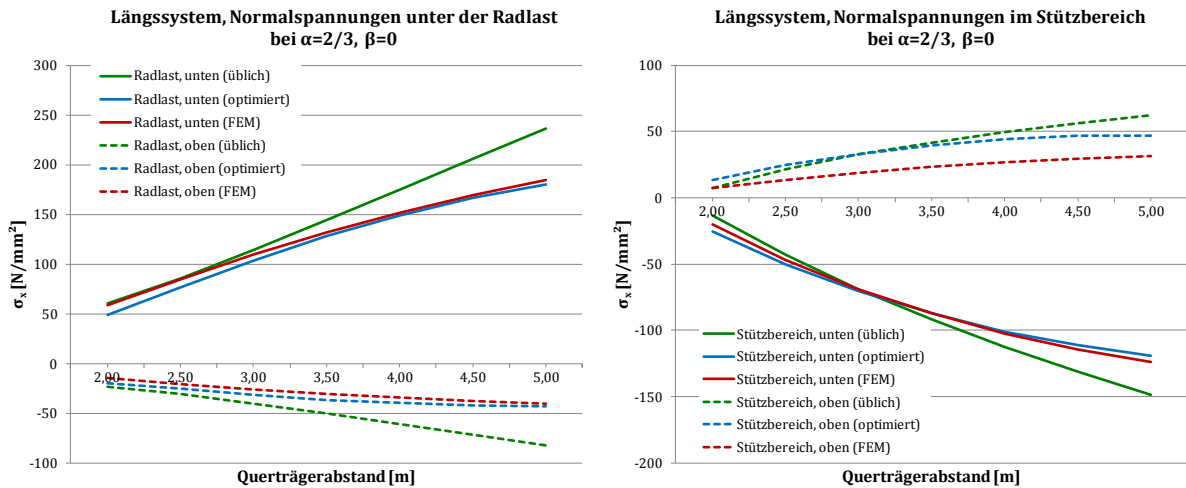


Abb. A.2-8: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 2*)

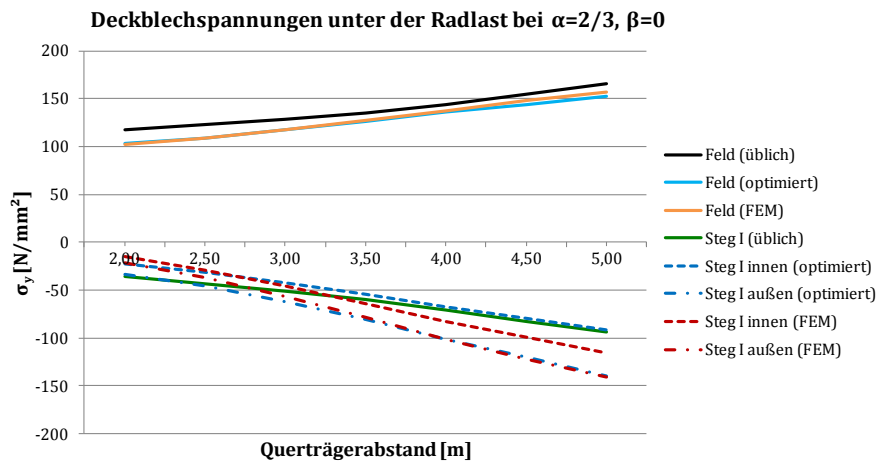


Abb. A.2-9: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 2*)

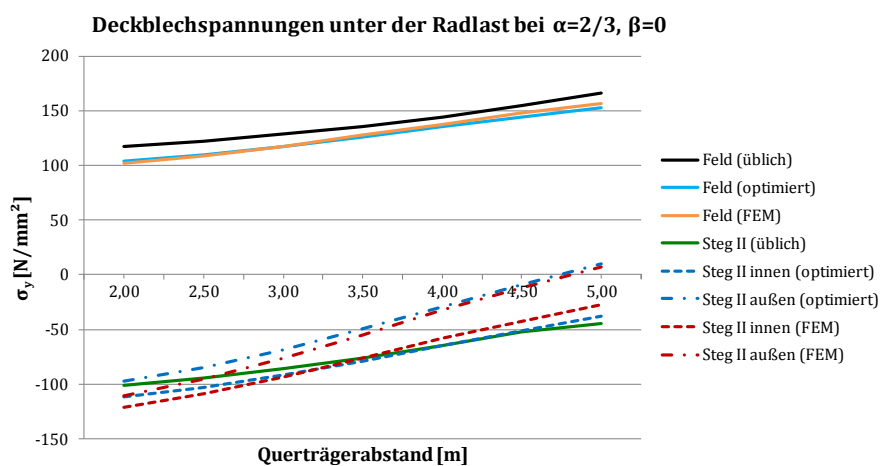


Abb. A.2-10: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 2*)

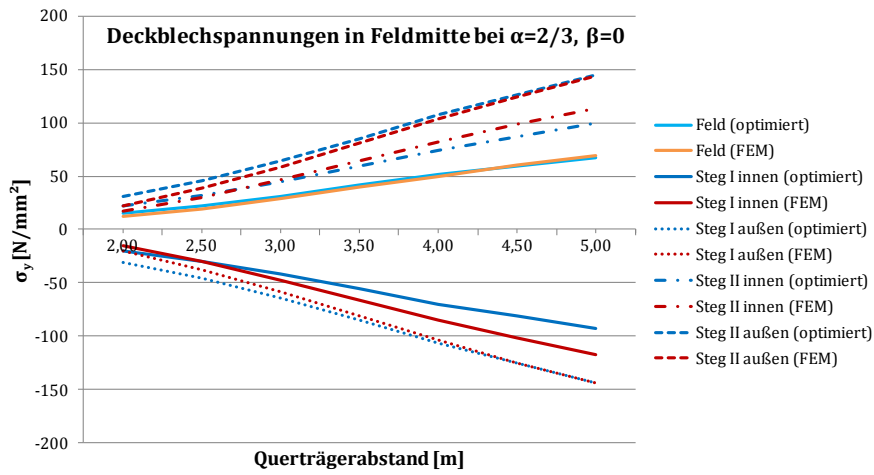


Abb. A-11: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 2*)

A.2.1.4 Fall 3

- Zwei gleich große Radlasten im Abstand $1,5 \cdot a + 1,5 \cdot e$

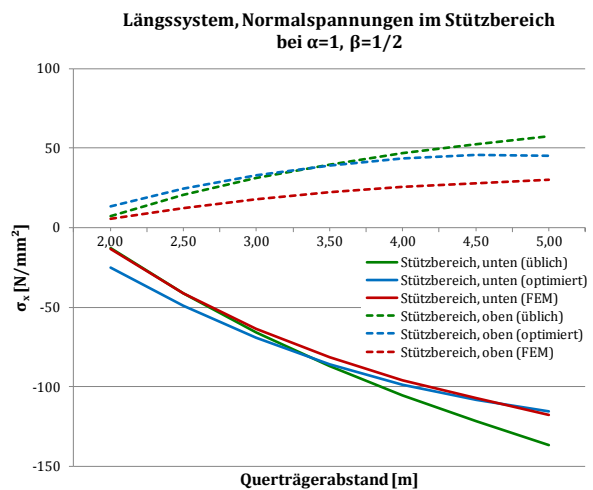
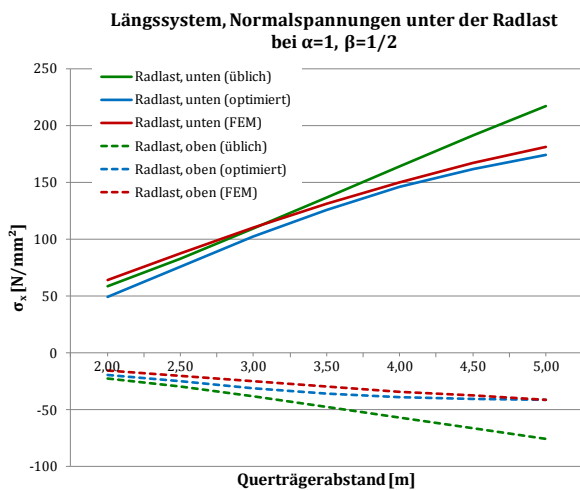
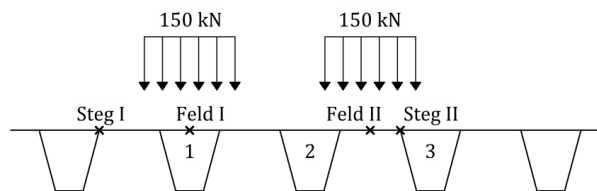


Abb. A.2-12: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 3)

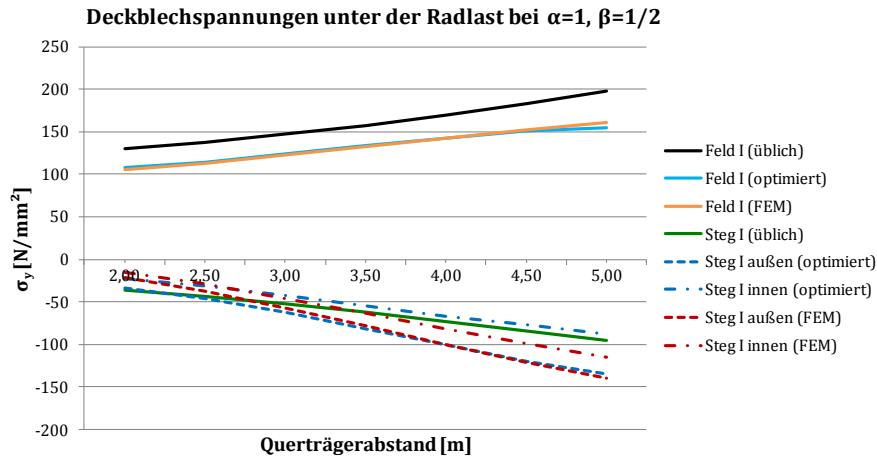


Abb. A.2-13: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld I und Steg I (Fall 3)

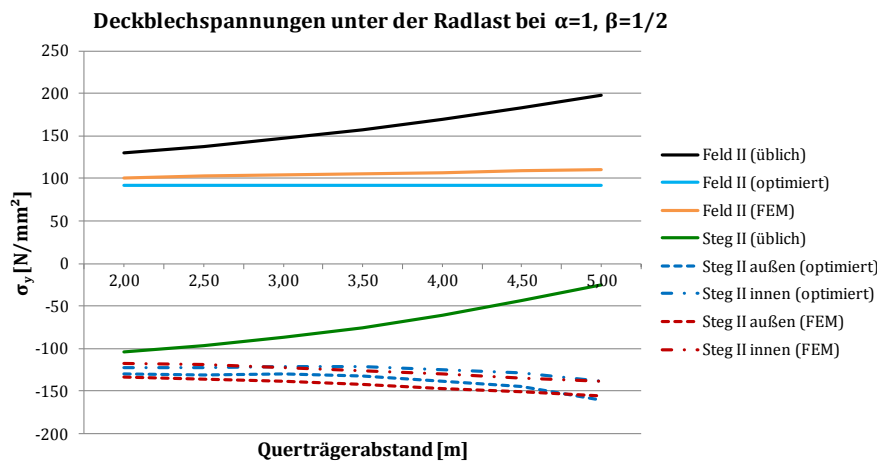


Abb. A.2-14: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld II und Steg II (Fall 3)

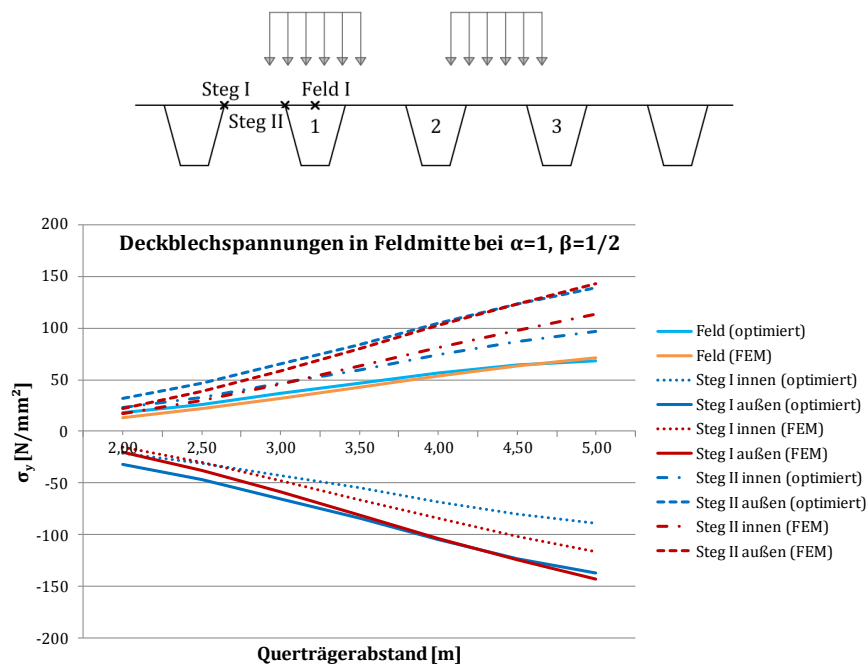


Abb. A.2-15: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 3)

A.2.1.5 Fall 3*

- Zwei unterschiedlich große Radlasten im Abstand $1,5 \cdot a + 1,5 \cdot e$

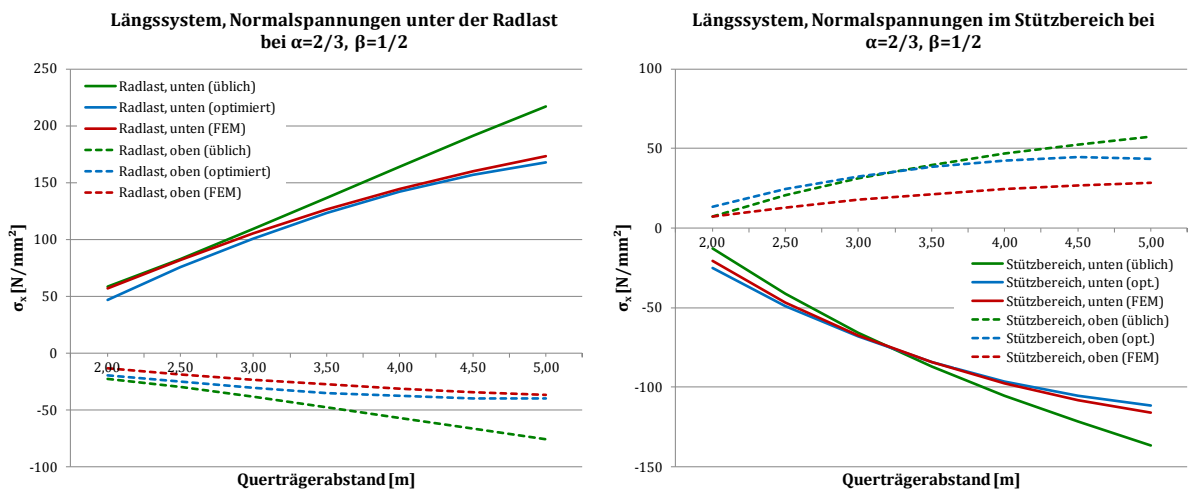
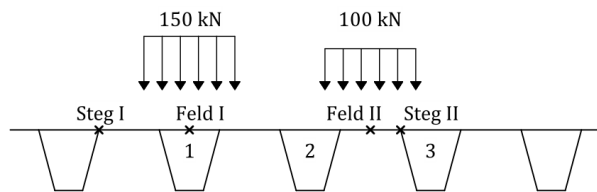


Abb. A.2-16: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 3*)

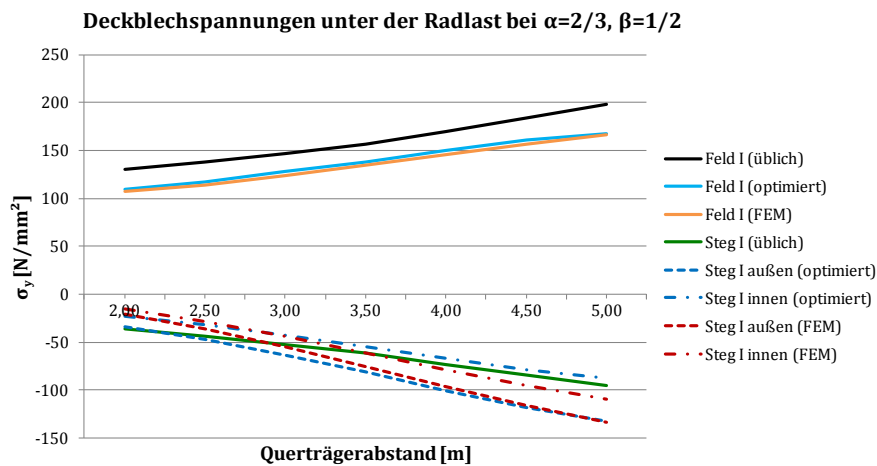


Abb. A.2-17: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld I und Steg I (Fall 3*)

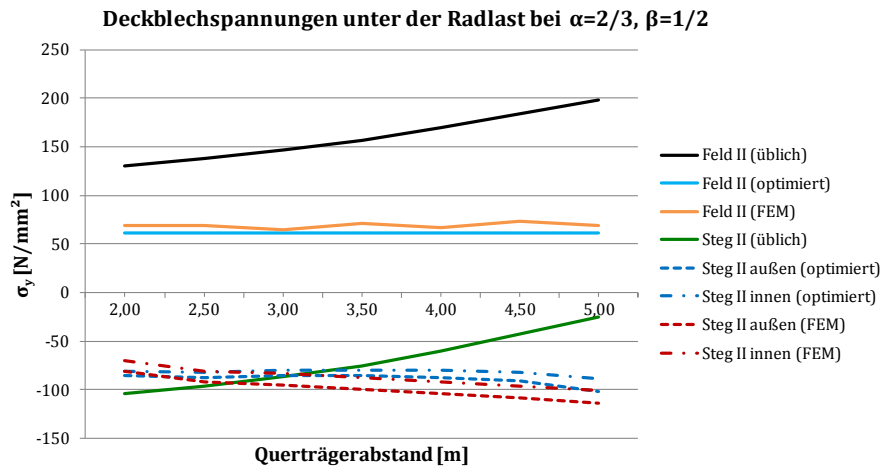


Abb. A.2-18: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld II und Steg II (Fall 3*)

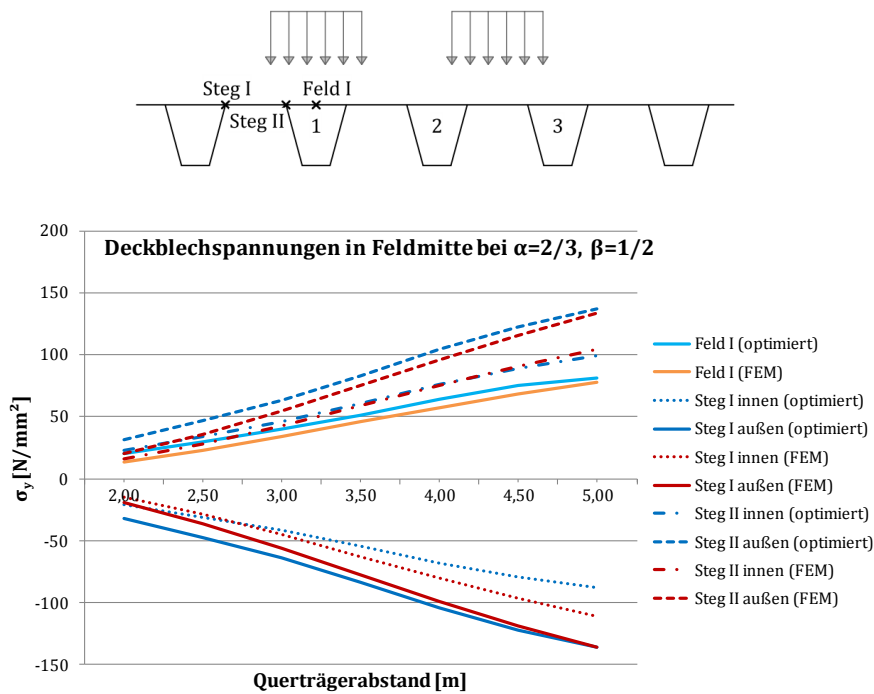


Abb. A.2-19: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 3*)

A.2.2 Weitere Lastfälle mit TS-Lasten für Fall 1

Vergleichend werden für den Fall 1 (eine Radlast in Querrichtung) zwei weitere Laststellungen untersucht. Die Ergebnisse in Querrichtung werden nicht dargestellt, da sie sich gegenüber dem zuvor betrachteten Lastfall nur unwesentlich ändern.

A.2.2.1 Lastfall: Ein Rad in Feldmitte

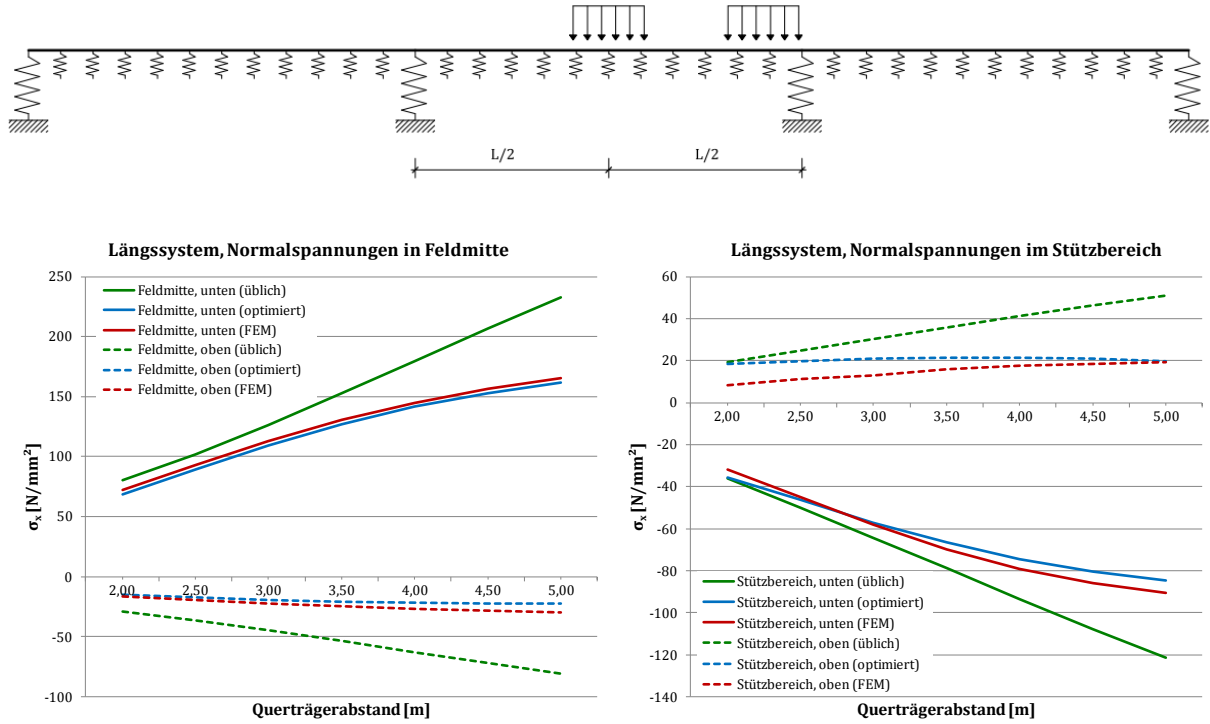


Abb. A.2-20: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 1)

A.2.2.2 Lastfall: Resultierende über dem Querträger

Bei diesem Lastfall werden zusätzlich die Ergebnisse bei Vernachlässigung der Stabbettung dargestellt.

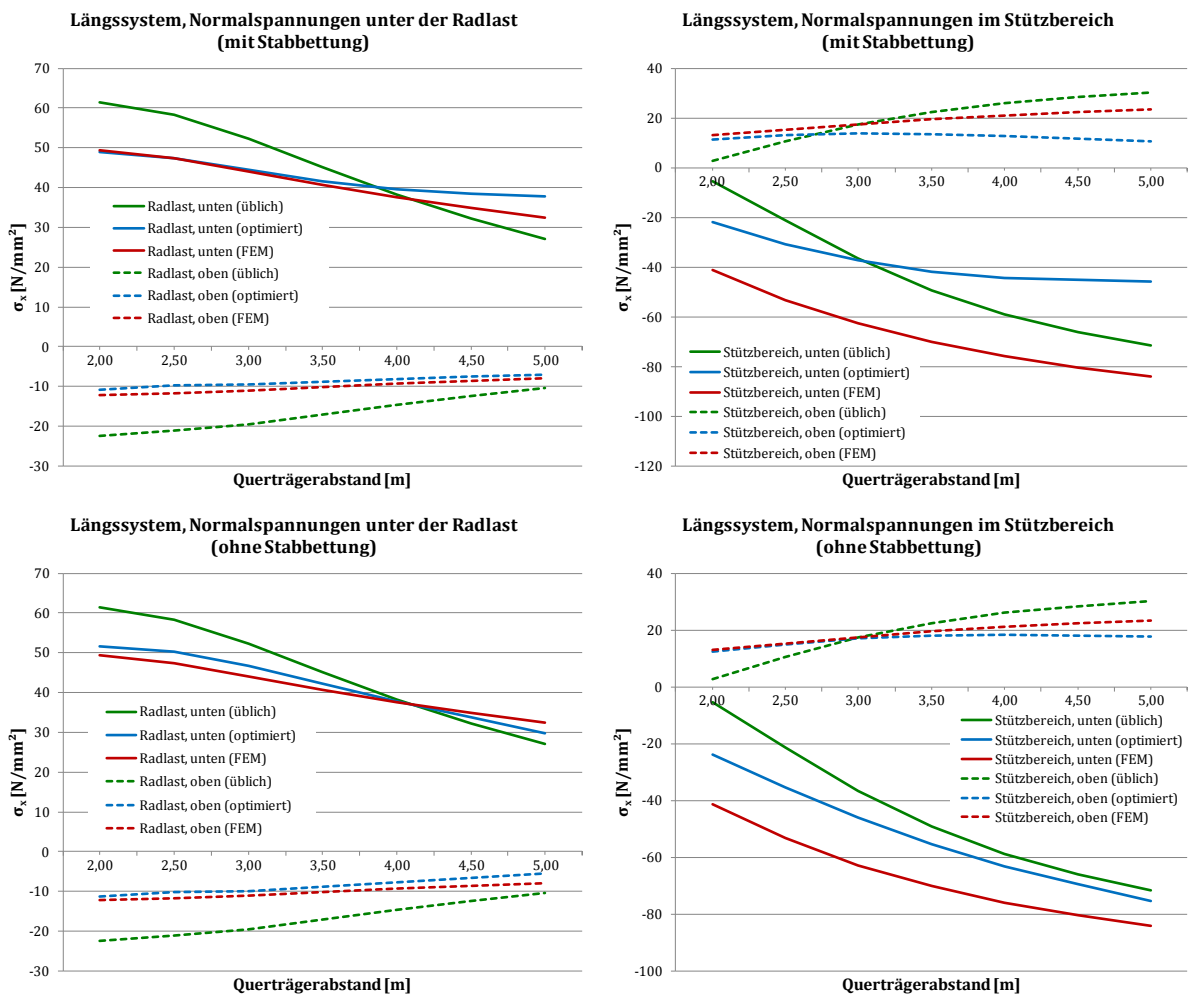
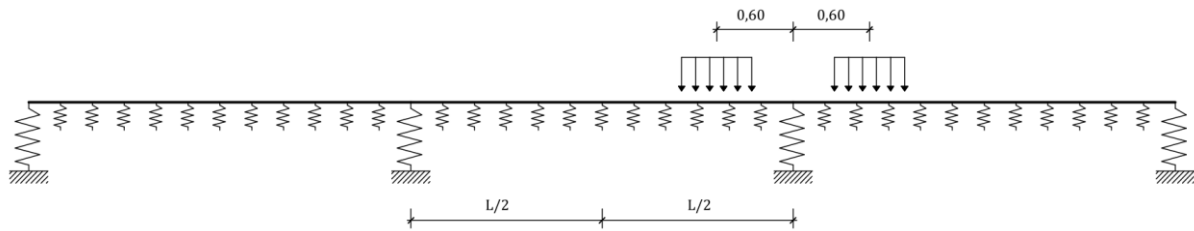


Abb. A.2-21: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich mit und ohne Stabbettung(Fall 1)

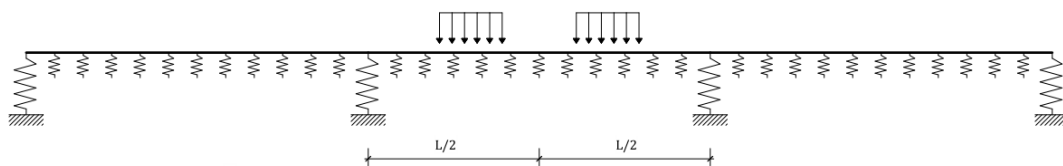
A.3 Berechnungsergebnisse – Beispiel 2

Bei den nachfolgend dargestellten Ergebnissen wurden die in Tabelle 7-2 angegebenen Querschnittswerte verwendet. Vorrangig wird der Lastfall von im Feld mittig positionierten Doppelachsen betrachtet.

Tabelle 7-2: Querschnittswerte der Hohlsteife (Beispiel 2)

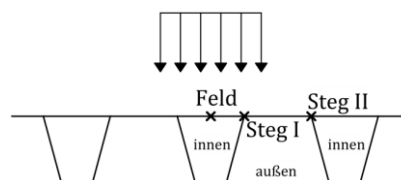
E-Modul	21.000 kN/cm ²
Schubmodul	8.100 kN/cm ²
Deckblechdicke t	10 mm
Hohlsteifenabstand a = e	30 cm
Fläche Hohlsteife A _{HS}	101 cm ²
Abstand Schwerpunkt – unten z _{S,u}	19,1 cm
Trägheitsmoment I _y	8.802 cm ⁴
Torsionsträgheitsmoment I _T	9.447 cm ⁴
Belagdicke d _{Belag}	8,0 cm

A.3.1 Lastfall – TS-Lasten – Resultierende in Feldmitte



A.3.1.1 Fall 1

- Eine Radlast in Querrichtung



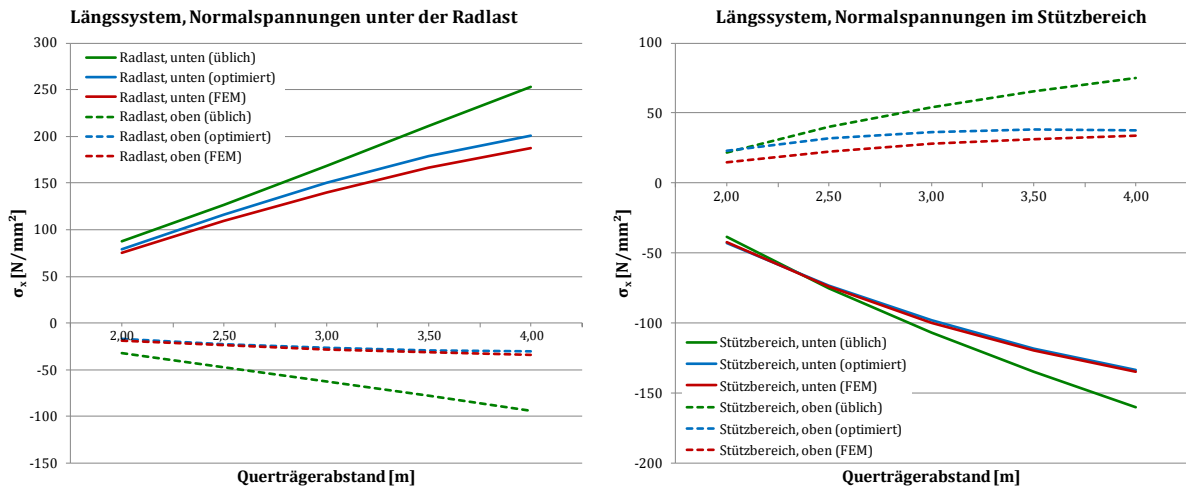


Abb. A.3-1: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 1)

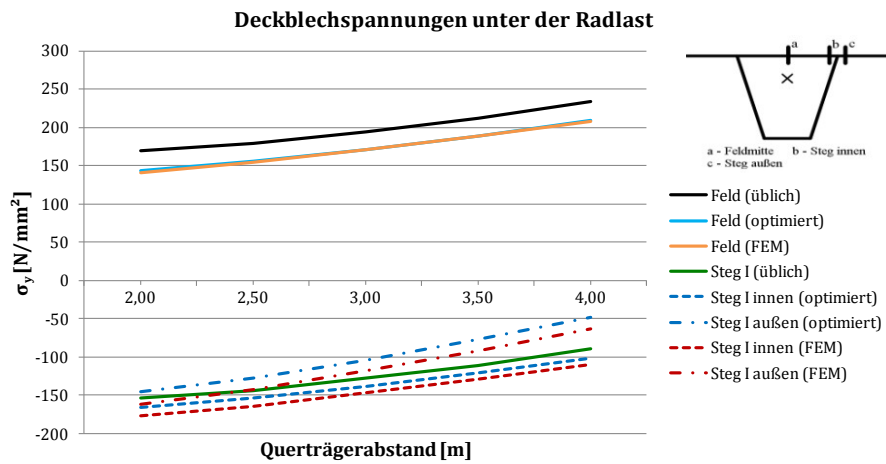


Abb. A.3-2: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 1)

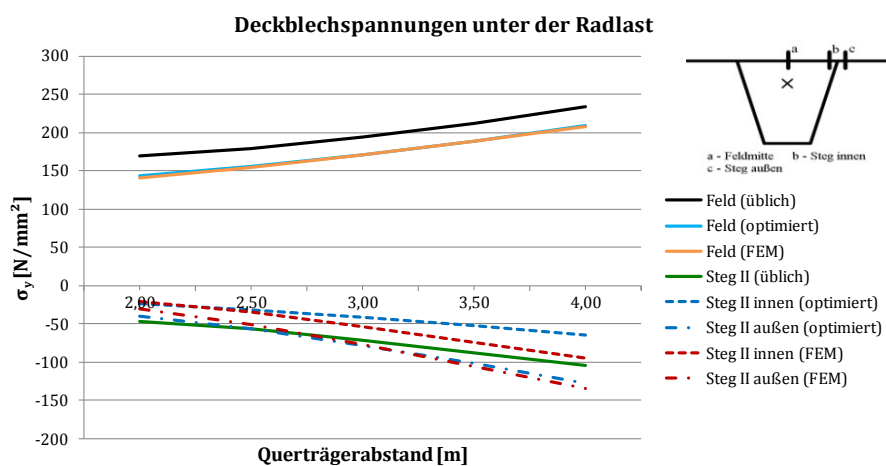


Abb. A.3-3: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 1)

A.3.1.2 Fall 2

- Zwei gleich große Radlasten im Abstand a+e

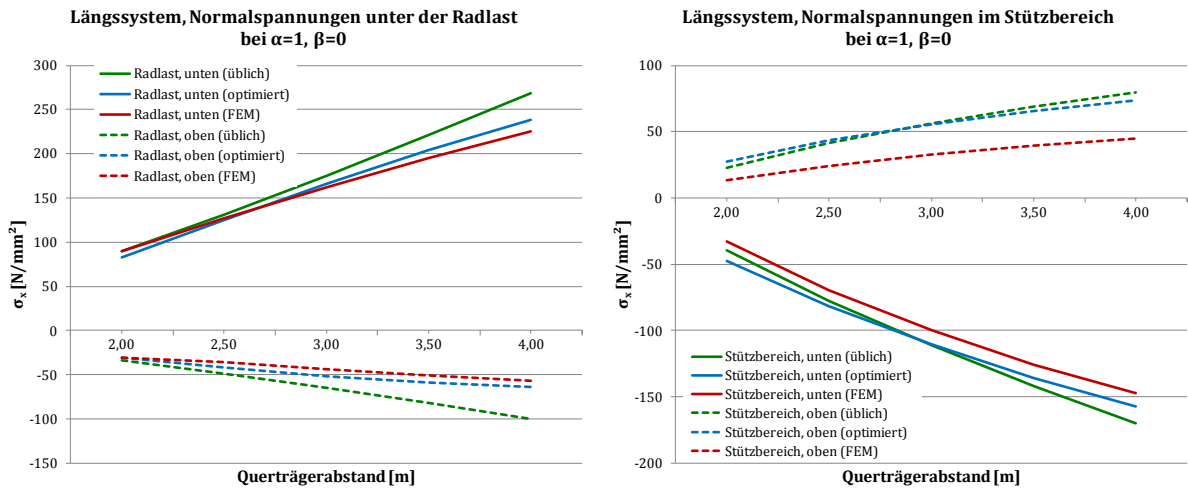
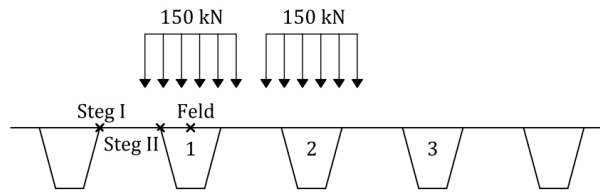


Abb. A.3-4: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 2)

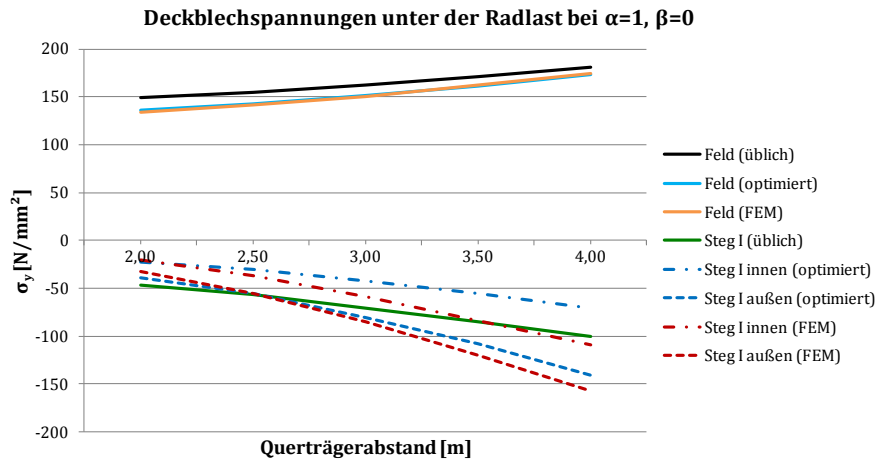


Abb. A.3-5: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 2)

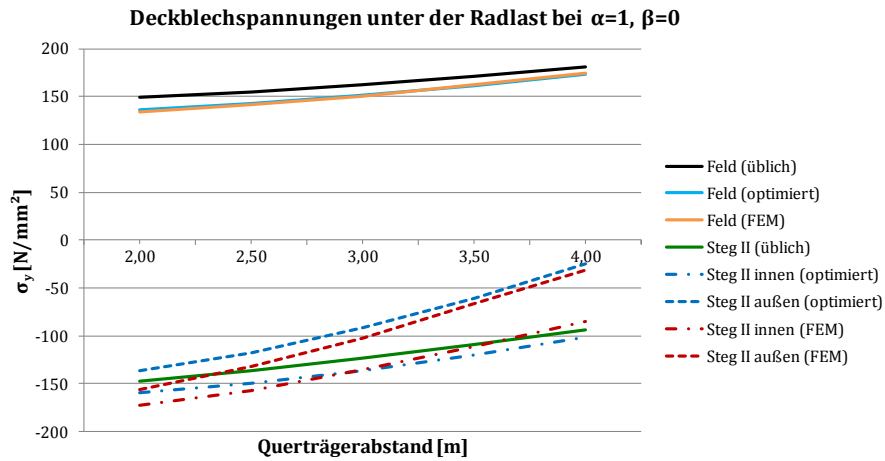


Abb. A.3-6: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 2)

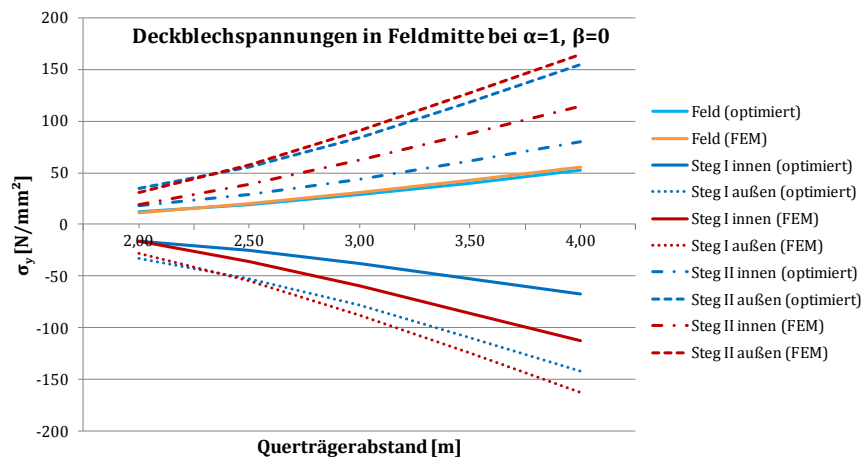
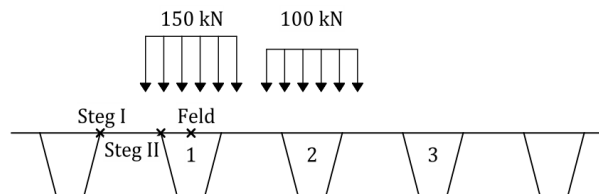


Abb. A.3-7: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 2)

A.3.1.3 Fall 2*

- Zwei unterschiedlich große Radlasten im Abstand $a+e$



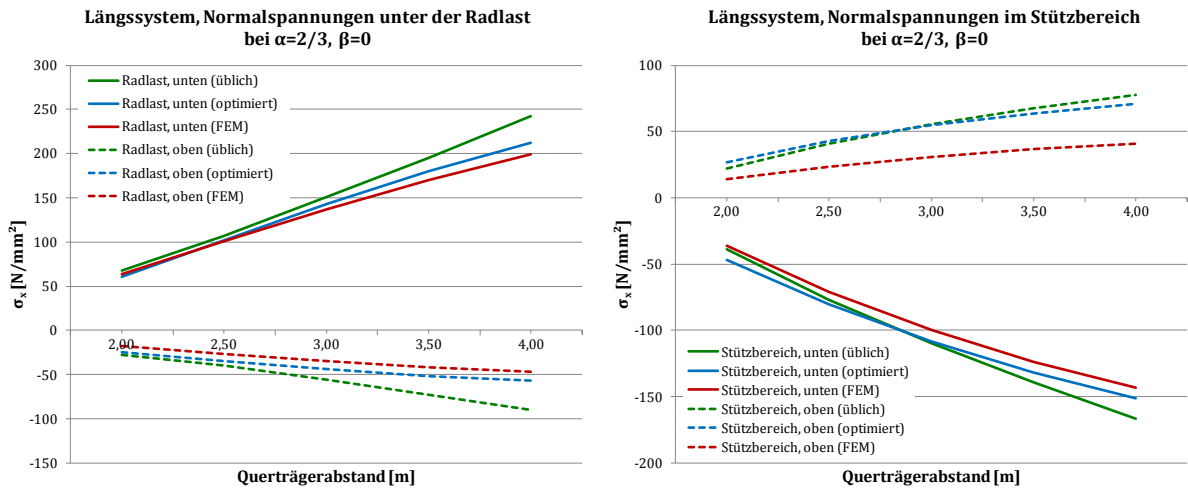


Abb. A.3-8: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 2*)

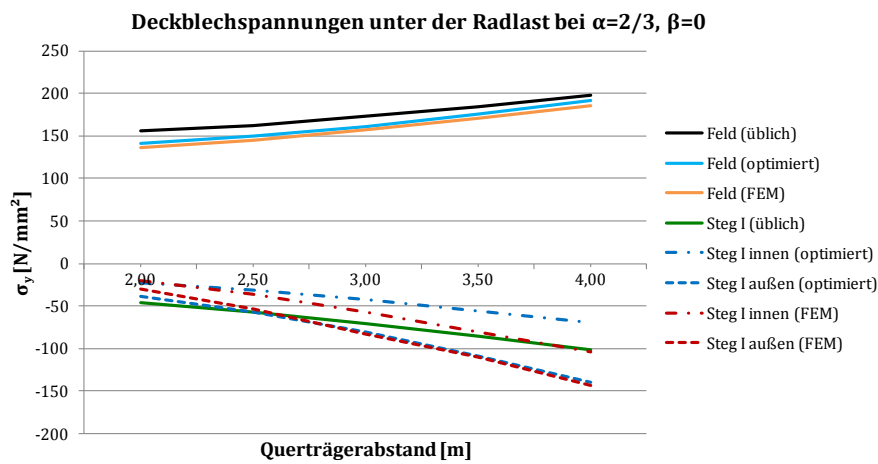


Abb. A.3-9: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg I (Fall 2*)

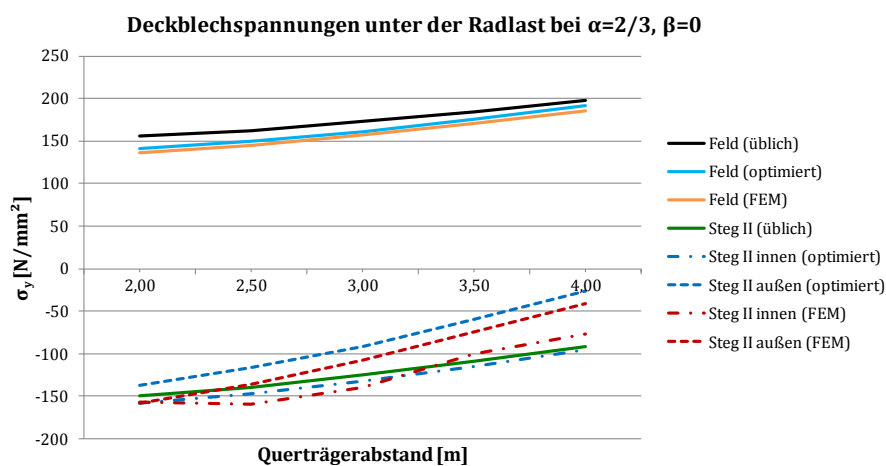


Abb. A.3-10: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für das Feld und Steg II (Fall 2*)

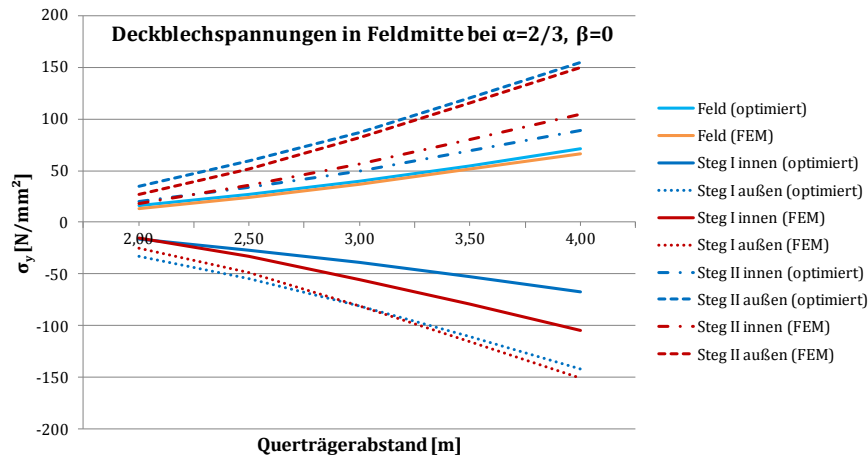


Abb. A.3-11: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 2*)

A.3.1.4 Fall 3

- Zwei gleich große Radlasten im Abstand $1,5 \cdot a + 1,5 \cdot e$

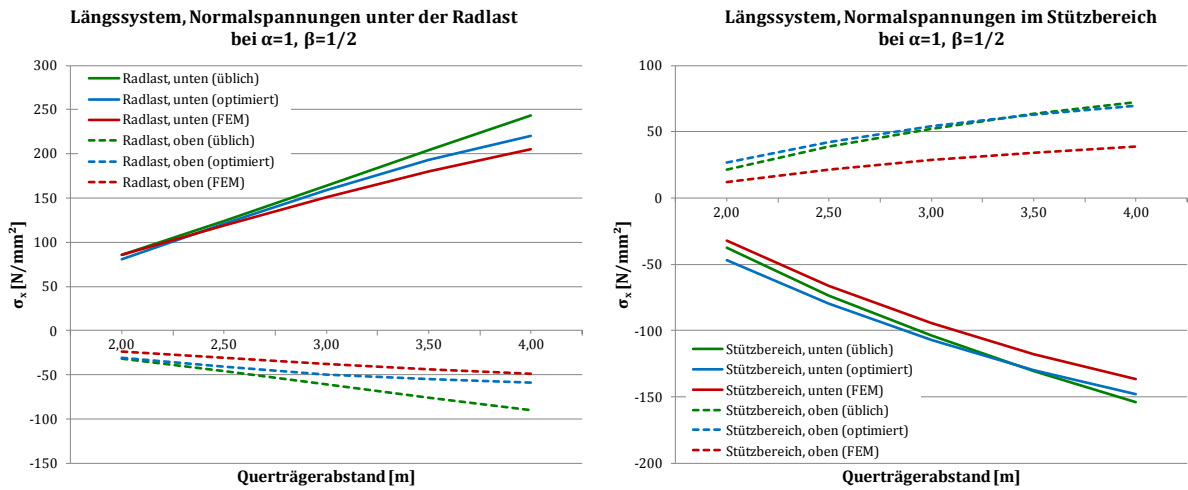
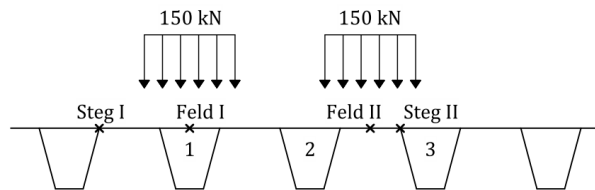


Abb. A.3-12: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 3)

A.3.1.5 Fall 3*

- Zwei unterschiedlich große Radlasten im Abstand $1,5 \cdot a + 1,5 \cdot e$

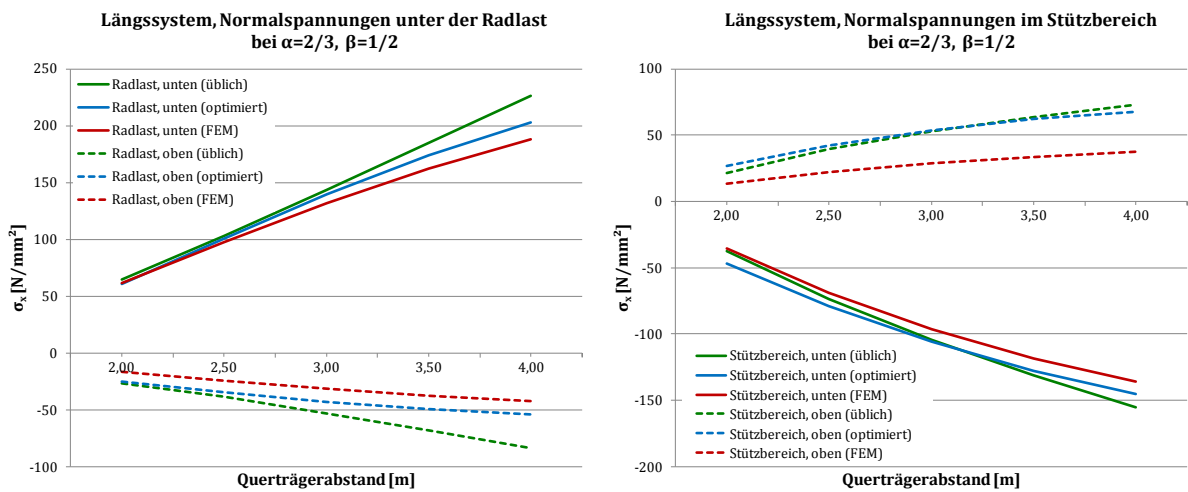
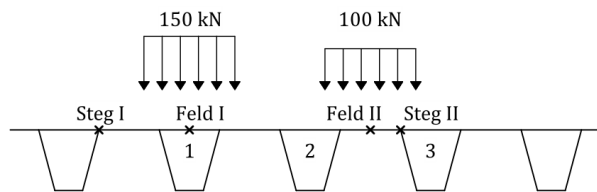


Abb. A.3-13: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 3*)

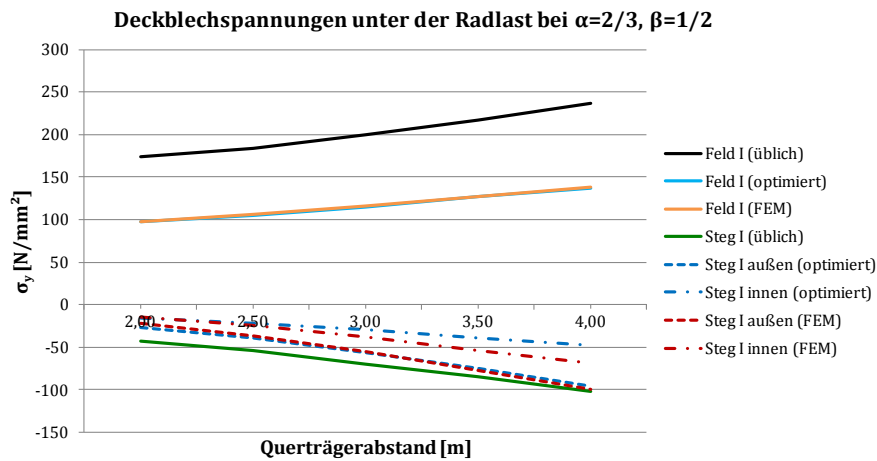


Abb. A.3-14: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld I und Steg I (Fall 3*)

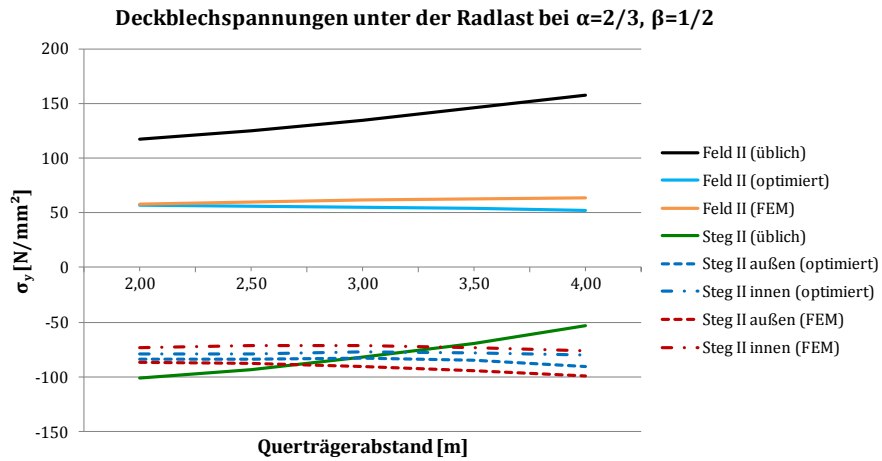


Abb. A.3-15: Normalspannungen im Deckblech unter der Radlast für Feld II und Steg II (Fall 3*)

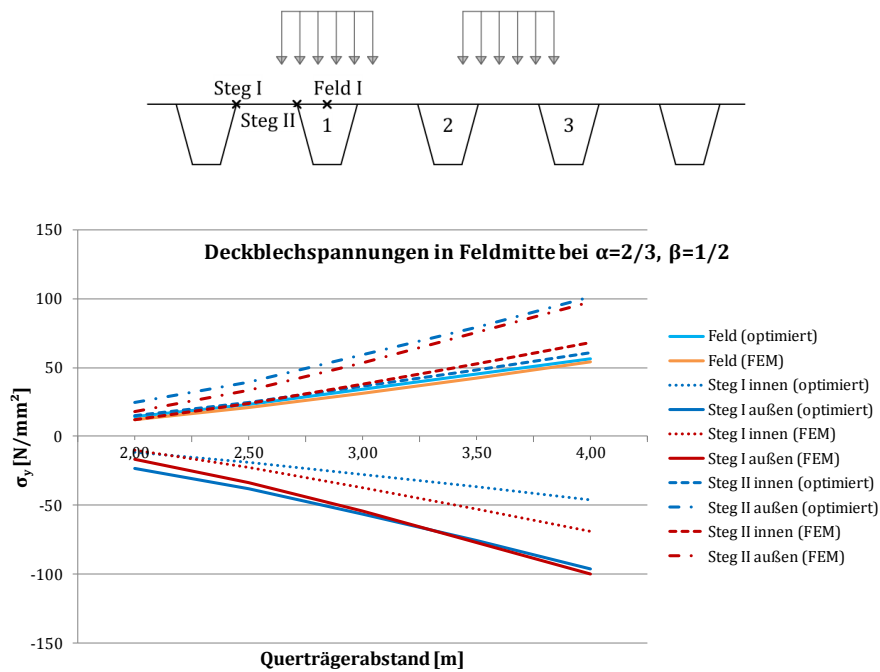


Abb. A.3-16: Normalspannungen im Deckblech in Feldmitte für Feld und Stege (Fall 3*)

A.3.2 Weitere Lastfälle mit TS-Lasten für Fall 1

Vergleichend werden für den Fall 1 (eine Radlast in Querrichtung) zwei weitere Laststellungen untersucht. Die Ergebnisse in Querrichtung werden nicht dargestellt, da sie sich gegenüber dem zuvor betrachteten Lastfall nur unwesentlich ändern.

A.3.2.1 Lastfall: Ein Rad in Feldmitte

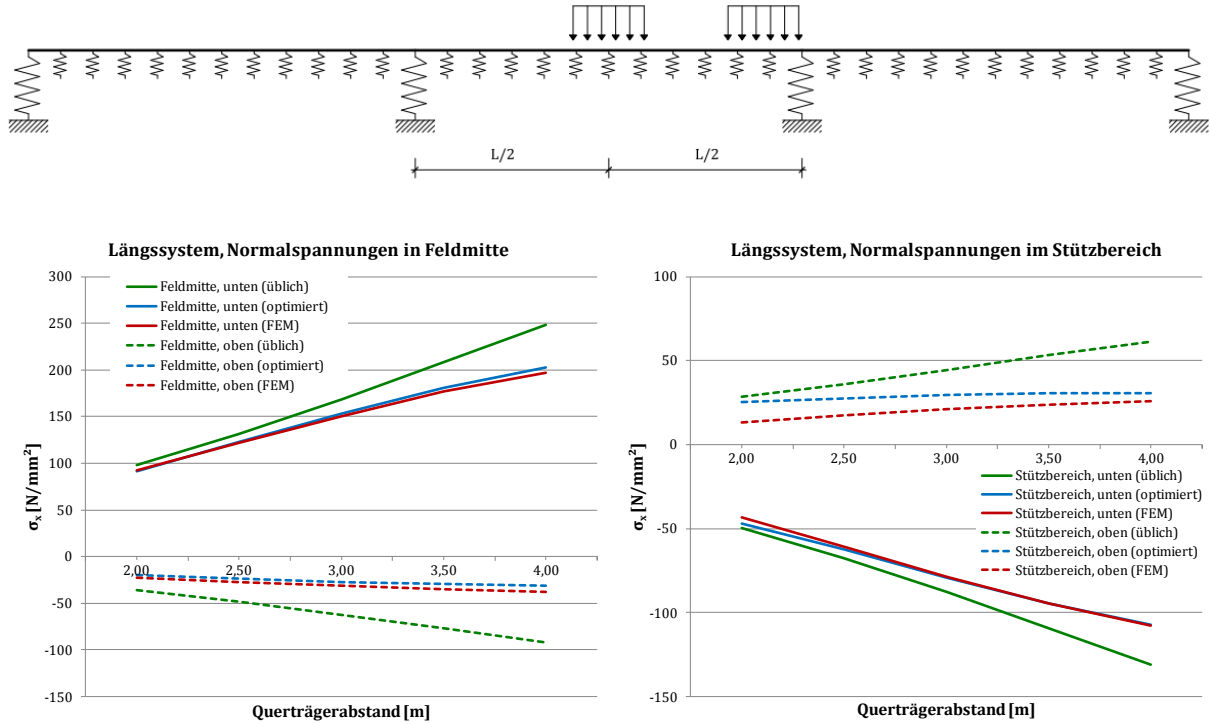


Abb. A.3-17: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich (Fall 1)

A.3.2.2 Lastfall: Resultierende über dem Querträger

Bei diesem Lastfall werden zusätzlich die Ergebnisse bei Vernachlässigung der Stabbettung dargestellt.

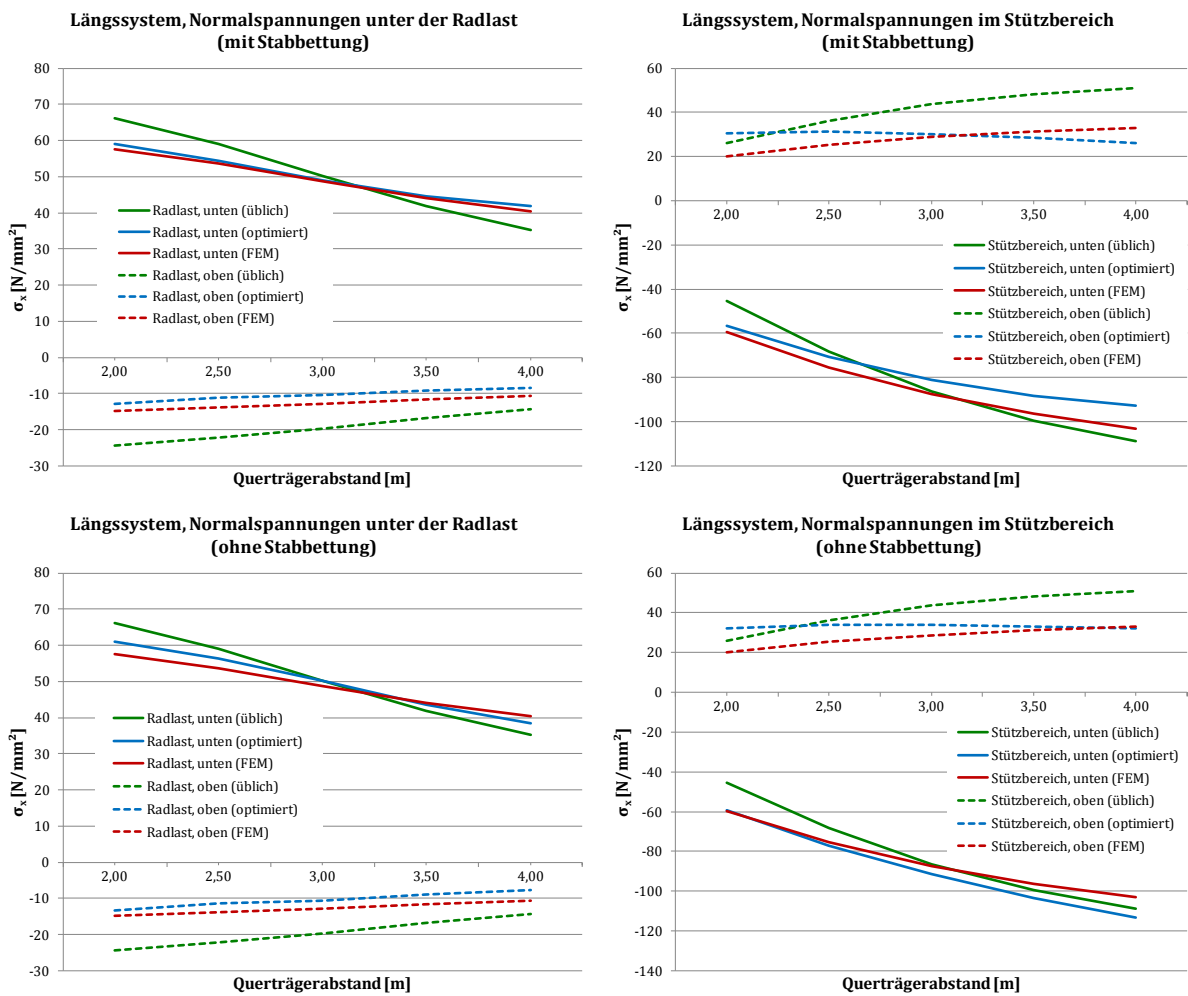
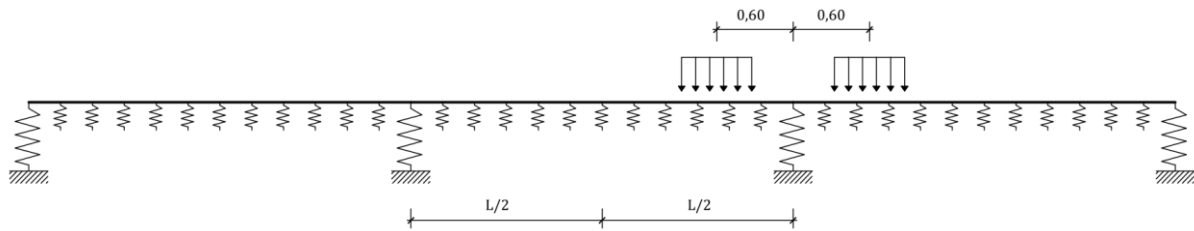


Abb. A.3-18: Normalspannungen der Hohlsteife 1 unter der Radlast und im Stützbereich mit und ohne Stabbettung(Fall 1)

B Prüfergebnisse Versuche

B.1 Prüfergebnisse CFK-Zugversuche

- Prüferserie A

Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe A1	122.465	60,16	2,116	1.671	3,44	
Probe A2	134.195	63,49	2,794	1.764	3,07	
Probe A3	118.701	59,21	1,940	1.645	2,12	
Probe A4	123.017	69,14	3,250	1.921	3,47	
Probe A5	128.276	63,63	2,977	1.767	3,06	
Probe A6	123.769	65,82	2,910	1.828	3,17	
Probe A7	130.998	65,33	2,685	1.815	3,45	Doppler gelöst*
Probe A8	117.435	62,88	2,731	1.747	4,15	Doppler gelöst*
Probe A9	136.338	66,57	2,906	1.849	3,24	
Probe A10	121.184	66,01	2,582	1.834	3,02	Probe gerutscht*
Probe A11	131.537	61,89	2,183	1.719	2,82	
Probe A12	118.791	65,77	2,719	1.827	3,01	Probe gerutscht*
Probe A13	122.818	65,40	3,138	1.817	3,54	Probe gerutscht*
Probe A14	130.367	70,59	2,975	1.961	3,46	Probe gerutscht*
Mittelwert	125.707	63,74	2,63	1770,49	3,05	
Standardabw.	6.146	3,35	0,48	92,94	0,43	

* nicht in Mittelwerten berücksichtigt

- Prüferserie B

Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe B1				777	0,00	Fehlmessung*
Probe B2	114.749	61,43	3,993	1.706	4,34	
Probe B3		68,23	4,809	1.895	5,12	Fehlmessung*
Probe B4		76,16	4,221	2.115	0,00	ohne Vorkraft*
Probe B5		69,06	3,745	1.918	0,00	ohne Vorkraft*
Probe B6	122.729	55,86	2,539	1.552	3,13	
Probe B7	121.643	71,22	3,773	1.978	0,00	Probe gerutscht*
Probe B8	125.765	73,43	3,481	2.040	3,76	
Probe B9	119.451	73,12	3,148	2.031	3,53	
Probe B10	112.743	51,05	1,472	1.418	1,47	
Probe B11	126.069	66,55	3,413	1.849	3,48	
Probe B12	129.482	57,07	1,582	1.585	1,62	
Probe B13	123.619	60,94	2,035	1.692	2,77	
Probe B14	117.964	67,43	2,556	1.873	3,61	
Probe B15	124.894	65,03	2,750	1.807	2,80	
Mittelwert	122.436	63,19	2,70	1755,30	3,05	
Standardabw.	4.772	7,33	0,83	203,56	0,92	

* nicht in Mittelwerten berücksichtigt

- Prüfserie C

Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe C1	129.485	74,42	3,477	2.067	4,52	
Probe C2	123.905	61,49	2,602	1.708	2,88	
Probe C3	124.717	64,59	2,606	1.794	3,18	
Probe C4	132.056	70,46	3,154	1.957	3,52	
Probe C5	115.495	62,23	2,625	1.729	3,06	
Probe C6	128.697	68,05	2,743	1.890	3,48	
Probe C7	121.757	67,42	2,321	1.873	2,75	
Probe C8	134.003	67,50	2,573	1.875	3,19	
Probe C9	128.778	64,83	1,865	1.801	2,08	
Probe C10	109.596	65,97	2,290	1.833	3,08	
Probe C11	128.513	70,71	3,004	1.964	3,44	
Probe C12	116.698	65,24	2,545	1.812	2,74	
Probe C13	122.875	71,35	2,730	1.982	2,93	
Probe C14	122.077	70,34	3,125	1.954	3,28	
Probe C15	115.057	66,80	3,370	1.855	3,72	
Mittelwert	123.581	67,43	2,74	1872,95	3,19	
Standardabw.	6.976	3,56	0,43	98,90	0,54	

- Prüfserie D

Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe D1	-	-	-	-	-	Beim Spannen gebrochen*
Probe D2	228.739	23,72	0,304	632	0,30	
Probe D3	-	1,68	0,104	-	-	Beim Spannen gebrochen*
Probe D4	252.001	34,17	0,357	911	0,00	Probe gerutscht*
Probe D5	234.853	35,93	0,397	958	0,40	
Probe D6	254.155	30,45	0,320	812	0,32	
Probe D7	250.131	34,44	0,370	918	0,37	
Probe D8	259.799	36,27	0,381	967	0,38	
Probe D9	233.435	29,55	0,340	788	0,34	
Probe D10	249.603	34,28	0,362	914	-	Probe gerutscht*
Probe D11	269.871	35,00	0,354	933	-	Probe gerutscht*
Probe D12	246.559	33,96	0,355	906	0,36	
Probe D13	249.175	37,61	0,402	1003	-	Probe gerutscht*
Probe D14	-	-	-	-	-	Beim Spannen gebrochen*
Probe D15	252.619	31,96	0,351	852	0,35	
Probe D16	257.130	31,83	0,336	849	-	Probe gerutscht*
Mittelwert	249.082	32,04	0,352	854,27	0,353	
Standardabw.	11.282	4,15	0,031	110,62	0,032	

* nicht in Mittelwerten berücksichtigt

7 Fazit und Ausblick

- Prüferserie E

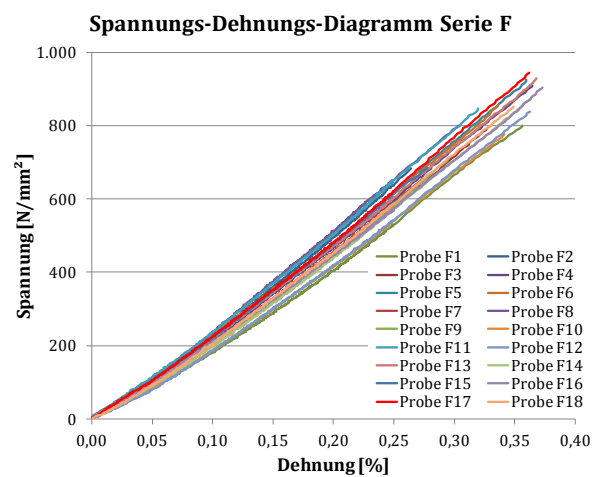
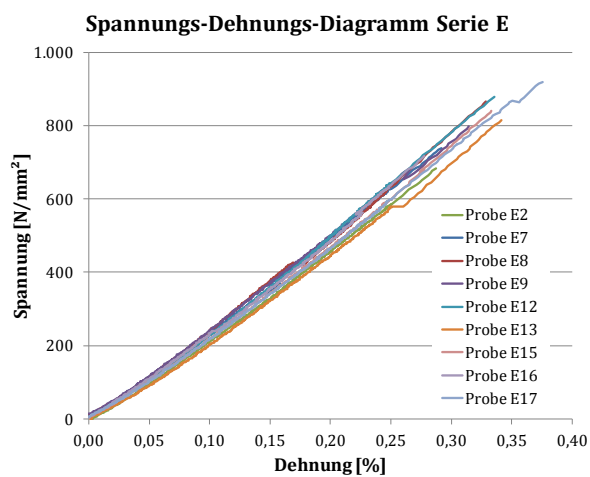
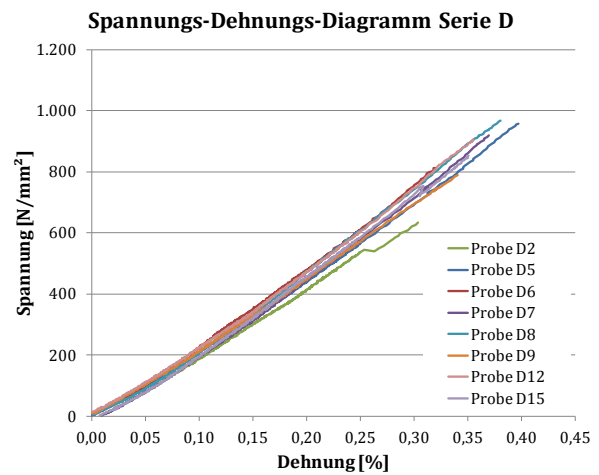
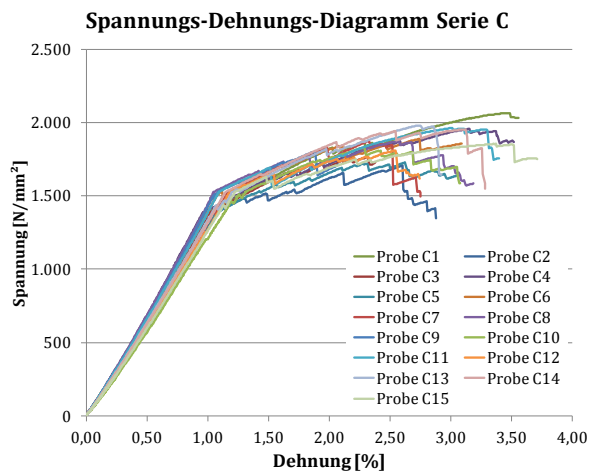
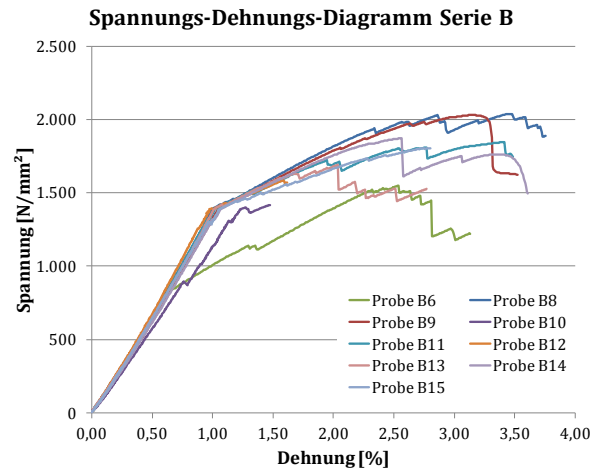
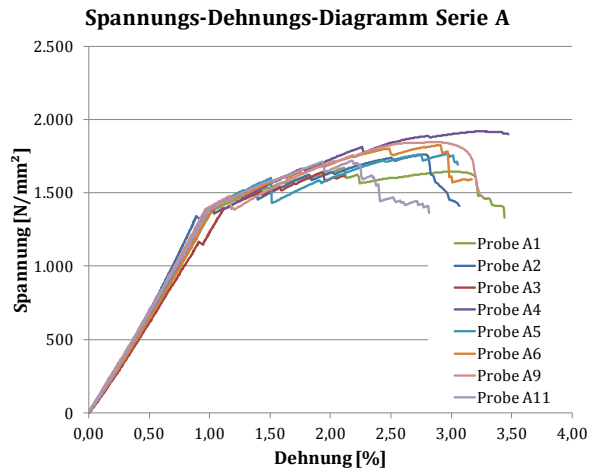
Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe E1	263.410	33,78	0,342	901	0,342	
Probe E2	245.154	25,61	0,287	683	0,287	
Probe E3 -1	257.802	31,83	0,326	849	0,326	Probe gerutscht*
Probe E3-2	197.626	23,78	0,351	881	0,351	
Probe E4-1	255.805	33,03	0,350	-	0,350	Probe gerutscht*
Probe E5	137.884	25,45	0,365	679	0,365	Fehlmessung*
Probe E6	249.705	29,48	0,362	786	0,362	
Probe E7	256.574	27,72	0,292	739	0,292	
Probe E8	259.859	32,51	0,329	867	0,329	
Probe E9	262.329	29,97	0,315	799	0,315	
Probe E10	224.496	31,53	0,391	841	0,391	
Probe E11	193.571	28,57	0,369	762	0,369	Fehlmessung*
Probe E12	268.777	32,98	0,336	880	0,336	
Probe E13	243.744	31,29	0,342	834	0,342	
Probe E14	254.656	26,92	0,295	718	0,295	
Probe E15	247.113	31,54	0,333	841	0,333	
Probe E16	263.977	26,91	0,278	718	0,278	
Probe E17	247.452	34,50	0,376	920	0,376	
Probe E18	257.532	34,92	0,362	931	0,362	
Mittelwert	253.649	30,341	0,33360	809,101	0,334	
Standardabw.	10.671	3,197	0,035	85,263	0,035	

* nicht in Mittelwerten berücksichtigt

- Prüferserie F

Probe	E-Modul	Fmax	Dehnung bei Fmax	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Bemerkung
	N/mm ²	kN	%	N/mm ²	%	
Probe F1	222.294	30,05	0,357	801	0,357	
Probe F2	263.634	25,60	0,264	683	0,264	
Probe F3	234.976	29,77	0,328	794	0,328	
Probe F4	250.971	34,12	0,365	910	0,365	
Probe F5	255.466	34,70	0,359	925	0,359	
Probe F6	253.163	32,09	0,336	856	0,336	
Probe F7	250.351	24,62	0,274	657	0,274	
Probe F8	272.972	30,00	0,303	800	0,303	
Probe F9	244.117	26,40	0,294	704	0,294	
Probe F10	227.906	29,15	0,341	777	0,341	
Probe F11	269.440	31,75	0,320	847	0,320	
Probe F12	230.796	31,47	0,363	839	0,363	
Probe F13	250.843	34,88	0,368	930	0,368	
Probe F14	241.416	32,73	0,363	873	0,363	
Probe F15	256.614	25,72	0,278	686	0,278	
Probe F16	236.328	33,96	0,373	906	0,373	
Probe F17	259.120	35,40	0,362	944	0,362	
Probe F18	246.716	31,89	0,349	850	0,349	
Mittelwert	248.174	30,79	0,33319	821,19	0,333	
Standardabw.	14.051	3,41	0,036	90,85	0,036	

- Spannungs-Dehnungs-Diagramme aller Prüfserien



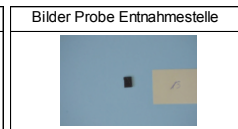
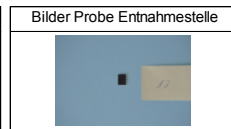
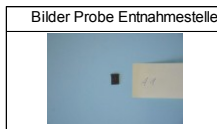
B.2 Prüfergebnisse Spanplatten

	E-Modul	F Max
	N/mm ²	N
Probe 1	2.592,59	2.004,17
Probe 2	2.626,05	1.962,42
Probe 3	2.654,19	1.872,48
Probe 4	2.558,13	1.933,52
Probe 5	2.650,17	2.013,19
Probe 6	2.650,42	1.496,53
Probe 7	2.510,12	1.441,49
Probe 8	2.581,19	1.427,36
Probe 9	2.626,29	1.447,67
Probe 10	2.518,59	1.438,62
Mittelwert	2.597	1.704

C Faservolumengehalte

Probenserie A

Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie A
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +/- 10°C



Probe C0-1-1[CFK]				Probe C0-1-2[CFK]				Probe C0-1-3[CFK]			
m ₁	0,5693	ρ _w	0,9970	m ₁	0,564	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5577	ρ _w	0,9970
m ₂	30,5226	ρ _c [g/cm ³]	1,50	m ₂	29,8918	ρ _c [g/cm ³]	1,50	m ₂	30,1322	ρ _c [g/cm ³]	1,50
m ₃	30,8941	m ₅	0,372	m ₃	30,2551	m ₅	0,363	m ₃	30,488	m ₅	0,356
m ₄	0,1898	m ₆	0,198	m ₄	0,1895	m ₆	0,201	m ₄	0,1872	m ₆	0,202
l ₁ [cm]		W _F [%]	65,3	l ₁ [cm]		W _F [%]	64,4	l ₁ [cm]		W _F [%]	63,8
l ₂ [cm]		W _r [%]	34,7	l ₂ [cm]		W _r [%]	35,6	l ₂ [cm]		W _r [%]	36,2
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	1,28	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,50	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,26
ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,38	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,38	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,37
		V _H	44,8			V _H	46,1			V _H	46,8
		V _I	53,9			V _I	53,4			V _I	52,9
		V _{Ges}	100,0			V _{Ges}	100,0			V _{Ges}	100,0

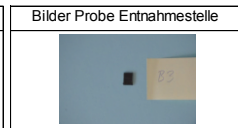
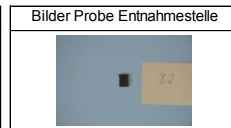
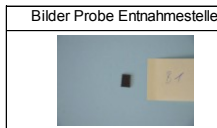
Mittelwert Fasermassenanteil	64%
Standardabweichung Fasermassenanteil	0,7318
Mittelwert Faservolumenanteil	53,4%
Standardabweichung Faservolumenanteil	0,51
Mittelwert Harzmassenanteil	36%
Standardabweichung Harzmassenanteil	0,7318

- m₁ = Masse Probekörper an der Luft
- m₂ = Masse Glastiegel
- m₃ = Masse Glastiegel und Fasern nach nasschemischem Verfahren
- m₄ = Masse Probekörper in Wasser
- m₅ = Masse Fasern nach nasschemischem Verfahren
- m₆ = Masse Harz
- ρ_c = Dichte Probekörper
- ρ_F = Dichte Fasern vom Hersteller angegeben
- W_F = Fasermassenanteil in %
- V_I = Faservolumenanteil in %
- V_r = Harzmassenanteil in %

- ρ_H = Harzdichte vom Hersteller angegeben
- l₁ = Länge in cm
- l₂ = Breite in cm
- l₃ = Höhe in cm
- V_L = Porenanteil in %
- V_H = Volumenanteil Harz
- P_{P gemessen} = Porenanteil Probe gemessen [%]
- P_{P gewogen} = Porenanteil Probe über Dichtwaage bestimmt [%]
- V_P = Volumen Probekörper gemessen
- V_P = Volumen Probekörper gewogen über Dichtwaage

Probenserie B

Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie B
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +/- 10°C

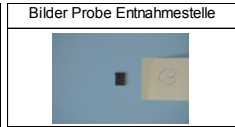
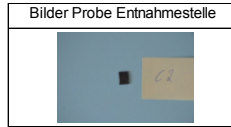
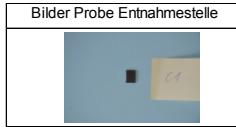


Probe C0-1-1[CFK]				Probe C0-1-2[CFK]				Probe C0-1-3[CFK]			
m ₁	0,555	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5627	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5694	ρ _w	0,9970
m ₂	30,6183	ρ _c [g/cm ³]	1,47	m ₂	30,0975	ρ _c [g/cm ³]	1,49	m ₂	29,634	ρ _c [g/cm ³]	1,49
m ₃	30,9709	m ₅	0,353	m ₃	30,4571	m ₅	0,360	m ₃	29,997	m ₅	0,363
m ₄	0,1786	m ₆	0,202	m ₄	0,1871	m ₆	0,203	m ₄	0,1892	m ₆	0,206
l ₁ [cm]		W _F [%]	63,5	l ₁ [cm]		W _F [%]	63,9	l ₁ [cm]		W _F [%]	63,8
l ₂ [cm]		W _r [%]	36,5	l ₂ [cm]		W _r [%]	36,1	l ₂ [cm]		W _r [%]	36,2
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	1,78	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,38	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,34
ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,38	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,38	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,38
		V _H	46,6			V _H	46,9			V _H	47,1
		V _I	51,6			V _I	52,7			V _I	52,6
		V _{Ges}	100,0			V _{Ges}	100,0			V _{Ges}	100,0

Mittelwert Fasermassenanteil	64%
Standardabweichung Fasermassenanteil	0,1883
Mittelwert Faservolumenanteil	52,3%
Standardabweichung Faservolumenanteil	0,62
Mittelwert Harzmassenanteil	36%
Standardabweichung Harzmassenanteil	0,1883

Probenserie C

Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie C
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +10°C

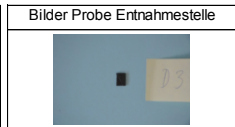
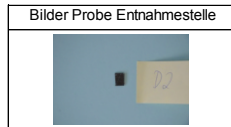
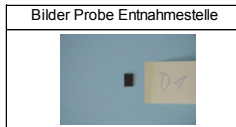


Probe C0-1-1[CFK]				Probe C0-1-2[CFK]				Probe C0-1-3[CFK]			
m ₁	0,5391	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5621	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5591	ρ _w	0,9970
m ₂	30,4554	ρ _c [g/cm ³]	1,49	m ₂	29,9232	ρ _c [g/cm ³]	1,51	m ₂	30,8311	ρ _c [g/cm ³]	1,51
m ₃	30,7992	m ₅	0,344	m ₃	30,2924	m ₅	0,369	m ₃	31,1991	m ₅	0,368
m ₄	0,1785	m ₆	0,195	m ₄	0,191	m ₆	0,193	m ₄	0,1893	m ₆	0,191
l ₁ [cm]		W _F [%]	63,8	l ₁ [cm]		W _F [%]	65,7	l ₁ [cm]		W _F [%]	65,8
l ₂ [cm]		W _r [%]	36,2	l ₂ [cm]		W _r [%]	34,3	l ₂ [cm]		W _r [%]	34,2
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,52	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,13	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,38
ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,36	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,37	ρ _F	1,81	V _{P gewogen}	0,37
		V _H	47,0			V _H	45,1			V _H	44,8
		V _I	52,5			V _I	54,8			V _I	54,8
		V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0

Mittelwert Fasermassenanteil	65%
Standardabweichung Fasermassenanteil	1,1442
Mittelwert Faservolumenanteil	54,0%
Standardabweichung Faservolumenanteil	1,32
Mittelwert Harzmassenanteil	35%
Standardabweichung Harzmassenanteil	1,1442

Probenserie D

Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie D
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +10°C

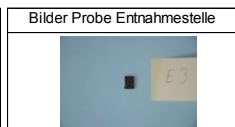
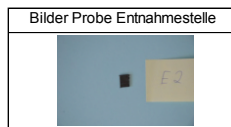
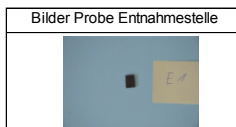


Probe C0-1-1[CFK]				Probe C0-1-2[CFK]				Probe C0-1-3[CFK]			
m ₁	0,5599	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5623	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5664	ρ _w	0,9970
m ₂	30,3033	ρ _c [g/cm ³]	1,56	m ₂	30,0125	ρ _c [g/cm ³]	1,56	m ₂	30,34	ρ _c [g/cm ³]	1,57
m ₃	30,619	m ₅	0,316	m ₃	30,335	m ₅	0,323	m ₃	30,6753	m ₅	0,335
m ₄	0,2015	m ₆	0,244	m ₄	0,2033	m ₆	0,240	m ₄	0,2057	m ₆	0,231
l ₁ [cm]		W _F [%]	56,4	l ₁ [cm]		W _F [%]	57,4	l ₁ [cm]		W _F [%]	59,2
l ₂ [cm]		W _r [%]	43,6	l ₂ [cm]		W _r [%]	42,6	l ₂ [cm]		W _r [%]	40,8
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,01	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,34	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	1,21
ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,16	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,36	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,36	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,36
		V _H	58,6			V _H	57,4			V _H	55,1
		V _I	41,4			V _I	42,2			V _I	43,7
		V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0

Mittelwert Fasermassenanteil	58%
Standardabweichung Fasermassenanteil	1,4292
Mittelwert Faservolumenanteil	42,5%
Standardabweichung Faservolumenanteil	1,16
Mittelwert Harzmassenanteil	42%
Standardabweichung Harzmassenanteil	1,4292

Probenserie E

Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie E
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +10°C

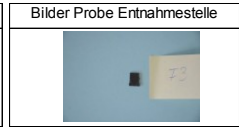
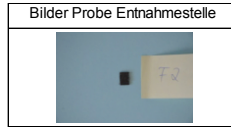
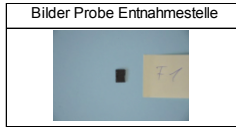


Probe C0-1-1[CFK]				Probe C0-1-2[CFK]				Probe C0-1-3[CFK]			
m ₁	0,53	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5357	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5318	ρ _w	0,9970
m ₂	29,9449	ρ _c [g/cm ³]	1,53	m ₂	29,9538	ρ _c [g/cm ³]	1,55	m ₂	30,0177	ρ _c [g/cm ³]	1,55
m ₃	30,2384	m ₅	0,293	m ₃	30,2594	m ₅	0,306	m ₃	30,3164	m ₅	0,299
m ₄	0,185	m ₆	0,237	m ₄	0,1903	m ₆	0,230	m ₄	0,1889	m ₆	0,233
l ₁ [cm]		W _F [%]	55,4	l ₁ [cm]		W _F [%]	57,0	l ₁ [cm]		W _F [%]	56,2
l ₂ [cm]		W _r [%]	44,6	l ₂ [cm]		W _r [%]	43,0	l ₂ [cm]		W _r [%]	43,8
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,56	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,63	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,09
ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,35	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,35	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,34
		V _H	59,4			V _H	57,8			V _H	58,9
		V _I	40,0			V _I	41,6			V _I	41,0
		V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0

Mittelwert Fasermassenanteil	56%
Standardabweichung Fasermassenanteil	0,8351
Mittelwert Faservolumenanteil	40,9%
Standardabweichung Faservolumenanteil	0,81
Mittelwert Harzmassenanteil	44%
Standardabweichung Harzmassenanteil	0,8351

Probenserie F

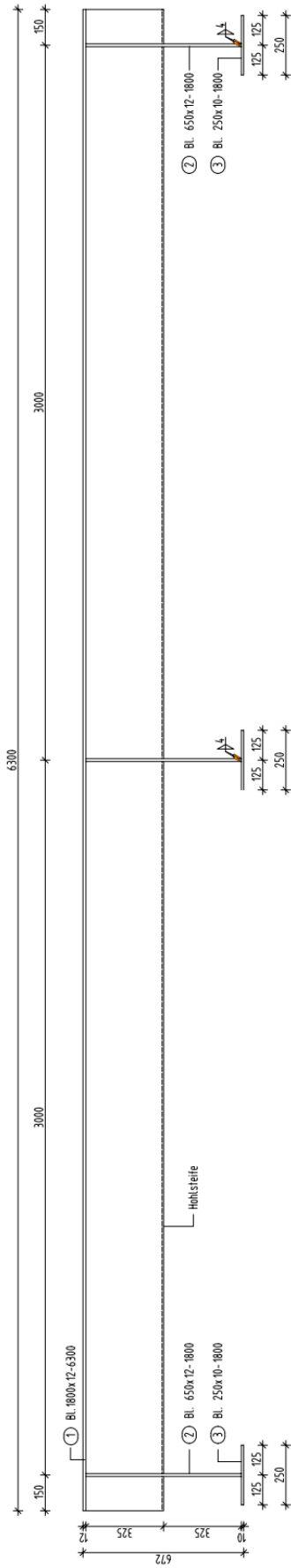
Prüfer	SVW
Datum:	09.07.2015
Auftraggeber	Max Fechner
Norm	DIN EN 2564
Probenbezeichnung	Probenserie F
Probenform	Platte
Probenentnahmeverfahren	Sägen
Chemische Zersetzungssubstanz	Peroxomonoschwefelsäure
Trockentemperatur [°C]	105°C
Trockenzeit [h]	12h
Temperatur Chemische Substanz [°C]	160°C +10°C



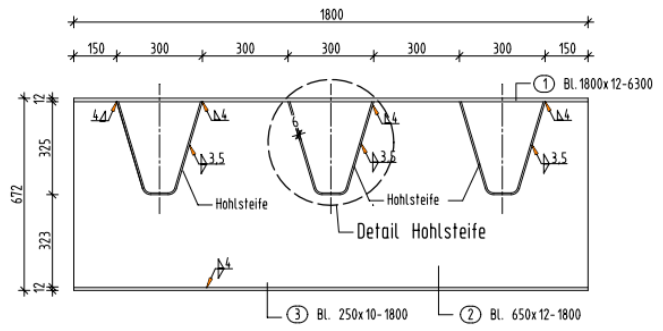
Mittelwert Fasermassenanteil	56%
Standardabweichung Fasermassenanteil	1,1679
Mittelwert Faservolumenanteil	40,3%
Standardabweichung Faservolumenanteil	0,87
Mittelwert Harzmassenanteil	44%
Standardabweichung Harzmassenanteil	1,1679

Probe 1[CFK]				Probe 2[CFK]				Probe 3[CFK]			
m ₁	0,5947	ρ _w	0,9970	m ₁	0,5893	ρ _w	0,9970	m ₁	0,6038	ρ _w	0,9970
m ₂	30,278	ρ _c [g/cm ³]	1,53	m ₂	29,9032	ρ _c [g/cm ³]	1,54	m ₂	30,0166	ρ _c [g/cm ³]	1,53
m ₃	30,6012	m ₅	0,323	m ₃	30,2345	m ₅	0,331	m ₃	30,3577	m ₅	0,341
m ₄	0,2081	m ₆	0,272	m ₄	0,2075	m ₆	0,258	m ₄	0,2111	m ₆	0,263
l ₁ [cm]		W _F [%]	54,3	l ₁ [cm]		W _F [%]	56,2	l ₁ [cm]		W _F [%]	56,5
l ₂ [cm]		W _r [%]	45,7	l ₂ [cm]		W _r [%]	43,8	l ₂ [cm]		W _r [%]	43,5
l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!	l ₃ [cm]		P _{P gemessen}	#DIV/0!
T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,21	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	0,60	T _w [°C]	25	P _{P gewogen}	1,15
ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00	ρ _H	1,15	V _{P gemessen}	0,00
ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,39	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,38	ρ _F	2,12	V _{P gewogen}	0,39
		V _H	60,9			V _H	58,6			V _H	58,0
		V _F	39,3			V _F	40,8			V _F	40,9
		V _{ges}	100,4			V _{ges}	100,0			V _{ges}	100,0

Längsschnitt A-A M. 1:10



Querschnitt B-B M. 1:10



Darstellungen nicht maßstäblich

E Spannungsreduzierung und Lagenanzahl

Im Folgenden wird ergänzend aufgezeigt, wie sich die Spannungsreduzierung bzw. die erforderliche Menge von Kohlenstofffasern für jegliche Abmessungen von Trapezhohlsteifen ermitteln lassen. Diese Berechnung ist unabhängig vom statischen System, da sie ausschließlich mit Querschnittswerten geführt werden kann.

Ermittlung der Spannungsreduzierung in der Hohlsteife anhand der Fasermenge

Die Spannungsreduzierung wird mit den nachfolgend gegebenen Parametern ermittelt. In diesem Fall ist eine iterative Annäherung an den gewünschten Wert durch sukzessives Erhöhen der Lagenanzahl durchzuführen. Dabei wird auf folgende Eingangsparameter zurückgegriffen:

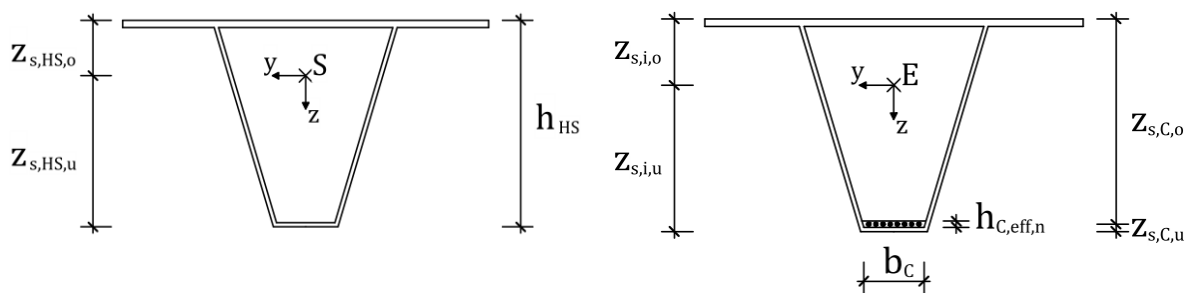


Abb. E-1: Definierte Parameter von unverstärkter und verstärkter Hohlsteife

Parameter der Hohlsteife:

h_{HS} – Höhe der Hohlsteife	t_{HS} – Blechdicke der Hohlsteife
A_{HS} – Flächeninhalt der Hohlsteifenbleche	$I_{y,HS}$ – Trägheitsmoment der Hohlsteife
$z_{s,HS,u}$ – Abstand Schwerpunkt der Hohlsteife von unten	E_{St} – E-Modul des Stahls

Parameter der Kohlenstofffasern:

$m_{A,C}$ – Flächengewicht des C-Faser-Geleges	ρ_C – Dichte der C-Faser
b_C – Breite des C-Faser-Geleges	E_C – E-Modul der C-Faser
$z_{s,C,u}$ – Abstand Schwerpunkt der C-Fasern von unten	n_L – Anzahl der Faserlagen

Die effektive Dicke aller C-Faser-Lagen $h_{C,eff,n}$ ergibt sich zu:

$$h_{C,eff,n} = n_L \cdot \frac{m_{A,C}}{\rho_C} \quad (7.1)$$

Mit dem Flächeninhalt des C-Faser-Pakets A_C und dem Verhältnis der E-Moduln lässt sich der ideale Flächeninhalt A_i bestimmen:

$$A_C = b_C \cdot h_{C,eff,n} \quad (7.2)$$

$$n = \frac{E_C}{E_{St}} \quad (7.3)$$

$$A_i = A_{HS} + n \cdot A_C \quad (7.4)$$

Das ideale Trägheitsmoment $I_{y,i}$ ergibt sich mithilfe des Abstandes $z_{s,i,u}$ des elastischen Zentrums von unten:

$$z_{s,i,u} = \frac{A_{HS} \cdot z_{s,HS,u} + n \cdot A_C \cdot z_{s,C,u}}{A_i} \quad (7.5)$$

mit

$$z_{s,C,u} = t_{HS} + h_{C,eff,n}/2 \quad (7.6)$$

$$I_{y,i} = I_{y,HS} + A_{HS} (z_{s,HS,u} - z_{s,i,u})^2 + n \left(\frac{b_C \cdot h_{C,eff,n}^3}{12} + A_C (z_{s,i,u} - z_{s,C,u})^2 \right) \quad (7.7)$$

Der zuvor bereits verwendete Wert der Spannungsreduzierung p_{red} folgt zu:

$$1 - \frac{\sigma_i}{\sigma_{HS}} = 1 - \frac{\frac{M}{I_{y,i}} \cdot z_{s,i,u}}{\frac{M}{I_{y,HS}} \cdot z_{s,HS,u}} \quad (7.8)$$

$$p_{red} = \left(1 - \frac{I_{y,HS} \cdot z_{s,i,u}}{I_{y,i} \cdot z_{s,HS,u}} \right) \cdot 100\% \quad (7.9)$$

Berechnung gemäß des verwendeten Beispiels in Kapitel 4

Eingangswerte:

$$h_{HS} = 33,7 \text{ cm}$$

$$b_C = 9,56 \text{ cm}$$

$$E_{St} = 210.000 \text{ N/mm}^2$$

$$t_{HS} = 6 \text{ mm}$$

$$m_{A,C} = 450 \text{ g/m}^2$$

$$E_C = 640.000 \text{ N/mm}^2$$

$$z_{s,HS,u} = 25,05 \text{ cm}$$

$$\rho_C = 2,12 \text{ g/cm}^3$$

(gemäß Faser II)

$$A_{HS} = 126 \text{ cm}^2$$

$$n_L = 10$$

$$I_{y,HS} = 16525 \text{ cm}^4$$

$$h_{C,eff,n} = 10 \cdot \frac{0,045 \frac{\text{g}}{\text{cm}^2}}{2,12 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}} = 0,21 \text{ cm}$$

$$A_C = 9,56 \text{ cm} \cdot 0,21 \text{ cm} = 2,01 \text{ cm}^2$$

$$n = \frac{640.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{210.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}} = 3,05$$

$$A_i = 126 \text{ cm}^2 + 3,05 \cdot 2,01 \text{ cm}^2 = 132,13 \text{ cm}^2$$

$$z_{s,C,u} = 0,60 \text{ cm} + \frac{0,21 \text{ cm}}{2} = 0,705 \text{ cm}$$

$$z_{s,i,u} = \frac{126 \text{ cm}^2 \cdot 25,05 \text{ cm} + 3,05 \cdot 2,01 \text{ cm}^2 \cdot 0,705 \text{ cm}}{132,13 \text{ cm}^2} = 23,92 \text{ cm}$$

$$I_{y,i} = 16.525 \text{ cm}^4 + 126 \text{ cm}^2 \cdot (25,05 \text{ cm} - 23,92 \text{ cm})^2 + 3,05 \cdot \left(\frac{9,56 \text{ cm} \cdot (0,21 \text{ cm})^3}{12} + 2,01 \text{ cm}^2 \cdot (23,92 \text{ cm} - 0,705 \text{ cm})^2 \right) = 19.990 \text{ cm}^4$$

Sollwert der Spannungsreduzierung bei voll ausnutzbarem Faser-E-Modul:

$$p_{red} = \left(1 - \frac{16.525 \text{ cm}^4 \cdot 23,92 \text{ cm}}{19.990 \text{ cm}^4 \cdot 25,05 \text{ cm}} \right) \cdot 100\% = 21,06 \%$$

Ermittlung der erforderlichen Lagenanzahl

Die direkte Berechnung der erforderlichen Anzahl an Lagen bei einem gegebenen Soll-Wert der Spannungsreduzierung p_{red} ist ebenfalls möglich, aber mit erhöhtem Aufwand verbunden, da es keine explizite Lösung gibt. Es muss aus dem erforderlichen, ideellen Widerstandsmoment $W_{y,i}$ die effektive Schichtdicke $h_{C,eff,n}$ bestimmt werden:

$$\text{erf } W_{y,i} = \frac{I_{y,i}}{z_{s,i,u}} = \frac{I_{y,HS}}{(1-p) \cdot z_{s,HS,u}} \quad (7.10)$$

Durch Einsetzen der zu Beginn beschriebenen Gleichungen für $I_{y,i}$ und $z_{s,i,u}$ erhält man:

$$\text{erf } W_{y,i} = \frac{A_i \left(I_{y,HS} + A_{HS} (z_{s,HS,u} - \alpha_1)^2 + n \left(\frac{b_c \cdot h_{C,eff,n}^3}{12} + A_C \left(\frac{h_{C,eff,n}}{2} + t_{HS} - \alpha_1 \right)^2 \right) \right)}{\alpha_2} \quad (7.11)$$

mit

$$\alpha_1 = \frac{\alpha_2}{A_i} \quad (7.12)$$

$$\alpha_2 = A_{HS} \cdot z_{s,HS,u} + A_C \cdot n \left(\frac{h_{C,eff,n}}{2} + t_{HS} \right) \quad (7.13)$$

Das Auflösen nach $h_{C,eff,n}$ liefert keine explizite Lösung, sondern nur eine Funktion 4. Ordnung, deren Nullstellen Teil einer solchen sind. Diese Funktion ergibt sich zu:

$$\begin{aligned} f(x) = & b_c^2 n^2 z_{s,HS,u} (p-1) x^4 + 4 \beta (p-1) x^3 \\ & + 12 \beta (p t_{HS} - p z_{s,HS,u} - t_{HS} + z_{s,HS,u}) x^2 + 6 I_{y,HS} b_c n x^2 \\ & + 24 \beta t_{HS} z_{s,HS,u} (1-p) x + 12 \beta t_{HS}^2 (p-1) x + 12 \beta \frac{I_{y,HS}}{A_{HS}} (p-1) x \\ & + 12 \beta z_{s,HS,u}^2 (p-1) x + 12 I_{y,HS} b_c n t_{HS} x + 12 A_{HS} I_{y,HS} p z_{s,HS,u} \end{aligned} \quad (7.14)$$

mit

$$\beta = A_{HS} \cdot n \cdot b_c \cdot z_{s,HS,u} \quad (7.15)$$

Durch Einsetzen der bekannten Parameter und Auswerten der sich ergebenden Gleichung

$$f(x) = 0 = a x^4 + b x^3 + c x^2 + d x + e \quad (7.16)$$

können die Nullstellen gefunden werden, von denen eine dem Wert $h_{C,eff,n}$ entspricht. Die Anzahl der erforderlichen Lagen ergibt sich dann zu:

$$n_L = \frac{h_{C,eff,n} \cdot \rho_C}{m_{A,C}} \quad (7.17)$$