

Auslegung von Verstärkungen ermüdungsgeschädigter Stahlbauteile mit aufgeklebten Faserverbundwerkstoffen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Yann J. Kasper

aus Boppard

Tag der mündlichen Prüfung: 25.11.2022

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Alexander Stark

Karlsruhe (2023)

Kurzfassung

Aus den von der Bundesanstalt für Straßenwesen veröffentlichten Zustandsnoten lässt sich ein erheblicher Sanierungsbedarf deutscher Straßenbrücken ableiten. Das Aufkleben von CFK-Lamellen stellt eine leistungsfähige Verstärkungsmethode zur Erhöhung der Restlebensdauer ermüdungsrissgeschädigter Stahlbrückenbauteile dar. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen zum Rissfortschrittsverhalten in Stahlblechen unter zyklischer Beanspruchung, welche mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden, sowie zum Trag- und Versagensverhalten geklebter CFK-Stahl-Überlappverbindungen durchgeführt. Die klebtechnische Verstärkung durch CFK-Lamellen weist viele Nachteile üblicher Verstärkungsmethoden nicht auf. Die Entwicklung und Validierung eines ingenieurmäßigen Verfahrens zur Abschätzung der Fortschrittsgeschwindigkeit von Ermüdungsrissen in mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkten Stahlbauteilen ist ein wesentlicher Schritt zur Umsetzung der Verstärkungsmaßnahme in der Praxis und stellt den Kern dieser Arbeit dar.

Auf Grundlage anwendungsspezifischer Randbedingungen des Stahlbrückenbaus werden zwei Epoxidharzklebstoffe und eine CFK-Lamelle für die experimentellen Untersuchungen ausgewählt und zunächst anhand von standardisierten Versuchen hinsichtlich ihres Verformungs- und Versagensverhaltens charakterisiert. In quasi-statischen Versuchen und Dauerschwingversuchen an zweischnitigen, geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindungen wird das Trag- und Versagensverhalten unter anwendungsnahen Beanspruchungszuständen untersucht. Anhand der Versuchsergebnisse wird ein Verbundspannungs-Schlupf-Modell zur Abschätzung der statischen Verbindungstragfähigkeit verifiziert sowie Wöhlerlinien zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der CFK-Stahl-Verbindung abgeleitet.

In Dauerschwingversuchen an Stahlblechen mit zentrischem Innenriss, die mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden, werden der Einfluss der Lamellenvorspannung, des Lastniveaus, des Klebstoffs sowie einer ein- oder beidseitigen Lamellenapplikation auf die Restlebensdauer untersucht. Die Versuchsergebnisse

zeigen die hohe Leistungsfähigkeit der geklebten Verstärkung auf und werden zur Validierung einer entwickelten, numerischen Methodik zur Rissfortschrittsberechnung herangezogen.

Im Rahmen einer numerischen Parameterstudie wird der Einfluss geometrischer und werkstofflicher Parameter auf die Wirksamkeit der CFK-Verstärkung quantifiziert. Anhand der Untersuchungsergebnisse wird abschließend ein ingenieurmäßiges Verfahren zur Abschätzung der Restlebensdauer CFK-verstärkter Stahlbleche auf Grundlage eines bruchmechanischen Berechnungsansatzes mit Modifikationsfaktoren entwickelt und validiert. Die Gegenüberstellung mit Versuchsergebnissen zeigt, dass die Restlebensdauer mit dem ingenieurmäßigen Berechnungsverfahren zuverlässig prognostiziert wird.

Abstract

From the condition grades published by the Federal Highway Research Institute, a considerable need for rehabilitation of German road bridges can be deduced. The adhesive bonding of CFRP lamellas is a powerful reinforcement method for increasing the remaining service life of steel bridge components damaged by fatigue cracking. Within the scope of the present work, extensive experimental and numerical investigations are carried out on the crack propagation behaviour in steel plates under cyclic loading, which have been reinforced with adhesively bonded CFRP lamellas, as well as on the load-bearing and failure behaviour of CFRP-steel double-lap joints. The reinforcement with bonded CFRP lamellas does not show disadvantages of common reinforcement methods. The development and validation of an engineering procedure for estimating the fatigue crack propagation rate in steel components reinforced with bonded CFRP lamellas is an essential step to the implementation of the strengthening measure in practice and represents the core of the work.

Based on application-specific boundary conditions of steel bridge construction, two epoxy-based adhesives and one CFRP lamella are selected for the experimental investigations and characterised with regard to their load-bearing and deformation behaviour using standardised tests. In quasi-static tests and fatigue tests on CFRP-steel double-lap joints, the load-bearing and failure behaviour under near-application loading conditions is investigated. Based on the test results, a bond-slip model for estimating the static joint load-bearing capacity is verified and Woehler lines are derived for estimating the fatigue strength of the CFRP-steel joint.

With the help of fatigue tests on steel plates with a central crack, which were reinforced with bonded CFRP lamellas, the influence of the lamella pretension, the load level, the adhesive and a one-sided or two-sided lamella application on the remaining service life is investigated. The test results show the high performance of the bonded reinforcement and are used to validate a developed numerical procedure for crack propagation calculation.

Within the framework of a numerical parameter study, the influence of geometric, and material parameters on the effectiveness of the CFRP reinforcement is quantified. Based on the results of the study, an engineering procedure for estimating the remaining service life of CFRP-reinforced steel plates is developed and validated on the basis of a fracture mechanics calculation approach with modification factors. The comparison with test results shows that the remaining service life can be reliably predicted with the engineering calculation method.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Formelzeichen und Abkürzungen	ix
1 Einleitung	1
1.1 Ausgangssituation.....	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung	3
1.3 Vorgehen und Aufbau der Arbeit	4
2 Grundlagen	7
2.1 Ermüdung von Stahlbauteilen.....	7
2.1.1 Allgemeines.....	7
2.1.2 Rissspitzenbeanspruchung	9
2.1.3 Beschreibung des Rissfortschritts	11
2.1.4 Ersatzmodelle zur bruchmechanischen Analyse	15
2.1.5 Dauerschwingversuche	18
2.2 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe	20
2.2.1 Aufbau und Materialien.....	21
2.2.2 Versagensarten in unidirektional verstärkten Schichten	22
2.2.3 Weitere Verarbeitungsformen der Fasern	23
2.2.4 Kriechen und Ermüdung von CFK.....	24
2.3 Klebverbindungen.....	24
2.3.1 Grundlagen	24
2.3.2 Versagensarten	26
2.3.3 Epoxidharzklebstoffe.....	28
2.3.4 Ermüdung von Polymeren	31
2.4 Analyse des Tragverhaltens geklebter CFK-Stahl- Überlappverbindungen	32
2.4.1 Spannungsbasierte Ansätze	32
2.4.2 Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen.....	35

2.4.3	Beurteilung der Tragfähigkeit	38
2.5	Bauteilverstärkung mit CFK-Werkstoffen	41
2.5.1	CFK-Verstärkung in der Luftfahrttechnik	41
2.5.2	CFK-Verstärkung im Stahlbetonbau	44
2.5.3	CFK-Verstärkung im Stahlbau	45
2.6	Verstärkung ermüdungsrissegeschädigter Stahlbauteile mit CFK-Lamellen	49
2.6.1	Globale und lokale Verstärkung	49
2.6.2	Experimentelle und numerische Untersuchungen an gekerbten Bauteilen	52
2.6.3	Vereinfachte Berechnungsansätze zur Abschätzung des SIF und der Restlebensdauer verstärkter Bauteile	64
3	Konstruktive Randbedingungen.....	69
3.1	Zielsetzung und Vorgehen.....	69
3.2	Anwendungsvoraussetzungen der CFK-Verstärkung.....	69
3.3	Auswahl geeigneter Schadensdetails	70
4	Beschreibung des Verstärkungskonzepts.....	77
4.1	Zielsetzung	77
4.2	Wirkprinzip.....	77
4.3	Vorteile der Klebverbindung	78
4.4	Werkstoffwahl	79
4.5	Vorgaben zur Ausführung.....	81
5	Experimentelle Untersuchungen auf Werkstoff- und Verbundebene	83
5.1	Zielsetzung und Vorgehen.....	83
5.2	Auswahl und Charakterisierung der Klebstoffe	83
5.2.1	Zugversuche an Substanzproben und dicken Zugscherproben	85
5.2.2	DMTA-Untersuchungen	89
5.3	Charakterisierung des Tragverhaltens der CFK-Stahl-Überlappverbindung	89
5.3.1	Zielsetzung und Vorgehen	89
5.3.2	Probekörpergeometrie und -herstellung.....	90

5.3.3	Spannungsanalyse zur Identifikation kritischer Beanspruchungsbereiche.....	93
5.3.4	Versuchsdurchführung	98
5.3.5	Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche	98
5.3.6	Auswertung der quasi-statischen Zugversuche - Validierung des Verbundansatzes.....	102
5.3.7	Ergebnisse der Dauerschwingversuche	103
5.3.8	Auswertung der Dauerschwingversuche	106
5.3.9	Zusammenfassung	108
6	Rissfortschrittsversuche an verstärkten Bauteilen	109
6.1	Zielsetzung und Vorgehen.....	109
6.2	Probekörper.....	109
6.3	Versuchsprogramm.....	111
6.4	Versuchsdurchführung.....	113
6.5	Klebtechnische Verstärkung der angerissenen Probekörper mit CFK-Lamellen	116
6.5.1	Vorspannvorrichtung zur Applikation vorgespannter CFK-Lamellen.....	116
6.5.2	Fertigungsprozess der geklebten Verstärkung	118
6.6	Versuchsauswertung und -ergebnisse.....	120
6.6.1	Vorgehen zur Bestimmung der Restlebensdauer	120
6.6.2	Ergebnisse	122
6.6.3	Diskussion	126
6.6.4	Zusammenfassung	135
7	Entwicklung eines numerischen Berechnungsverfahrens	137
7.1	Zielsetzung und Vorgehen.....	137
7.2	Numerisches Modell und Berechnungsmethode.....	137
7.2.1	Modellbildung und SIF-Bestimmung.....	137
7.2.2	Verfahren zur Bestimmung der Restlebensdauer.....	142
7.3	Validierung der numerischen Berechnungsmethode.....	151
7.3.1	Ergebnisse der numerischen Berechnungen.....	151
7.3.2	Ermüdungswiderstand der Klebverbindung.....	153
7.3.3	Validierung - Unverstärkte Referenzproben	154
7.3.4	Validierung - Verstärkte Proben	156

7.3.5	Zusammenfassung	163
8	Ableitung eines ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens	165
8.1	Zielsetzung	165
8.2	Vorgehen	165
8.3	Bruchmechanischer Ansatz mit Modifikationsfaktoren	166
8.3.1	Einfluss der CFK-Verstärkung auf risstreibende Beanspruchungsgrößen.....	166
8.3.2	Einfluss von Schweißzugspannungen.....	170
8.4	Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse	172
8.4.1	Parameterwahl.....	173
8.4.2	Ergebnisse und Diskussion der Parameterstudie - Abminderungsfaktor n_c	175
8.4.3	Ergebnisse und Diskussion der Parameterstudie - Formfaktor F_{pK}	187
8.4.4	Sensitivitätsanalyse	199
8.4.5	Zusammenfassung	203
8.5	Dimensionsanalyse für ausgewählte Rissprobleme	205
8.5.1	Zielsetzung und Vorgehen	205
8.5.2	Bilden dimensionsloser Parameter	206
8.5.3	Ergebnisse und Diskussion der Regressionsanalysen ...	208
8.6	Validierung mithilfe von Versuchsergebnissen	214
8.7	Zusammenfassung	216
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	221
9.1	Zusammenfassung	221
9.2	Ausblick	225
	Literaturverzeichnis.....	227
A.	Anhang.....	247

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

A_c	[mm ²]	Bruttoquerschnittfläche CFK-Lamelle
A_s	[mm ²]	Bruttoquerschnittfläche Stahlblech
C	[mm·(N/mm ^{3/2}) ^{-m}]	Paris-Faktor
C_0	[mm·(N/mm ^{3/2}) ^{-m}]	Paris-Faktor für $R = 0$
C_E	[mm·(N/mm ^{3/2}) ^{1-mE}]	Faktor der Erdogan/Ratwani Gleichung
E	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul
E_a	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul Klebstoff
E_c	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul CFK-Lamelle in Längsrichtung
E_s	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul Stahl
F	[kN]	Kraft
F_a	[kN]	Lastamplitude
F_{tb}	[kN]	Verbundbruchkraft
$F_{tb,m}$	[kN]	Mittlere Verbundbruchkraft einer Prüfreihe
$F_{tb,xia}$	[kN]	Verbundbruchkraft nach (Xia/Teng 2005)
F_m	[kN]	Mittellast
F_{max}	[kN]	Maximale Kraft
F_o	[kN]	Oberlast
F_p^K	[-]	Formfaktor SIF für Vorspannungseinfluss

$F_p^{cal,K}$	[-]	Prognostizierter Formfaktor SIF für Vorspannungseinfluss
$F_p^{num,K}$	[-]	Numer. berechneter Formfaktor SIF für Vorspannungseinfluss
F_u	[kN]	Unterlast
G_a	[N/mm ²]	Schubmodul Klebstoff
G_f	[J]	Bruchenergie
H	[mm]	Probenhöhe
L_E	[mm]	Kantenlänge Viertelpunktelement
K	[N/mm ^{3/2}]	Spannungsintensitätsfaktor
K_I	[N/mm ^{3/2}]	Spannungsintensitätsfaktor Rissöffnungsart I
K_{Ic}	[N/mm ^{3/2}]	Bruchzähigkeit (EDZ)
$K_{I,o}$	[N/mm ^{3/2}]	SIF infolge Oberlast
$K_{I,p}$	[N/mm ^{3/2}]	SIF infolge Nennvorspannkraft
$K_{I,u}$	[N/mm ^{3/2}]	SIF infolge Unterlast
K_I'	[N/mm ^{3/2}]	SIF des verstärkten Bauteils
$K_{I,o}'$	[N/mm ^{3/2}]	SIF des verstärkten Bauteils infolge Oberlast
$K_{I,u}'$	[N/mm ^{3/2}]	SIF des verstärkten Bauteils infolge Unterlast
K_I^0	[N/mm ^{3/2}]	SIF des unverstärkten Bauteils
$K_{I,o}^0$	[N/mm ^{3/2}]	SIF des unverstärkten Bauteils infolge Oberlast
$K_{I,u}^0$	[N/mm ^{3/2}]	SIF des unverstärkten Bauteils infolge Unterlast
K_I^{0+RS}	[N/mm ^{3/2}]	SIF infolge äußerer Belastung und Zugeigenspannung
K_I^{RS}	[N/mm ^{3/2}]	SIF infolge Zugeigenspannung

K_c	[N/mm ^{3/2}]	Bruchzähigkeit (ESZ)
K_{Lap}	[N/mm]	Verbindungssteifigkeit in Längsrichtung
$M10$	-	Zielgröße für einen bezogen auf den Neutralpunkt um 10 % geringeren Parameterwert
N	[-]	Lastwechselzahl
NP	-	Zielgröße für einen bestimmten Parameterwert (Neutralpunkt)
P	[kN]	Vorspannkraft
$P10$	-	Zielgröße für einen bezogen auf den Neutralpunkt um 10 % höheren Parameterwert
$P_{\ddot{u}}$	[%]	Überlebenswahrscheinlichkeit
P_{Vor}	[kN]	Vorspannkraft je Lamelle
$P_{Vor,ges}$	[kN]	Gesamtvorspannkraft einer Probe
R	[-]	Spannungsverhältnis
R_{eff}	[-]	Effektives Beanspruchungsverhältnis
R_{eH}	[N/mm ²]	Obere Streckgrenze Stahl
RLD_{cal}	[-]	Prognostizierte Restlebensdauer (95 %-Quantilwerte von n_c^K bzw. 5 %-Quantilwerte von F_p^K)
R_m	[N/mm ²]	Zugfestigkeit
R_N	[-]	Nennspannungsverhältnis infolge äußerer Belastung und Vorspannkraft
$R_{p0,2}$	[N/mm ²]	Spannung bei 0,2 % Dehnung
S_{DR}	[%]	Sensitivitätsindex
T	[°C]	Umgebungslufttemperatur

T_G	[°C]	Glasübergangstemperatur
W	[mm]	Breite der rissbehafteten Scheibe
W_c	[mm]	Breite CFK-Lamelle
W_s	[mm]	Breite Stahlblech
$W_{s,CCT}$	[mm]	Breite einer Scheibe mit zentrischem Innenriss
$W_{s,SECT}$	[mm]	Breite einer Scheibe mit einseitigem Randriss
Y_0	[-]	Formfaktor eines Rissproblems
a	[mm]	(Halbe) Risslänge
$a/b; c/b$	[mm]	Halbachsenverhältnis einer Ellipse
a_0	[mm]	Anfangsrisslänge
a_c	[mm]	Kritische Risslänge
a_{fin}	[mm]	Endrisslänge
da	[mm]	Rissfortschrittsinkrement
dN	[-]	Lastwechselzahl für ein bestimmtes Risslängeninkrement
$f_{t,a}$	[N/mm ²]	Klebstoffzugfestigkeit
l_c	[mm]	Überlapplänge CFK-Lamelle
$l_{c,min}$	[mm]	Mindestüberlapplänge CFK-Lamelle
m	[-]	Paris-Exponent
m_E	[-]	Exponent der Erdogan/Ratwani Gleichung
n_c	[-]	Abminderungsfaktor Rissfortschrittsrate
$n_{c,1}$	[-]	Abminderungsfaktor Rissfortschrittsrate infolge Versteifungseffekt

$n_{c,2}$	[-]	Abminderungsfaktor Rissfortschrittsrate infolge Überbrückungseffekt
n_c^K	[-]	Abminderungsfaktor SIF
$n_c^{cal,K}$	[-]	Prognostizierter Abminderungsfaktor SIF
$n_c^{num,K}$	[-]	Numer. berechneter Abminderungsfaktor SIF
t_a	[mm]	Dicke Klebschicht
t_c	[mm]	Dicke CFK-Lamelle
t_s	[mm]	Dicke Stahlblech
u	[mm]	Verschiebung
u_θ	[mm]	Vertikale Rissuferverschiebung
x, y, z		Achsen des Koordinatensystems
x_c	[mm]	Lamellenposition, Abstand von Probenmitte zu Lamellenschwereachse

Griechische Formelzeichen

ΔF	[kN]	Lastschwingbreite
ΔF_c	[kN]	Ertragbare Lastschwingbreite über 2 Mio. LW
ΔK	[N/mm ^{3/2}]	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors (auch: Zyklischer SIF)
ΔK_I	[N/mm ^{3/2}]	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors für Rissöffnungsart I
$\Delta K_{I,th}$	[N/mm ^{3/2}]	Schwellenwert des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors
ΔK_I^0	[N/mm ^{3/2}]	Zyklischer SIF des unverstärkten Bauteils
$\Delta K_I'$	[N/mm ^{3/2}]	Zyklischer SIF des verstärkten Bauteils

$\Delta\sigma$	[N/mm ²]	Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_c$	[N/mm ²]	Ertragbare Spannungsschwingbreite über 2 Mio. LW
Π_i		Dimensionslose Kenngröße
$\alpha_{\tau,c}$	[-]	Temperaturausdehnungskoeffizienten CFK
δ	[mm]	Schlupf/Relativverschiebung
δ_1	[mm]	Relativverschiebung bei τ_f
δ_f	[mm]	Relativverschiebung bei Verbundverlust
ε	[-]	Dehnung
ε_{max}	[%]	Bruchdehnung
η	[-]	Faktor der Restlebensdauererhöhung
γ	[-]	Walker-Parameter
γ_{max}	[%]	Bruchgleitung
π	[-]	Kreiszahl; $\pi = 3,14159..$
σ	[N/mm ²]	Spannung
σ_a	[N/mm ²]	Spannungsamplitude
σ_{Lig}	[N/mm ²]	Nennspannung im ungerissenen Stahlquerschnitt (Ligament)
σ_m	[N/mm ²]	Mittelspannung
σ_{max}	[N/mm ²]	Zugfestigkeit
σ_o	[N/mm ²]	Oberspannung
σ_u	[N/mm ²]	Unterspannung
σ_{Vor}	[N/mm ²]	Lamellenvorspannung
σ_y	[N/mm ²]	Fließgrenze

τ	[N/mm ²]	Schubspannung
τ_f	[N/mm ²]	Maximal ertragbare Verbundschubspannung
τ_{max}	[N/mm ²]	Schubfestigkeit

Abkürzungen

2D	Zweidimensional
2K	Zwei Komponenten bei Reaktionsklebstoffen
abZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
abG	Allgemeine Bauartgenehmigung
BS	British Standard
CF	Kohlenstofffasern
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DAfStb	Deutscher Ausschuss für Stahlbeton
DEM	Verschiebungsextrapolationsmethode (engl.: Displacement Extrapolation Method)
DMS	Dehnungsmessstreifen
DMTA	Dynamisch-mechanische Thermoanalyse
EDZ	Ebener Dehnungszustand
EPBM	Elastisch-plastische Bruchmechanik
ESZ	Ebener Spannungszustand
FASS	Forschungsprojekt zum Einsatz von geklebten Kohlestoff-Faserverbundwerkstoffen zur Sanierung ermüdungsgeschädigter Stahlkonstruktionen
FE	Finite Elemente

FVK	Faserverstärkte Kunststoffe, Faserverbundwerkstoffe
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IGF	Industrielle Gemeinschaftsforschung
IIW	International Institute of Welding
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
LW	Lastwechsel
MC	Klebstoff MC-DUR 1280
RMS	Quadratisches Mittel (engl: Root Mean Square Value)
SD	Klebstoff Sikadur-370
SIF	Spannungsintensitätsfaktor
STAKOK	Forschungsprojekt zu systematischen Untersuchungen zur Verstärkung von Stahlkonstruktionen mit kohlefaserverstärkten Kunststoffen

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation

Die von der Bundesanstalt für Straßenwesen veröffentlichten Zustandsnoten der deutschen Brücken zeigen einen erheblichen Sanierungsbedarf auf. Demnach ist ein erheblicher Anteil der Brückenbauwerke an Bundesfernstraßen in einem nicht ausreichenden oder ungenügenden Zustand (*BAST - Bundesanstalt für Straßenwesen 2021*). Das heißt, Instandsetzungsmaßnahmen sind in näherer Zukunft zu planen oder die Standsicherheit ist in erheblichem Maße beeinträchtigt oder nicht mehr gewährleistet.

Brückenkonstruktionen in Stahlbauweise, die einem nicht ausreichenden oder ungenügenden Zustand zugeordnet werden, zeigen häufig Ermüdungsrisse an Stellen von Spannungskonzentrationen. Eine wesentliche Ursache dafür liegt in dem in den letzten drei Jahrzehnten stark angewachsenen Schwerlastverkehr-Aufkommen, welches die bei der Bemessung zugrunde gelegten Prognosen der Verkehrsbelastung deutlich übersteigt. Hinzu kommt, dass das zulässige Gesamtgewicht sowie die zulässigen Achslasten von LKW in den vergangenen Jahrzehnten stetig gestiegen sind. Zudem war der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit lange Zeit von untergeordneter Bedeutung. Viele ältere Straßenbrücken aus Stahl wurden mit unzureichender Ermüdungsfestigkeit konstruiert und gebaut. Insbesondere die in den 1960er- und 1970er-Jahren erbauten Brücken, welche einen Großteil des Bestands der deutschen Stahlstraßenbrücken ausmachen, weisen daher seit 20 Jahren in stark zunehmendem Ausmaß Ermüdungsschäden auf (*Friedrich 2008*).

Für die deutsche Wirtschaft mit ihrem hohen Transportaufkommen stellt ein funktionierendes Straßensystem die essentielle Basis dar. Bestandsbauwerke können aus volkswirtschaftlichen und bautechnischen Gründen nicht ohne weiteres durch Neubauten ersetzt werden, weshalb eine Ertüchtigung häufig unumgänglich ist. Sie erfordert effektive und zuverlässige Methoden.

Derzeit angewendete Verstärkungsmaßnahmen sind das Reparaturschweißen, das Anbohren der Rissspitze, das Aufschrauben vorgespannter Stahlbleche oder

das Anbringen zusätzlicher Verbände. Diese bringen jedoch eine Vielzahl von Nachteilen mit sich (z.B. *Fish et al.* 2015; *Kuhlmann/Hubmann* 2016; *Abed et al.* 2017).



Abbildung 1-1: Reparaturschweißung an einem Fahnenblech mit Folgeriss (links), Aufgelaschtes Blech an einem Querträgersteg einer orthotropen Fahrbahnplatte mit Folgeriss (rechts) (*Koller* 2018b)

Durch das Reparaturschweißen können neue, undefinierte Kerbdetails entstehen, die insbesondere in Verbindung mit den negativ wirkenden Schweißspannungen neue potentielle Rissausgangsorte darstellen (siehe Abbildung 1-1). Schrauben- bzw. Bohrlöcher schwächen den Querschnitt des Bauteils und sind ebenso Stellen mit erhöhten Spannungskonzentrationen. Neben diesen lokalen Verstärkungsmaßnahmen stellen z.B. zusätzliche Verbände oder ähnliche konstruktive Maßnahmen globale Eingriffe in die Bestandsstruktur dar. Diese können die globalen Steifigkeitsverhältnisse so stark beeinflussen, dass eine erneute, statische Bewertung des Bauwerks erforderlich wird. Dies ist mit einem erheblichen zusätzlichen Aufwand verbunden.

CFK-Verstärkungskonzept

Vor dem Hintergrund der ermüdungsgeschädigten Infrastrukturbauwerke ist der Einsatz von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) zur nachträglichen Verstärkung im Stahlbau in den letzten beiden Jahrzehnten in den Fokus der Forschung gerückt. Ermüdungsrissgeschädigte Stahlbauteile werden mit aufgeklebten CFK-Lamellen oder mit auflaminierten CF-Gelegen verstärkt, um die Rissfortschrittsrate zu verringern bzw. die Restlebensdauer zu erhöhen. CFK-Lamellen

werden an konstruktiv sinnvollen Positionen aufgeklebt und können für eine höhere Wirksamkeit vorgespannt werden.

Die klebtechnische Verstärkung durch CFK-Lamellen weist eine Vielzahl an Vorteilen gegenüber den derzeit eingesetzten Verstärkungsmethoden auf. Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe zeichnen sich durch ihr geringes Eigengewicht sowie ihre hohe Steifigkeit und Festigkeit in Faserrichtung aus. Zudem weisen sie einen hohen Widerstand gegen Ermüdung und eine hohe Dauerhaftigkeit auf. Durch den Einsatz des Fügeverfahrens Kleben entstehen keine neuen, die Stahlbaukonstruktion schädigenden Kerbfälle. Die an den vorliegenden Rissen vorhandenen Spannungskonzentrationen werden vielmehr durch den für Klebungen typischen, flächigen Lasteintrag reduziert, ohne die Bauteile durch Wärmeeinwirkung oder Lochabzug negativ zu beeinflussen.

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Bisherige Forschungsergebnisse zeigen grundsätzlich die hohe Leistungsfähigkeit der CFK-Verstärkung zur Erhöhung der Restlebensdauer ermüdungsrisssgeschädigter Stahlbauteile auf. Allerdings fehlen systematische Untersuchungen unter Einbeziehung maßgebender Randbedingungen im Stahlbrückenbau. Diese Randbedingungen umfassen neben den Last- und Temperatureinwirkungen auf das Brückenbauwerk auch die Geometrie rissgeschädigter Bauteile.

Für die Umsetzung einer solchen klebtechnischen Verstärkungsmaßnahme in der Baupraxis ist das Vorhandensein eines geeigneten Berechnungsverfahrens zur Abschätzung des Rissfortschritts im Stahl unabdingbar. Praxistaugliche Berechnungsmethoden zur Quantifizierung der Restlebensdauer nach einer Verstärkungsmaßnahme durch aufgeklebte CFK-Lamellen, welche die maßgebenden geometrischen, werkstofflichen und beanspruchungsspezifischen Einflussgrößen berücksichtigen, existieren derzeit nicht. Im Detail sollen in der vorliegenden Arbeit nachfolgende wissenschaftlich-technische Ergebnisse erzielt werden:

- Systematische experimentelle Untersuchung des Einflusses vorgespannt und nicht vorgespannt aufgeklebter CFK-Lamellen auf die Restlebensdauer von ermüdungsrisssgeschädigten Stahlblechen

- Sicherstellung einer ausreichenden Ermüdungsfestigkeit der Klebverbindung zwischen dem gerissenen Stahlblech und den CFK-Lamellen in bestimmten Risslängenbereichen
- Entwicklung eines numerischen Berechnungsverfahrens zur Quantifizierung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit bzw. der Restlebensdauer und Validierung auf Basis der experimentellen Untersuchungen
- Quantifizierung des Einflusses geometrischer, werkstofflicher und beanspruchungsspezifischer Einflussgrößen auf die Rissspitzenbeanspruchung und die Rissfortschrittsgeschwindigkeit
- Ableitung und Validierung eines ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens zur Abschätzung der Beanspruchung und der Fortschrittsgeschwindigkeit von Ermüdungsrissen in CFK-verstärkten Stahlblechen

1.3 Vorgehen und Aufbau der Arbeit

Nachfolgend wird das Vorgehen zur Lösung der zuvor beschriebenen Problemstellung erläutert. Dazu werden die einzelnen Kapitel dieser Arbeit und die Zusammenhänge zwischen diesen beschrieben.

Kapitel 2 fasst den Kenntnisstand zusammen. Dabei wird zunächst auf Grundlagen der Ermüdung in Stahlbauteilen und auf bruchmechanische Verfahren zur Rissfortschrittsanalyse eingegangen. Anschließend werden spezifische, für diese Arbeit relevante Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen und Klebstoffen bzw. Klebverbindungen erläutert. Es werden Modelle zur Analyse des Trag- und Versagensverhalten geklebter CFK-Stahl-Verbindungen beschrieben und gegenübergestellt. Des Weiteren wird ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung zur Verstärkung von Stahlbauteilen mit faserverstärkten Kunststoffen gegeben.

In **Kapitel 3** werden rissgeschädigte Konstruktionsdetails in Stahlbrücken hinsichtlich ihrer Eignung für eine Verstärkung mit aufgeklebten CFK-Lamellen analysiert. Die Grundlage dafür bilden Berichte von Brückenprüfungen nach (*DIN 1076*). Für ausgewählte Details werden anwendungsrelevante, konstruktive Randbedingungen zusammengefasst.

Kapitel 4 umfasst die Beschreibung und Charakterisierung des Verstärkungskonzepts. Daraus werden in Verbindung mit den Erkenntnissen aus Kapitel 3 wichtige Anforderungen an den Klebverbund abgeleitet. Die Ergebnisse werden in einem Anforderungskatalog für die Klebstoffauswahl zusammengefasst.

Auf Grundlage der in Kapitel 4 definierten Anforderungen werden in **Kapitel 5** zwei geeignete Klebstoffe sowie ein CFK-Werkstoff ausgewählt. Anhand der Ergebnisse standardisierter Charakterisierungsversuche wird das Verformungsverhalten der Werkstoffe analysiert. Zur Untersuchung der Tragfähigkeit der Klebverbindung unter anwendungsnahen Beanspruchungszuständen werden quasi-statische Versuche und Dauerschwingversuche an bauteilähnlichen CFK-Stahl-Verbindungen durchgeführt. Mithilfe der Versuchsergebnisse wird ein Berechnungsansatz validiert, der es ermöglicht die quasi-statische Tragfähigkeit der Verbindung abzuschätzen. Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche bilden die Grundlage für Wöhlerdiagramme, welche zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der Klebverbindung herangezogen werden können.

Zur Untersuchung des Einflusses der CFK-Verstärkung auf die Restlebensdauer von rissgeschädigten Stahlbauteilen werden Dauerschwingversuche an zentrisch gekerbten Stahlblechen durchgeführt. Diese sind Gegenstand von **Kapitel 6**. Im Rahmen der Versuche wird der Einfluss verschiedener Parameter, wie der Lamellenvorspannung, der Klebstoffsteifigkeit, des Lastniveaus sowie einer ein- oder beidseitigen Lamellenapplikation auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit sowie auf die Restlebensdauer untersucht.

In **Kapitel 7** wird ein numerisches Verfahren zur Berechnung des Rissfortschritts in CFK-verstärkten Stahlblechen entwickelt. Die Grundlage dafür sind parametrisierte, numerische Modelle, mit welchen die Spannungsintensitätsfaktoren ermittelt werden. Das Berechnungsverfahren wird anhand analytischer Lösungen und anhand der experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 6 validiert.

Den originären Beitrag der vorliegenden Arbeit stellt die Entwicklung eines ingenieurmäßigen Verfahrens zur Prognose der Rissfortschrittsgeschwindigkeit auf Basis eines bruchmechanischen Berechnungsansatzes in **Kapitel 8** dar. Zur Berücksichtigung des Einflusses der CFK-Verstärkung auf die Rissspitzenbeanspru-

chung werden Modifikationsfaktoren eingeführt. Im Rahmen einer anschließenden Parameterstudie wird der Einfluss geometrischer und werkstofflicher Parameter auf die Modifikationsfaktoren quantifiziert.

Mithilfe von Dimensionsanalysen werden die Modifikationsfaktoren für ausgewählte Rissprobleme in einen funktionalen Zusammenhang mit den im vorherigen Kapitel identifizierten Parametern gebracht. Das ingenieurmäßige Berechnungsverfahren wird abschließend anhand von Versuchsergebnissen aus der Literatur und eigenen Versuchsergebnissen validiert.

Kapitel 9 fasst die wesentlichen Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf Fragestellungen für zukünftige Arbeiten.

2 Grundlagen

2.1 Ermüdung von Stahlbauteilen

2.1.1 Allgemeines

Unter dem Begriff Ermüdung wird im Allgemeinen eine Werkstoffschädigung infolge zeitlich veränderlicher, häufig wiederholter mechanischer Beanspruchung verstanden. Diese Schädigung umfasst die Bildung (Initiierung) und den Fortschritt von Rissen. Bei konstanter Beanspruchungsamplitude wird häufig von einer schwingenden Beanspruchung gesprochen (*Radaj/Vormwald 2007*). Diese kann grundsätzlich, wie in Abbildung 2-1 dargestellt, charakterisiert werden.

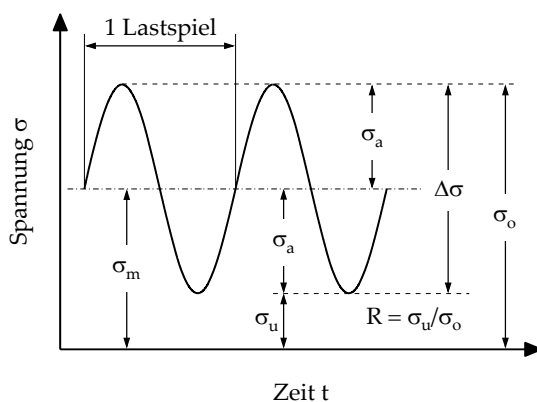


Abbildung 2-1: Charakterisierung einer einstufigen Schwingbeanspruchung

Oberspannung σ_o ; Unterspannung: σ_u

$$\text{Spannungsschwingbreite:} \quad \Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u \quad (2.1)$$

$$\text{Spannungsamplitude:} \quad \sigma_a = \Delta\sigma/2 \quad (2.2)$$

$$\text{Mittelspannung:} \quad \sigma_m = (\sigma_o + \sigma_u)/2 \quad (2.3)$$

$$\text{Spannungsverhältnis:} \quad R = \sigma_u/\sigma_o \quad (2.4)$$

Zur Beschreibung des periodischen Beanspruchungsverlaufs werden meist die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und das Spannungsverhältnis R verwendet. Die Spannungsschwingbreite lässt sich aus der Differenz der Ober- und Unterspannung bilden. Das Spannungsverhältnis ergibt sich aus dem Verhältnis der Unter- zur Oberspannung. Je nach Höhe der Ober- und Unterspannung eines Lastspiels lassen sich Beanspruchungsbereiche mit verschiedenen Spannungsverhältnissen definieren. Diese sind in Abbildung 2-2 dargestellt.

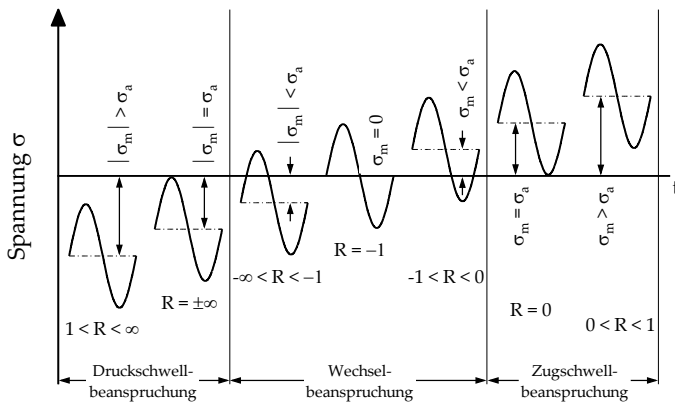


Abbildung 2-2: Beanspruchungsbereiche bei schwingender Beanspruchung (nach Radaj/Vormwald 2007)

Die Beanspruchungen ermüdungsgefährdeter Bauteile im Stahlbrückenbau liegen mit $R \geq 0$ meist im Zugschwellbereich. Das Spannungsverhältnis wird im Brückenbau maßgeblich durch das Verhältnis der Höhe des Brückeneigengewichts zur Höhe der Verkehrslast geprägt. Ermüdungsbeanspruchungen in Verbund- und Stahlbetonbrücken weisen aufgrund ihres hohen Eigengewichts häufig höhere Spannungsverhältnisse als bei Stahlbrücken auf (Breunig et al. 2021).

Infolge wiederholter Beanspruchungen unterhalb der Festigkeitsgrenze können in Stahlwerkstoffen Ermüdungsrisse entstehen. Auf mikroskopischer Ebene laufen dabei zunächst plastische Versetzungsbewegungen entlang der Gleitsysteme der

Kristallgitterstruktur ab. Daraus entstehen häufig Mikrorisse an Korngrenzen oder lokalen Fehlstellen (Ausscheidungen, Einschlüsse, etc.). Dieser mikroplastische Effekt findet unterhalb der makroskopischen Fließgrenze statt und ist daher nicht im makroskopischen Spannung-Dehnungs-Verhalten erkennbar (Pokluda/Šandera 2010). Der Riss verläuft anfangs über wenige Korngrenzen hinweg in einem Winkel von 45° zur Hauptbelastungsrichtung und richtet sich mit steigender Lastwechselzahl anschließend rechtwinklig zur Hauptnormalspannung aus. Er wächst dann als sogenannter Makroriss weiter.

In Stahlbauteilen existieren in der Regel natürliche Kerben, wie die Rauigkeit der Walzhaut oder Korrosionsnarben, und konstruktive Kerben, wie Lochbohrungen oder Schweißnähte. Diese stellen Orte erhöhter Spannungen dar und sind daher meist Ausgangsorte von Ermüdungsrissen (Petersen 2013). Die Ermüdungsfestigkeit wird maßgeblich von der Kerbschärfe, der konstruktiven Gestaltung des Bauteils sowie dem Betriebscharakter und der Höhe der Ermüdungsbelastung beeinflusst. Daher ist die Ermüdungsfestigkeit nicht als reine Werkstoffkenngröße, wie z.B. die Zugfestigkeit, zu verstehen.

2.1.2 Rissspitzenbeanspruchung

Zur Beschreibung der Beanspruchung direkt an der Spitze eines Risses sind Spannungen nicht geeignet. Dies wird deutlich, wenn man die Spannungen in einer zugbeanspruchten Scheibe mit einem elliptischen Ausschnitt betrachtet (siehe Abbildung 2-3). Die maximale Spannung tritt an den beiden Stellen der stärksten Krümmung der Ellipse auf. Für $b \rightarrow 0$ strebt die Krümmung gegen Null und es entsteht eine rissartige Kerbe, der sogenannte Griffith-Riss. An der Stelle der Kerbe bzw. Rissspitze werden die Spannungen unter Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens unendlich groß. Bei realen Werkstoffen wird theoretisch die Fließgrenze weit überschritten. Jedoch führt dies nicht zum sofortigen Versagen. Eine Bewertung der Rissspitzenbeanspruchung auf Basis von Spannungen ist daher nicht sinnvoll (Edel 2015).

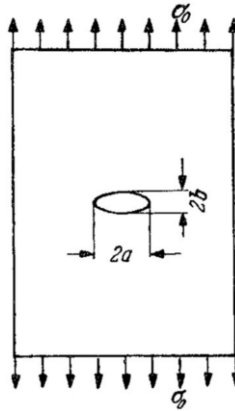


Abbildung 2-3: Zugbeanspruchte Scheibe mit elliptischem Ausschnitt, Rissöffnungsart I (Edel 2015)

In der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM), welche voraussetzt, dass die Größe der plastischen Zone an der Rissspitze klein gegenüber der Risslänge ist, werden üblicherweise die von Irwin eingeführten Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) zur Quantifizierung der Rissspitzenbeanspruchung verwendet (Irwin 1957). Grundsätzlich wird zwischen drei Rissöffnungsarten unterschieden. In der Praxis ist die Rissöffnungsart I, bei der der Riss unter Zugbeanspruchung orthogonal zur Rissebene steht, meist von hoher Relevanz. Der Grund dafür ist, dass sich Ermüdungsrisse in der Regel mit der Zeit orthogonal zur ersten Hauptspannung ausrichten. Eine Schubbeanspruchung orthogonal (Rissöffnungsart II) oder quer (Rissöffnungsart III) zur Rissebene ist meist von untergeordneter Bedeutung.

Für die Rissöffnungsart I ergibt sich der Spannungsintensitätsfaktor K_I zu:

$$K_I = \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_0 \quad (2.5)$$

Gleichung 2.5 enthält die nominelle Spannung σ_0 und die Risslänge a . Der Formfaktor Y_0 berücksichtigt zudem die Einflüsse der Bauteil- und Rissgeometrie sowie die Verteilung der Spannungen in größerem Abstand zur Rissspitze. Für einfache Rissprobleme, wie eine zugbeanspruchte Scheibe mit endlicher Breite und zentrischem Innenriss, finden sich in der Literatur eine Vielzahl verschiedener Näherungslösungen (Irwin 1957; Brown/Shrawley 1967; Tada et al. 2000). Diese werden häufig auf Grundlage analytischer oder numerischer Betrachtungen abgeleitet. In

(Tada et al. 2000) ist die nachfolgende empirische Formel zur Bestimmung des SIF mit einer Genauigkeit von $\pm 0,1$ % angegeben, darin ist W die Scheibenbreite. Zu beachten ist, dass hier durch a die halbe Risslänge beschrieben wird.

$$Y_0 = \left\{ 1 - 0,025 \left(\frac{2a}{W} \right)^2 + 0,06 \left(\frac{2a}{W} \right)^4 \right\} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (2.6)$$

Mithilfe der linear-elastischen Bruchmechanik lassen sich die meisten Rissfortschrittsprobleme in ingenieurtechnischen Anwendungen beschreiben. Die elastisch-plastische Bruchmechanik (auch: EPBM oder Fließbruchmechanik) ermöglicht die Berücksichtigung des Einflusses großer plastischer Zonen um die Risspitze auf das Rissfortschrittsverhalten. Diese wird im Rahmen von Untersuchungen des zyklischen Rissfortschritts jedoch meist nur bei kurzen Rissen oder im Kurzzeitfestigkeitsbereich relevant (Edel 2015). In der Literatur finden sich verschiedene Grenzkriterien für kurze Risse (Edel 2015; Radaj/Vormwald 2007). Kurzrissverhalten tritt im Allgemeinen definitionsgemäß bei Risslängen von $a < 0,5$ mm auf.

2.1.3 Beschreibung des Rissfortschritts

Zur Beschreibung des Rissfortschritts kann die Rissspitzenbeanspruchung in einen funktionalen Zusammenhang mit der Rissfortschrittsrate gebracht werden. Die Schwingbreite des SIF, ΔK (auch: zyklischer SIF) stellt dabei die risstreibende Kraft dar. Im Folgenden ist mit ΔK im Allgemeinen der zyklische Spannungsfaktor für den Rissmodus I, ΔK_I gemeint. In Abbildung 2-4 ist der qualitative Verlauf der Rissfortschrittsrate über den zyklischen SIF aufgetragen. Die Diagrammachsen sind üblicherweise doppeltlogarithmisch skaliert.

Es lassen sich drei charakteristische Bereiche unterscheiden. Unterhalb eines bestimmten Schwellenwerts ΔK_{th} findet kein Risswachstum statt (Bereich I). Dies lässt sich nach (Elber 1970) u.a. auf den Risschließeffekt zurückführen. Die Rissfortschrittsrate steigt im Bereich II dann zunächst schnell an und nimmt anschließend näherungsweise proportional zum zyklischen SIF zu. Dieser Bereich beschreibt den sogenannten stabilen Rissfortschritt. Im Bereich III wächst die Rissfortschrittsrate zunehmend stärker an, bis schließlich der Bruch bei Erreichen der Bruchzähigkeit K_{Ic} bzw. K_c eintritt (instabiles Risswachstum).

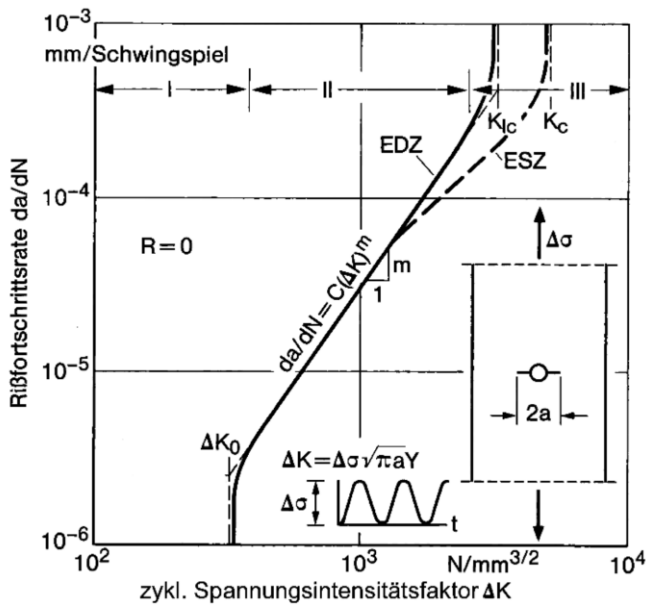


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung der Rissfortschrittsrate in Abhängigkeit des zyklischen SIF (Radaaj/Vormwald 2007)

Es wird hier zwischen zwei Grenzfällen, dem ebenen Dehnungszustand (EDZ) und dem ebenen Spannungszustand (ESZ), unterschieden. In sehr dünnen Platten bzw. dünnwandigen Bauteilen wird die Dehnung in Dickenrichtung nicht oder nur geringfügig behindert. Es wirkt maßgeblich der ebene Spannungszustand (ESZ). Mit steigender Dicke wird die Dehnung in Dickenrichtung zunehmend behindert. Bei hinreichender Dicke liegt maßgeblich der ebene Dehnungszustand (EDZ) vor (Biermann/Krüger 2014). Grundsätzlich herrscht in zugbeanspruchten Blechen in der Mittelebene ein EDZ und an den Oberflächen ein ESZ vor, woraus ein gekrümmter Verlauf der Rissfront in Blechdickenrichtung resultiert (Edel 2015).

In der Ingenieurpraxis hat sich die Paris-Erdogan Gleichung (Paris/Erdogan 1963) zur Bewertung und Vorhersage des Risswachstums in metallischen Werkstoffen etabliert. Diese ist in Gleichung 2.7 dargestellt.

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad \text{für} \quad \Delta K > \Delta K_{th}, \text{ sonst: } \frac{da}{dN} = 0 \quad (2.7)$$

Sie beschreibt den Zuwachs an Risslänge pro Lastzyklus als Potenzfunktion des Spannungsintensitätsfaktors und ist die am häufigsten verwendete Beziehung zur Beschreibung des stabilen Rissfortschritts im Bereich II. Im doppeltlogarithmisch skalierten Diagramm stellt sich diese Beziehung als Gerade dar. Häufig wird diese Gerade vereinfachend bis ΔK_{th} bzw. K_{Ic} weitergeführt, was zu einer Überschätzung der Rissfortschrittsrate im Bereich I bzw. zu einer Unterschätzung im Bereich III führt. Dies ist je nach Anwendung zu berücksichtigen. Häufig ist der Anteil des Rissfortschritts mit instabilem Risswachstum im Vergleich zur gesamten Restlebensdauer jedoch vernachlässigbar gering.

Mithilfe der nachfolgenden Gleichung 2.8 lässt sich die Lastwechselzahl bestimmen, die für ein Risswachstum von einer Anfangsrisslänge a_0 bis zu einer Endrisslänge a_{fin} benötigt wird. Diese wird üblicherweise durch numerische Integration gelöst.

$$N = \int dN = \int_{a=a_0}^{a_{fin}} \frac{da}{C \Delta K^m} \quad (2.8)$$

Neben der Schwingweite des SIF beeinflussen die Paris-Koeffizienten C (Paris-Faktor) und m (Paris-Exponent) die Rissfortschrittsrate. Die Paris-Koeffizienten sind wiederum von weiteren Einflussfaktoren, wie dem Beanspruchungsverhältnis R , der Temperatur und dem Umgebungsmedium abhängig. In der Literatur findet sich eine Vielzahl von Kennwerten für Baustähle. Bei der Anwendung dieser Werte ist zu beachten, dass diese häufig in Form von Mittelwerten (Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_{ij} = 50\%$) oder in Form oberer Grenzwerte (z.B. $P_{ij} = 97,5\%$) angegeben sind. In Tabelle 2-1 sind verschiedene Literaturangaben von Paris-Konstanten zur Beschreibung des Rissfortschritts im Bereich II für Baustähle zusammengefasst.

Die FKM-Richtlinie „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ (Berger et al. 2018) gibt eine obere Grenzzrisswachstumskurve mit Werten der Paris-Koeffizienten an. Es sind Werte für verschiedene Beanspruchungsverhältnisse R aufgeführt. Statistisch abgesicherte Werte der Paris-Konstanten sind zudem im British Standard 7910 (BS 7910) für Stähle in Luft mit $R_{p0,2} \leq 700 \text{ N/mm}^2$ angegeben. Diese gelten für Temperaturen von $T < 100 \text{ }^\circ\text{C}$. Es sind jeweils Werte der Paris-Koeffizienten in Form der Mittelwerte und oberer Grenzwerte angegeben. Weitere Angaben für vereinfachte Werte der Paris-Koeffizienten finden sich

in (Gurney 1979) und im IIW Dokument IIW-2259-15 (Hobbacher 2016). In (Seitl et al. 2018) und (Jesus et al. 2012) sind bruchmechanische Kennwerte angegeben, die auf einer geringen Datenbasis beruhen.

Tabelle 2-1: Zusammenstellung von Literaturangaben der Paris-Konstanten C und m für Baustähle

Quelle	Werkstoff/ Zustand	R [-]	C [mm·(MPa·mm ^{0,5}) ^{-m}]	m [-]	P_{II} [%]
FKM-Richtlinie (Berger et al. 2018)	S355	0,1	$7,82 \cdot 10^{-14}$	3,07	-
		0,5	$1,27 \cdot 10^{-12}$	2,66	-
(BS 7910)	Baustahl	< 0,5	$3,98 \cdot 10^{-13}$	2,88	50
		≥ 0,5	$5,84 \cdot 10^{-13}$	2,88	50
		< 0,5	$6,75 \cdot 10^{-13}$	2,88	97,7
		≥ 0,5	$1,29 \cdot 10^{-12}$	2,88	97,7
(Gurney 1979)	Baustahl	> 0	$5,79 \cdot 10^{-13}$	3,00	50
IIW-2259-15 (Hobbacher 2016)	Stahl	> 0	$5,21 \cdot 10^{-13}$	3,00	97,7
(Seitl et al. 2018)	S355J0, glatt	0,1	$9,01 \cdot 10^{-13}$	2,70	-
	S355J0, rau	0,1	$2,81 \cdot 10^{-15}$	3,55	-
(Jesus et al. 2012)	S355	0	$2,59 \cdot 10^{-15}$	3,56	-
		0,25	$2,55 \cdot 10^{-15}$	3,71	-
		0,5	$8,28 \cdot 10^{-16}$	3,89	-
		0,75	$4,96 \cdot 10^{-14}$	3,23	-

Auf Grundlage der Paris-Erdogan Gleichung wurden zahlreiche weitere Risswachstumsgesetze erarbeitet, mithilfe derer sich das Risswachstum in den Bereichen I und III genauer beschreiben lässt. Das Rissfortschrittsgesetz von Erdogan/Ratwani (1970) berücksichtigt alle drei Bereiche sowie das Spannungsverhältnis:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_E \cdot [\Delta K - \Delta K_{th}]^{m_E}}{(1-R) \cdot K_c - \Delta K} \quad (2.9)$$

Es ist zu beachten, dass die dafür benötigten Konstanten C_E und m_E nicht identisch mit den Paris-Koeffizienten sind. Die Bestimmung der Konstanten ist jedoch mit einem hohen experimentellen Aufwand verbunden (Edel 2015).

Elber (1970) fand heraus, dass ein Ermüdungsriss eine veränderte Spannungsschwingbreite erfahren kann als die aus der global aufgebrachtten Schwingbreite errechnete. Er führte dies auf Plastizierungen und damit verbundene Eigenspannungen um die Risspitze zurück, wodurch der Riss erst ab einer um einen gewissen Grad höheren Last als die Unterlast vollständig geöffnet ist. Infolgedessen ist ein höheres, effektives Spannungsverhältnis an der Risspitze wirksam. Dieser Effekt wird auch „plastizitätsinduziertes Riss-schließen“ genannt und tritt im Schwingversuch bei niedrigeren Spannungsverhältnissen auf. Ab einem bestimmten Spannungsverhältnis ist der Effekt nicht mehr wirksam. Der Riss-schließeffekt lässt sich mit effektiven Beanspruchungsschwingbreiten berücksichtigen, die in die Paris-Erdogan Gleichung eingesetzt werden (*Edel* 2015).

Als Versagenskriterien wird häufig das Erreichen der Bruchzähigkeit (instabiles Risswachstum) oder einer bestimmten Querschnittsbeanspruchung (Plastizieren) definiert. Daraus lässt sich eine kritische Risslänge a_c bestimmen, die beispielsweise zusammen mit einer detektierten Risslänge für eine Restlebensdauerberechnung herangezogen werden kann (*Madison* 1969).

2.1.4 Ersatzmodelle zur bruchmechanischen Analyse

Risse in Stahlbrücken treten häufig in Bereichen mit einer komplexen Geometrie und Beanspruchung auf. Eine Analyse an einem globalen Modell, welches die vorliegenden Verhältnisse detailliert abbildet, ist in der Regel mit einem zu hohen, nicht praktikablen Aufwand verbunden. Zur Untersuchung des Rissfortschritts in gerissenen Stahlbauteilen ist es daher zweckmäßig, vereinfachte bruchmechanische Ersatzmodelle mit idealisierten Beanspruchungen heranzuziehen (*Edel* 2015). Eine allgemeingültige Angabe zum Vorgehen ist aufgrund der Unterschiedlichkeit der Konstruktionen, ihrer Nutzung und ihres Versagens nicht sinnvoll. Grundsätzlich ist jedoch zunächst eine konventionelle Beanspruchungsanalyse an globalen Modellen und/oder lokalen Modellen notwendig, die den rissgeschädigten Bereich eingrenzen. Auf Grundlage dieser Ergebnisse können anschließend geeignete bruchmechanische Modelle ausgewählt werden.

Eine Vielzahl von Rissproblemen im Brückenbau lässt sich mithilfe vorhandener Lösungen für Bleche endlicher Breite mit zentrischem, einseitigem oder beidseitigem Riss behandeln (Madison 1969; Seitl et al. 2019). Die zugehörigen Geometriefaktoren sind für eine reine Zugbeanspruchung grafisch in Abbildung 2-5 dargestellt.

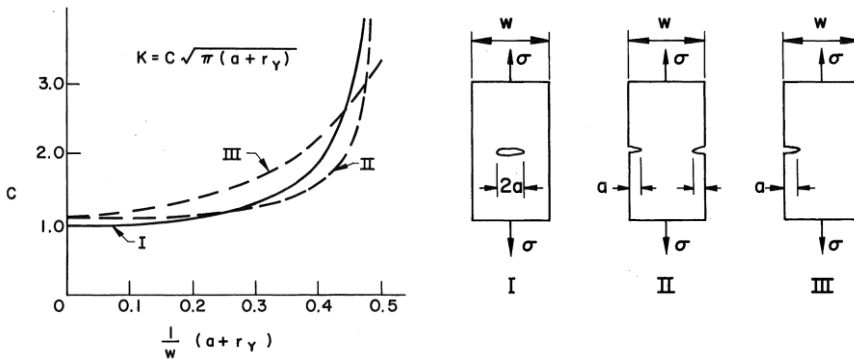


Abbildung 2-5: Geometriefaktoren für Bleche endlicher Breite mit verschiedenen Rissen unter Zugbeanspruchung (Madison 1969)

Seitl et al. (2017) geben SIF-Lösungen für einseitig gerissene Scheiben mit Löchern an. Niet- oder Schraubenlöcher stellen insbesondere in historischen Stahlbrücken häufig Ausgangsorte für Ermüdungsrisse dar. Es sind Lösungen für verschiedene Beanspruchungen vorhanden. Weitere Beispiele zur Anwendung bruchmechanischer Modelle zur Analyse gerissener Stahlbrückendetails finden sich z.B. in (Seitl et al. 2019), (Leander et al. 2016) oder (Rikken et al. 2018).

Am Beispiel des Versagensfalls der King's Bridge im Jahr 1962 wird in (Madison 1969) ein Riss mit drei Enden in einem Biegeträger, ausgehend von einer Schweißnaht auf der Unterseite des Unterflansches, hinsichtlich des Risswachstums bewertet (siehe Abbildung 2-6). Es wird von einer konstanten Spannungsverteilung über den Querschnitt ausgegangen.

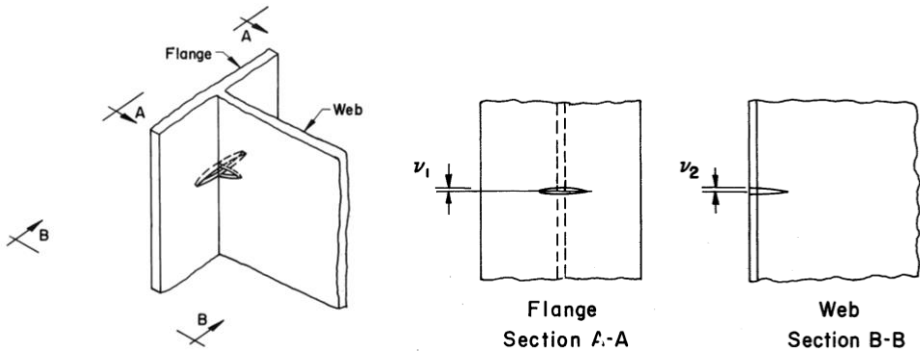


Abbildung 2-6: Riss in einem Biegeträger ausgehend von der Mitte des Unterflansches (*Madison 1969*)

Das Problem wird zunächst in zwei Rissprobleme („Riss im Flansch“ und „Riss im Steg“) aufgeteilt. Die Spannungsintensitätsfaktoren lassen sich in beiden Fällen konservativ mithilfe der Lösungen für ein Blech mit endlicher Breite und mit zentrischem Innenriss abschätzen. Der gerissene Steg beschränkt die Rissöffnung im Flansch, was jedoch konservativ vernachlässigt wird. Solange der Flanschquerschnitt nicht vollständig gerissen ist, wird der Stegriss als Hälfte eines zentrisch gerissenen Blechs mit dem Flansch als Mittellinie behandelt. Sobald der Flansch die Rissöffnung im Steg nicht mehr behindert, muss für den Stegriss von einem einseitig gerissenen Blech ausgegangen werden. Ein ähnliches Vorgehen zur Modellbildung gerissener Stahlträger wird beispielsweise in (*Roberts et al. 1977*) beschrieben.

Neben der Wahl eines geometrischen Modells muss der nominelle Spannungszustand in dem betreffenden rissgeschädigten Bauteil analysiert und idealisiert werden. Dazu müssen alle wesentlichen Spannungen aus zeitlich veränderlichen und quasi-statischen Lasten sowie ggfs. Eigenspannungen berücksichtigt werden (*Edel 2015*). Im Folgenden wird eine einseitig gerissene Längsrippe aus einem Flachprofil, wie sie beispielsweise in Abbildung 3-3 dargestellt ist, in einer orthotropen Fahrbahnplatte mit Hauptträgern betrachtet. Infolge globaler Verkehrslasten entsteht im Haupttragwerk ein Biegemoment. Die Mitwirkung der Längsrippen in der Gurtscheibe der Längsträger bewirken eine Normalkraftbeanspruchung der Rippen. Infolge lokaler Radlasten entsteht zusätzlich ein nach (*DIN EN 1993-2*) zu berücksichtigendes Biegemoment. Das Eigengewicht der gesamten Konstruktion

bewirkt eine konstante Normalbeanspruchung, welche maßgeblich das Beanspruchungsverhältnis beeinflussen kann.

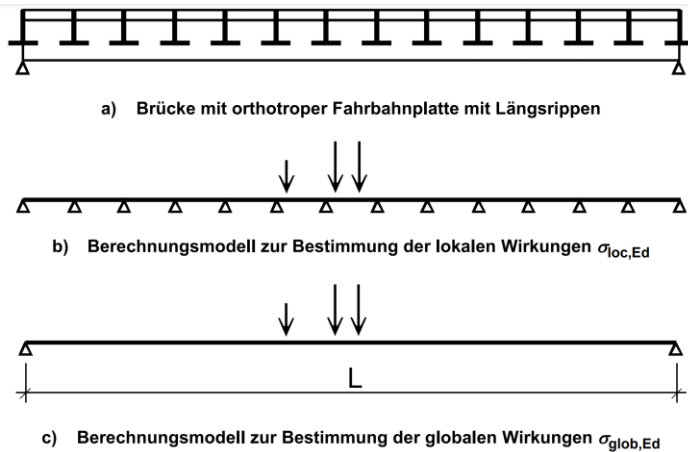


Abbildung 2-7: Modelle zur Bestimmung der lokalen und globalen Beanspruchung einer Längsrippe in einer Fahrbahnplatte (DIN EN 1993-2)

2.1.5 Dauerschwingversuche

Zur quantitativen Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils sind Dauerschwingversuche an geeigneten Probekörpern erforderlich. Mithilfe dieser Versuche lässt sich zudem das Fortschrittsverhalten von Rissen in Bauteilen untersuchen. Die Schwingbelastung setzt sich dabei aus wiederholten Lastwechseln mit zumeist konstanten Amplituden zusammen.

Die Versuche werden an mehreren Proben mit verschiedenen Spannungsschwingbreiten und mit einem konstanten Spannungsverhältnis durchgeführt. Je Probe ist die Spannungsschwingbreite konstant (Einstufen-Kollektiv). Das Versuchsende ist erreicht, sobald ein definiertes Versagenskriterium, z.B. ein Riss definierter Größe oder der vollständige Bruch, eingetreten ist.

Trägt man die Beanspruchungsschwingbreite über die Bruchlastwechselzahlen in einem doppel-logarithmisch skalierten Diagramm auf und bildet mithilfe einer

Regressionsrechnung eine Mittelwertlinie, dann ergibt sich die sogenannte Wöhlerlinie. Damit wird in der Regel der Zeitfestigkeitsbereich zwischen $1 \cdot 10^4$ und $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln abgebildet (Radaj/Vormwald 2007). Die Ermüdungsfestigkeit ist die entsprechend des Versagenskriteriums bei einer bestimmten (ggfs. auch bei unbegrenzter) Lastwechselzahl ertragbare Beanspruchungsschwingbreite (Radaj/Vormwald 2007). Die Ergebnisse können zudem statistisch ausgewertet und anschließend für eine Bemessung herangezogen werden. Häufig wird für die Bemessung der 5 %-Quantilwert (charakteristischer Wert) herangezogen. Dieser Wert wird von 95 % der Versuchsergebnisse der Grundgesamtheit übertroffen, d.h. es besteht eine 95 %-Überlebenswahrscheinlichkeit. Für die Vorgehensweise zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen sei z.B. auf (Petersen 2013) verwiesen.

Mithilfe eines Dauerschwingversuchs lässt sich auch das Fortschrittsverhalten eines Risses in einem Bauteil untersuchen. Dazu werden während des Versuchs, in der Regel wiederholt, die Risslänge oder Rissspitzenposition und die entsprechende Lastwechselzahl in geeigneten Zeit- oder Risslängenintervallen bestimmt. Mit Rissfortschrittsmessstreifen lässt sich der Rissfortschritt auf ebenen und gekrümmten Bauteiloberfläche messen (siehe Abbildung 2-8).

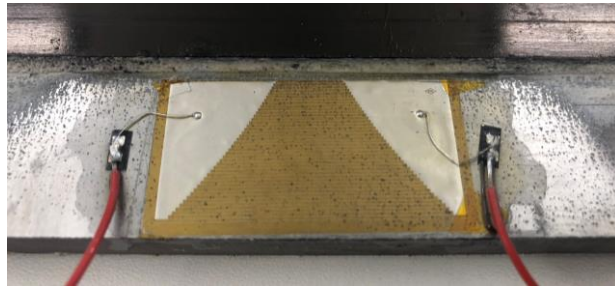


Abbildung 2-8: Auf einem Stahlblech aufgeklebter Rissfortschrittsmessstreifen

Dieses Verfahren ist vergleichsweise einfach. Auf dem Messstreifen ist ein Messgitter aufgebracht, welches aus einzelnen parallel zueinander verlaufenden Leiterbahnen besteht und über einen Messverstärker an einen Stromkreis angeschlossen ist. Diese reißen, wenn der Riss unterhalb des Messgitters fortschreitet. Aus der damit verbundenen Widerstandsänderung kann die Position der Risspitze zu

einem bestimmten Zeitpunkt bzw. bei einem bestimmten Lastwechsel abgeleitet werden. Die Auflösung der Messgitter, d.h. der Abstand zwischen den Leiterbahnen, variiert je nach Hersteller und Modell etwa zwischen 0,1 mm und 2 mm. Ein Nachteil dieser Messverfahren ist, dass die Richtung des Rissfortschritts vorher bekannt sein muss.

Eine weitere Möglichkeit zur Messung des Rissfortschritts stellt das Rastlinienverfahren dar. Dabei wird die Schwingbeanspruchung wiederholt für eine bestimmte Lastwechselzahl reduziert. Dadurch entstehen auf der Bruchfläche sichtbare Rastlinien, welche die Rissspitzenpositionen zu den entsprechenden Zeitpunkten darstellen. Die reduzierte Schwingbelastung muss so gewählt werden, dass der Einfluss auf den Gesamtrissfortschritt vernachlässigbar ist. Vorteilhaft bei diesem Verfahren ist, dass der Verlauf der Rissfront im Bauteilinneren bestimmt werden kann und die Rissausbreitungsrichtung nicht bekannt sein muss. Allerdings ist das Verfahren mit einem erhöhten versuchstechnischen Aufwand verbunden.

Der in diesem Abschnitt vorgestellte Kenntnisstand bildet die Grundlage für die Planung und Durchführung der Dauerschwingversuche sowie für die Analyse der Versuchsergebnisse in den Kapiteln 5 und 6. Zudem sind vorgestellte Ansätze zur Beschreibung des Rissfortschritts die Basis für das numerische Berechnungsverfahren, welches in Kapitel 7 vorgestellt wird.

2.2 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe

Faserverstärkte Kunststoffe (FVK), auch Faserverbundwerkstoffe, werden bereits seit Langem erfolgreich in der Luft- und Raumfahrttechnik sowie im Maschinenbau eingesetzt. In den letzten Jahren gewinnt dieser Werkstoff aufgrund spezifischer Vorteile gegenüber den üblichen Baustoffen, wie Stahlbeton, Stahl, und Holz, auch im Bauwesen zunehmend an Bedeutung. FVK weisen neben einem geringen spezifischen Gewicht je nach Materialzusammensetzung eine sehr hohe Steifigkeit und Festigkeit auf. Zudem zeichnet sich der Werkstoff durch seine geringe thermische Leitfähigkeit aus.

2.2.1 Aufbau und Materialien

FVK ist ein Verbundwerkstoff, der aus mehreren Komponenten besteht. Die wichtigsten Komponenten sind die Kunststoffmatrix und die Verstärkungsfasern. Des Weiteren können Füllstoffe und Additive gezielt zur Beeinflussung spezifischer Werkstoffeigenschaften, wie zum Beispiel der Beständigkeit gegenüber UV-Strahlung oder Witterungseinflüssen, eingesetzt werden. Die Fasern bestimmen maßgeblich die mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffs, wie Steifigkeit und Festigkeit. Sie bestehen bei einem Einsatz in konstruktiven Bauteilen meist aus Kohlenstoff- oder Glasfasern. Werden Kohlenstofffasern verwendet, spricht man auch von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK). Analog wird glasfaserverstärkter Kunststoff auch als GFK bezeichnet (*Knippers et al. 2020*). Die Matrix besteht in der Regel aus organischen Polymeren und bindet die Fasern in der gewünschten geometrischen Form ein. Zudem schützt sie die Fasern vor chemischen und physikalischen Einwirkungen. Zwar weist die Matrix gegenüber den Fasern vergleichsweise geringe Steifigkeiten und Festigkeiten auf, sie ist allerdings von wesentlicher Bedeutung für den Lastabtrag. Die Hauptaufgaben der Matrix umfassen neben der Stützung der Fasern bei Druckbeanspruchung und der Krafterleitung in die Fasern, bzw. Kraftübertragung zwischen den Fasern, auch die Übertragung von Schubspannungen. Zur Ausbildung eines effektiven Verbundtragverhaltens muss sichergestellt sein, dass die Bruchdehnung der Matrix höher ist als die der Fasern. Der Grund dafür liegt in einer höheren Faserbeanspruchung infolge eines Plastizierens der Matrix (*Knippers et al. 2020; Rösler et al. 2006*).

In Verstärkungslamellen werden aufgrund der guten mechanischen Eigenschaften Kohlenstofffasern eingesetzt. Diese werden daher auch als kohlenstofffaserverstärkte Kunststofflamellen bzw. CFK-Lamellen bezeichnet. Kohlenstofffasern zeichnen sich durch eine sehr hohe Steifigkeit und Festigkeit in Faserrichtung aus. Sie weisen zudem eine sehr geringe Kriechneigung und einen hohen Ermüdungswiderstand auf (*Knippers et al. 2020*). Als Matrixwerkstoff kommen in Verbindung mit Kohlenstofffasern meist Kunststoffe auf Epoxidharzbasis zum Einsatz, da sie vergleichsweise gute Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften besitzen. In Abschnitt 2.3.3 wird näher auf die Eigenschaften von Epoxidharzen eingegangen.

Unidirektional faserverstärkte Lamellen aus CFK sind in verschiedenen Querschnittsabmessungen und Steifigkeitsklassen erhältlich. Die Dicke der Lamellen liegt in der Regel zwischen 1,2 mm und 3,0 mm bei Breiten zwischen 10 mm und 150 mm. Je nach Zusammensetzung beträgt der Elastizitätsmodul der Lamellen etwa zwischen 150.000 MPa und 450.000 MPa (MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG 2021a; MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG 2021b; Sika Schweiz AG 2021a; Sika Schweiz AG 2021c; Sika Schweiz AG 2021b; Sika Schweiz AG 2021d; StoCretec GmbH 2020a; StoCretec GmbH 2020b; StoCretec GmbH 2020c).

2.2.2 Versagensarten in unidirektional verstärkten Schichten

In CFK-Lamellen werden unidirektionale Endlosfasern eingesetzt. In Längs- bzw. Faserrichtung zeigen CFK-Lamellen daher eine sehr hohe Steifigkeit und Festigkeit. Bei einer Zug- oder Schubbeanspruchung quer zur Faserrichtung ist hingegen die Matrix maßgebend und die Beanspruchbarkeit vergleichsweise gering. Es liegt daher ein anisotropes Werkstoffverhalten vor. Die Versagensmechanismen lassen sich für unidirektional verstärkte Schichten nach (Puck 1996) in „faserdominiert“ (Abbildung 2-9 a) und b)) und „matrixdominiert“ (Abbildung 2-9 c) bis d)) unterteilen.

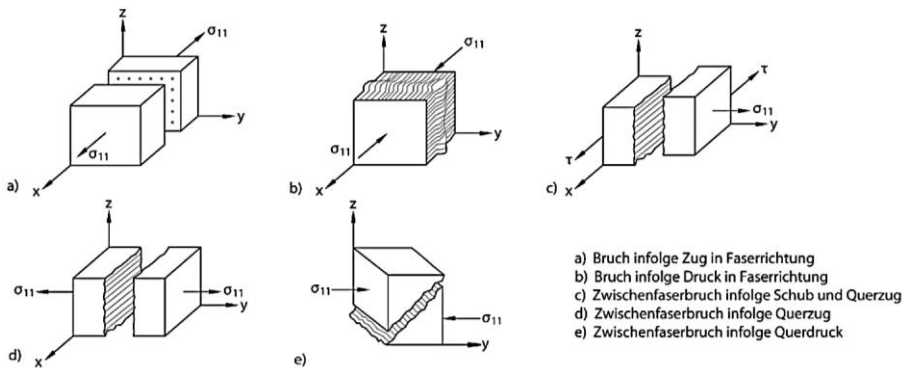


Abbildung 2-9: Versagensmechanismen in unidirektional faserverstärkten Kunststoffschichten nach (Puck 1996)

Bei einer Zugbeanspruchung wird das Versagen im Wesentlichen durch Faserbruch bestimmt (a). Infolge einer Normalbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung oder einer Schubbeanspruchung (c – e) tritt zunächst ein Zwischenfaserbruch ein. In der Regel folgt darauf der Faserbruch, allerdings ist die Beanspruchbarkeit der Matrix maßgebend für das Versagen des Verbundwerkstoffs.

2.2.3 Weitere Verarbeitungsformen der Fasern

Die Fasern können grundsätzlich auch in anderen Verarbeitungsformen im Verbundwerkstoff vorliegen (siehe Abbildung 2-10). Zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften in bestimmten Beanspruchungsrichtungen können die Fasern auch in Form von Gelegen oder Geweben verarbeitet werden. Gelege bestehen dann aus mehreren Schichten unidirektionaler Fasern, die übereinander in unterschiedlichen Orientierungswinkeln angeordnet sind. Gewebe bestehen aus mindestens zwei orthogonal zueinanderstehenden Fasersträngen, die mithilfe verschiedener Bindungsarten miteinander verwebt sind. In eine Kunststoffmatrix eingebettete CF-Gelege und -Gewebe kommen meist in flächigen Bauteilen zum Einsatz und weisen gegenüber CFK-Lamellen, die in Faserrichtung belastet werden, geringere Steifigkeiten und Festigkeiten auf (*Knippers et al. 2020*).

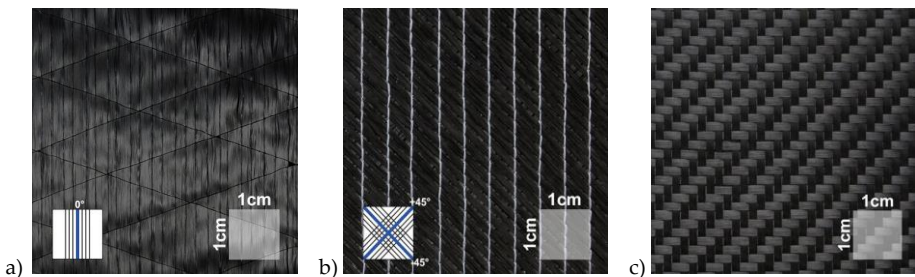


Abbildung 2-10: Verschiedene Verarbeitungsformen der Fasern: a) CF-Gelege, unidirektional, b) CF-Gelege, bidiagonal, c) CF-Gewebe (*HP-Textiles GmbH 2021*)

Als wichtige Herstellverfahren sind das Pultrusions- sowie Press- und Injektionsverfahren zu nennen. Komplexe oder sehr große Bauteile, wie beispielsweise Ro-

torblätter von Windenergieanlagen, werden häufig manuell gefertigt. Nähere Informationen zu den Herstellverfahren können (AVK – *Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V.* 2013) entnommen werden.

2.2.4 Kriechen und Ermüdung von CFK

Grundsätzlich können organische Polymere bei Dauerbelastung ein ausgeprägtes Kriechverhalten zeigen, was auch zu einer Abnahme der Tragfähigkeit mit der Zeit (Zeitstandfestigkeit) führen kann. Kohlenstofffasern kriechen hingegen auch bei hohen Beanspruchungen nur in sehr geringem Maß. Das Kriechverhalten von CFK-Werkstoffen wird daher maßgeblich durch den Anteil der Matrix am Lastabtrag beeinflusst. Bei einer Beanspruchung in Faserrichtung wird die Matrix vergleichsweise gering beansprucht. Daher ist der Kriecheinfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten von CFK-Lamellen bei einer Belastung in Faserrichtung gering (Knippers *et al.* 2020). Bei Schubbeanspruchung oder einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faser ist der Kriecheinfluss hingegen größer.

Analog zum Kriechen wird auch das Ermüdungsverhalten durch die Beanspruchung der Matrix bestimmt. Kohlenstofffasern selbst zeigen einen sehr hohen Ermüdungswiderstand. Da die Dehnung der Matrix bei einer Belastung von CFK-Lamellen in Faserrichtung gering ist, ist auch der Ermüdungswiderstand des Verbundwerkstoffs sehr hoch (Uomoto/Burgoyne 2015). Die Dauerfestigkeit von CFK-Lamellen ist nach (Borchert 2009) größer als 80 % der Kurzzeitfestigkeit.

2.3 Klebverbindungen

2.3.1 Grundlagen

Kleben ist das Fügen gleicher oder ungleicher Werkstoffe unter Verwendung eines Klebstoffs (Habenicht 2009). Die tragfähige Verbindung wird durch die flächige Haftung des Klebstoffs auf der Fügeiteiloberfläche (Adhäsion) sowie durch die innere Festigkeit des Klebstoffs (Kohäsion) gewährleistet. Daher wird Kleben den stoffschlüssigen Fügeverfahren zugeordnet. In technischen Anwendungen, z.B.

im Maschinenbau und Bauwesen, werden zumeist organische Klebstoffe eingesetzt.

Für strukturelle Klebungen, worunter im Allgemeinen lastabtragende Verbindungen mit hoher Festigkeit, Steifigkeit, und Beständigkeit verstanden werden, werden meist chemisch abbindende Klebstoffe eingesetzt. Solche Reaktionsklebstoffe bestehen in der Regel entweder aus zwei Komponenten (2K), die kurz vor Beginn des Fügens miteinander vermischt werden, oder aus einer Komponente, die auf in der Klebfuge vorliegende Reaktionspartner angewiesen sind. Bei der Reaktion schließen sich Monomermoleküle zu Polymerketten zusammen. Wesentliche Elemente in Monomermolekülen sind Kohlenstoff (C), Wasserstoff (H), Sauerstoff (O), Stickstoff (N), Chlor (Cl) und Schwefel. Die möglichen Reaktionsarten zur Polymerbildung umfassen die Polymerisation, die Polyaddition und die Polykondensation. Auf diese wird im Weiteren nicht näher eingegangen. Für weitere Informationen wird auf (*Habenicht* 2009) verwiesen.

Die Kohäsion, d.h. die innere Festigkeit eines Klebstoffs, wird maßgeblich durch die Wechselwirkungen zwischen den Klebstoffmolekülen bestimmt. Je nach Art des Kunststoffes existieren diese Wechselwirkungen in Form von Hauptvalenzbindungen (kovalente Bindungen) und Nebervalenzbindungen (z.B. van der Waals-Kräfte und Wasserstoffbrückenbindungen). Zudem trägt die Verklammerung von Polymerketten untereinander zur Kohäsion bei.

Neben der inneren Festigkeit des Klebstoffs ist die Adhäsion, d.h. die Haftung des Klebstoffs auf der Fügeiteiloberfläche, von wesentlicher Bedeutung für die Tragfähigkeit der Verbindung. Die Adhäsionskräfte setzen sich nach dem heutigen Kenntnisstand aus der spezifischen und der mechanischen Adhäsion zusammen. Die Ausbildung der spezifischen Adhäsion beruht auf chemischen, physikalischen und thermodynamischen Prozessen. Die Haftungskräfte entstehen dabei im Wesentlichen durch zwischenmolekulare und kovalente Bindungen in einem Wirkungsbereich von etwa 0,2 – 1 nm. Bei metallischen Fügeiteilen können sich sogenannte Komplexbindungen zwischen Metalloxiden bzw. -hydroxiden und Klebstoffmolekülen bilden. Eine günstige mikromorphologische Beschaffenheit der Oxidstruktur mit einer großen wirksamen Oberfläche kann zu einer verbesserten Haftung beitragen. Bei Fügeiteilen aus Kunststoff kann es unter Verwendung eines lösungsmittelhaltigen Klebstoffs zu einer wechselseitigen Diffusion

von Polymermolekülen kommen. Infolge des Lösungsmittels kommt es in der Grenzfläche zu Quell- und Lösungseffekten, die eine erhöhte Beweglichkeit der Moleküle bewirken. Nach der vollständigen Entfernung aller Lösungsmittelanteile entstehen hohe Hauptvalenzkräfte, die wesentlich zur Festigkeit der Klebverbindung im grenzschichtnahen Bereich beitragen. Die mechanische Adhäsion beruht auf dem Eindringen des flüssigen Klebstoffs in Poren, Kapillaren, Hinterschnidungen oder andere geometrische Ausprägungen der Füge-teiloberfläche. Der Anteil der mechanischen Adhäsion an der Gesamtadhäsion ist umso höher je größer die Rauigkeit der Oberfläche ist (*Kollek 1985; Rasche 2012*).

2.3.2 Versagensarten

Das Versagen geklebter Verbindungen lässt sich nach (*DIN EN ISO 10365*) mithilfe verschiedener Bruchbildarten charakterisieren. Dabei wird grundsätzlich zwischen einem Versagen im Klebstoff, in der Grenzschicht oder im Füge-teil unterschieden. Die möglichen Bruchbildarten wurden auf die in dieser Arbeit untersuchten CFK-Stahl-Klebverbindungen angepasst und sind in Abbildung 2-11 dargestellt.

Ein Bruch kann grundsätzlich im Stahl- oder im CFK-Füge-teil auftreten. Für Stahl-füge-teile kann der Füge-teilbruch relevant werden (SF). Ein faserdominiertes Versagen tritt im CFK-Füge-teil durch einen Faserbruch infolge Zugbeanspruchung ein (SF). Neben dem faserdominierten Zugbruch ist bei CFK-Stahl-Klebungen auch ein matrixdominiertes Versagen im CFK-Füge-teil möglich. Dieses kann in Form eines Zwischenfaserbruchs infolge Querkzugbeanspruchung oder Schub- und Querkzugbeanspruchung eintreten. Bei Faserverbundgelegen und -geweben kann zudem ein sogenanntes Delaminationsversagen eintreten (*Knippers et al. 2020*). Dabei kommt es zu einer Trennung zweier Schichten im Faser-Matrix-Verbund. Das matrixdominierte Versagen kann mit Blick auf (*DIN EN ISO 10365*) als kohäsives Füge-teilversagen (CSF) eingeordnet werden.

Im Klebstoff kann grundsätzlich ein adhäsives Versagen in der Grenzschicht Klebstoff-Füge-teil (AF) oder ein kohäsives Versagen eintreten. Bei einem kohäsiven Versagen wird zwischen einem Kohäsionsbruch (CF) und einem substratnahen

speziellen Kohäsionsbruch (SCF) differenziert. Unter die Bezeichnung ACFP fallen Mischbrüche mit geschälten Klebstoffanteilen.





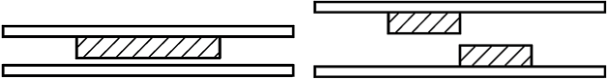
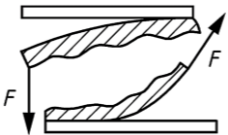
Bruchbilder		Bezeichnung
Fügeteil	 <p>Zugbruch eines oder beider Fügeteile (Fügeteilbruch)</p>	SF
	 <p>Zwischenfaser-/Delaminationsbruch des CFK-Fügeteils (Kohäsives Fügeteilversagen)</p>	CSF
Klebstoff	 <p>Kohäsionsbruch</p>	CF
	 <p>Substratnaher spezieller Kohäsionsbruch</p>	SCF
	 <p>Adhäsionsbruch</p>	AF
	 <p>Adhäsions- und Kohäsionsbruch mit Schälung</p>	ACFP

Abbildung 2-11: Bruchbildarten geklebter CFK-Stahl-Verbindungen in Anlehnung an (DIN EN ISO 10365)

2.3.3 Epoxidharzklebstoffe

Klebstoffe lassen sich nach ihrer chemischen Basis unterscheiden. Für strukturelle Klebungen werden in der Regel Klebstoffe auf Epoxidharz- oder Polyurethanbasis eingesetzt. Im Rahmen dieser Arbeit werden Kunststoffe auf Epoxidharzbasis untersucht, daher wird im Folgenden näher auf die Eigenschaften von Epoxidharzklebstoffen eingegangen.

Epoxidharzklebstoffe sind Duomere, welche durch Polyaddition während einer Reaktion eines Epoxidgrundharzes mit einem Härter entstehen. Charakteristisch für Epoxidgrundharze sind die reaktionsfähigen, endständigen Epoxidgruppen an den Molekülketten. Diese Epoxidgruppe ist in Abbildung 2-12, links, dargestellt.



Abbildung 2-12: Endständige Epoxidgruppe (links), Aminogruppe (rechts) (Borchert 2009)

Durch Zugabe eines Härters löst sich an einer solchen Endgruppe eines Monomers eine Elektronenpaarbindung und es entstehen freie Bindungselektronen. Die Monomere können so Bindungen miteinander eingehen und es bilden sich lange Molekülketten (Habenicht 2009). Als Härter werden häufig Amine verwendet, die als reaktive Atomgruppierung eine Aminogruppe besitzen (Abbildung 2-12, rechts). Je nach den beteiligten Reaktionspartnern können die Reaktionen bei Raumtemperatur (kalthärtend) ablaufen oder durch Energiezufuhr in Form von Wärme oder UV-Strahlung (warmhärtend) in Gang gesetzt werden. In Bauanwendungen werden in der Regel kalthärtende Klebstoffe eingesetzt (Borchert 2009).

Mechanische Eigenschaften

Epoxidharzklebstoffe zeichnen sich durch eine hohe Steifigkeit und innere Festigkeit sowie Beständigkeit aus. Zudem besitzen sie gute Adhäsionseigenschaften auf Stahl und CFK (Schuler et al. 2019). Typische Werte des E-Modul liegen je nach

Epoxidgehalt und Füllstoffen zwischen 8000 MPa und 12000 MPa, die Zugfestigkeit liegt etwa zwischen 10 MPa und 40 MPa. Das Verformungsverhalten von Epoxidharzklebstoffen kann für geringe, kurzzeitige Beanspruchungen mithilfe des Hook'schen Gesetzes beschrieben werden. Zudem weisen sie üblicherweise kein ausgeprägtes plastisches bzw. duktilen Verformungsverhalten auf und versagen spröde (Borchert 2009). Die zuvor beschriebenen Eigenschaften gelten, solange sich der Klebstoff im Glaszustand, d.h. unterhalb der Glasübergangstemperatur T_G , befindet.

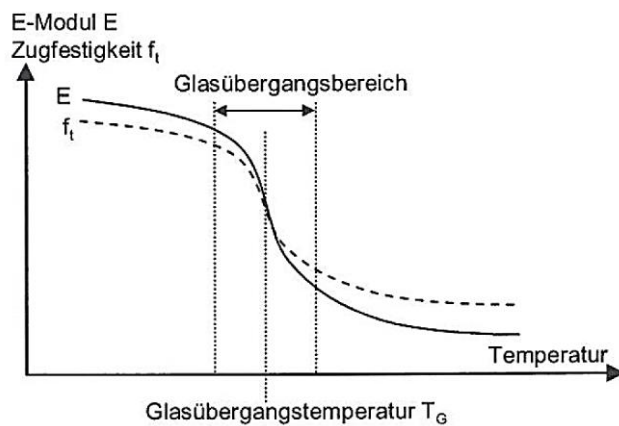


Abbildung 2-13: Steifigkeit und Festigkeit von Epoxidharzklebstoffen in Abhängigkeit der Temperatur (Borchert 2009)

Wird die Glasübergangstemperatur überschritten, ändern sich die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs (siehe Abbildung 2-13). Es kommt zu einem deutlichen Abfall der Steifigkeit und Festigkeit. Der Grund liegt darin, dass mit steigender Temperatur Molekülbewegungen einsetzen und sich der Abstand der Moleküle zueinander vergrößert. In der Folge werden die zwischenmolekularen Bindungen zunehmend gelöst. Das Material geht von einem amorphen in einen zäh-elastischen Zustand über und weist reduzierte Steifigkeitskennwerte auf (Borchert 2009). Die Glasübergangstemperatur wird mithilfe einer dynamisch-mechanische Thermoanalyse (DMTA) bestimmt. Während der DMTA wird eine Klebstoffsubstanzprobe bei Änderung der Temperatur sinusförmig veränderlich belastet. Bei viskoelastischen Werkstoffen kann eine Phasenverschiebung des

Messsignals der Verformung in Bezug zum Messsignal der Kraft beobachtet werden. Aus den Messwerten lässt sich der mechanische Verlustfaktor $\tan \delta$ berechnen. Dieser ergibt sich aus dem Quotienten von Energieverlust (Verlustmodul) und Energiespeicherung (Speichermodul). Der Speichermodul beschreibt die elastischen Eigenschaften eines Werkstoffes, wohingegen der Verlustmodul die dissipierte Energie quantifiziert. Tritt über einen bestimmten Temperaturverlauf ein Maximum des Verlustfaktors auf, so kann dieses als Anhaltspunkt für die Glasübergangstemperatur aufgefasst werden (Albiez 2016).

Infolge einer ständigen Belastung können Kriech- und Relaxationseffekte einsetzen, die wie bereits im vorangegangenen Abschnitt 2.3 angesprochen zu einer Abnahme der Tragfähigkeit (Zeitstandfestigkeit) führen können. Das Kriechen von Polymeren lässt sich darauf zurückführen, dass zwischenmolekulare Bindungen zwischen den Polymerketten zunehmend aufbrechen und infolgedessen die Verformungen steigen. Wenn die Verformungsfähigkeit der Klebschicht erreicht ist, kann es zu einem Bruch der Klebschicht unterhalb der Festigkeitsgrenze kommen. Dieses zeitabhängige Verhalten wird maßgeblich durch die Höhe und Dauer der Lasteinwirkung sowie durch die Temperatur beeinflusst.

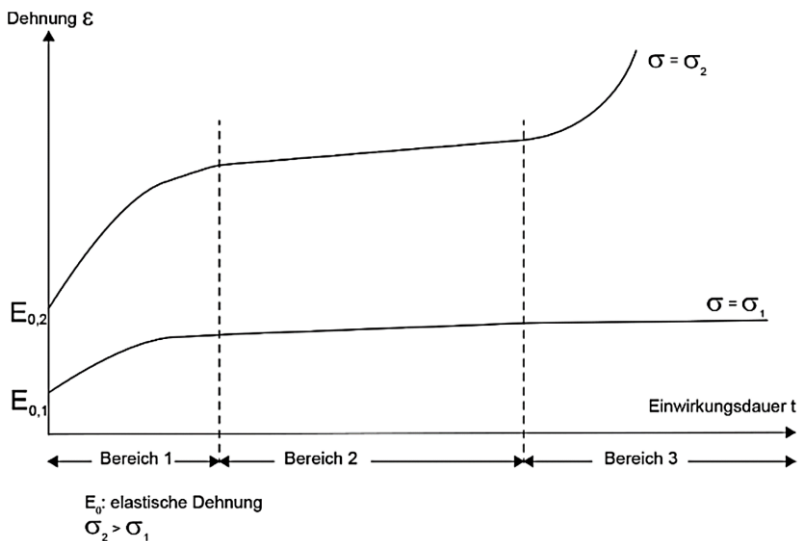


Abbildung 2-14: Schematische Darstellung des Zeit-Verformungsverhaltens von Polymeren (Knippers et al. 2020)

Das Kriechen von Polymeren lässt sich grundsätzlich in drei charakteristische Bereiche unterteilen. In Abbildung 2-14 ist schematisch die Dehnung über der Einwirkungsdauer aufgetragen. Im ersten Bereich nimmt die Dehnung mit der Zeit zu, hier sind die Verformungen teilweise reversibel. Im Übergang zu Bereich 2 verlangsamt sich die Dehnungszunahme und die Dehnung nimmt im Bereich 2 mit niedrigerer, konstanter Geschwindigkeit zu. Wenn die Beanspruchung einen kritischen Wert überschreitet, beschleunigt sich die Dehnungszunahme in einem dritten Bereich zunehmend bis der Bruch eintritt (*Knippers et al.* 2020). Die Dauerstandfestigkeit, d.h. die Festigkeit bei dauerhafter Last, liegt bei Raumtemperatur für den reinen Polymerwerkstoff in einer Größenordnung von 40 – 70 % der Kurzzeitfestigkeit (*Habenicht* 2009; *Borchert* 2009; *Bergmeister* 2003).

2.3.4 Ermüdung von Polymeren

Eine schwingende Beanspruchung führt in Polymeren zu Festigkeitsverlusten bzw. Materialermüdung. Polymere Klebstoffe bzw. polymere Werkstoffe besitzen keine geordnete molekulare Gitterstruktur wie Metalle, sondern bestehen aus weitgehend ungeordneten Molekülketten. Die Ermüdung polymerer Werkstoffe unterscheidet sich daher auf mikrostruktureller Ebene von der Ermüdung metallischer Werkstoffe. An Stellen erhöhter Spannungskonzentration (häufig auf der Bauteiloberfläche) können sich infolge schwingender Beanspruchung Schädigungszonen oder Normalspannungsfleißzonen ausbilden, welche hochorientiertes plastisch verformtes Material enthalten (*Sauer/Richardson* 1980). Normalspannungsfleißzonen werden auch als „Craze“ und der mikromechanische Deformationsmechanismus als „Crazing“ bezeichnet (*Michler* 1992). In diesen Zonen plastischer Deformationen können Kavitäten oder Mikrorisse entstehen, von denen dann im weiteren Verlauf der Belastung Makrorisse ausgehen. Auf die Phase des Ermüdungsanrisses (Rissinitiierungsphase) folgt die Rissfortschrittsphase, in der der Riss wächst, bis ein kritischer Restquerschnitt erreicht ist und der Bruch eintritt. Dabei nimmt die ertragbare Lastwechselzahl wie auch bei Metallen im Allgemeinen mit steigender Spannungsschwingbreite ab. Polymere weisen jedoch häufig keine Dauerfestigkeit auf (*Rasche* 2012; *Sauer/Richardson* 1980).

Einen wichtigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat neben der Spannungsschwingbreite das Spannungsverhältnis. Je nach Höhe der Mittelspannung und

der Belastungsfrequenz können Kriechvorgänge den Bruch begünstigen. Als kritisch sind in diesem Zusammenhang Belastungen anzusehen, die immer bzw. überwiegend in eine Richtung erfolgen. Eine schwellende Beanspruchung kann ab einer ausreichend hohen Mittelspannung im Vergleich zu einer Wechselbeanspruchung mit gleicher Schwingbreite zu einer geringeren ertragbaren Lastwechselzahl führen. In diesem Fall werden die zumeist reversiblen Bewegungen infolge der Schwingbelastung durch irreversible Kriechvorgänge überlagert und es tritt ein kriechdominierter Bruch ein (*Rasche* 2012).

Niederfrequente Belastungen begünstigen einen derartigen Kriechbruch und können in geringeren ertragbaren Lastwechselzahlen resultieren. Mit steigender Frequenz steigen auch die ertragbaren Lastwechselzahlen. Betrachtet man für zwei Fälle mit einer niedrigen und einer hohen Prüffrequenz jedoch die effektive Belastungszeit bis zum Kriechbruch, so zeigt sich, dass diese unabhängig von der Prüffrequenz ist. Somit ist in beiden Fällen die gleiche Zeit bis zum Kriechbruch vergangen. Nach (*Althof* 1984) ist das Bruchkriterium dann ein Verformungsver-sagen beim Überschreiten einer klebstoffspezifischen Grenzverformung.

2.4 Analyse des Tragverhaltens geklebter CFK-Stahl-Überlappverbindungen

2.4.1 Spannungsbasierte Ansätze

Zur Abschätzung der Beanspruchungen von geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindungen steht eine Vielzahl von Methoden zur Verfügung. Häufig werden analytische oder numerische Modelle zur Bestimmung von Spannungskomponenten in ebenen Überlappklebverbindungen angewendet. Diese müssen die an den Überlappungsenden auftretenden, versagensmaßgebenden Spannungskonzentrationen sowie den Einfluss unterschiedlicher Dicken und Werkstoffeigenschaften der Fügeteilpartner abbilden können. Häufig angewendete, analytische Modelle von *Volkersen* (1938) oder *Goland/Reissner* (1944) sind nur auf Verbindungen von Fügeteilen mit gleichem Werkstoffverhalten anwendbar. *Hart-Smith* (1973) hat die elastische Analyse von *Goland/Reissner* dahingehend erweitert, dass Fügeteile unterschiedlicher Werkstoffe und das Verformungsverhalten des Klebstoffs mithilfe

eines linear-elastischen, ideal-plastischen Materialmodells abgebildet werden kann.

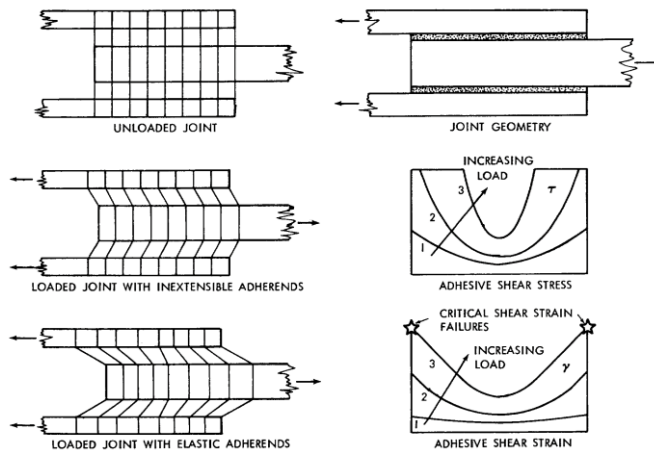


Abbildung 2-15: Schematische Darstellung des Schubspannungsverlaufs in der Klebschicht unter Verwendung eines linear-elastischen, ideal-plastischen Materialmodells nach (Hart-Smith 1973)

Dieses Modell ermöglicht neben der Berechnung des Schub- und Normalspannungsverlaufs auch die Abschätzung der Tragfähigkeit einer zweiseitigen geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung. Die äußeren beiden Fügeiteile der Verbindung werden im Folgenden als Laschen bezeichnet. Die in (Hart-Smith 1973) angegebenen Formeln zur Berechnung der Tragfähigkeit berücksichtigen sowohl die elastische als auch die plastische Schubverformungsenergie des Klebstoffs. Es wird dabei die Annahme getroffen, dass ein Schubversagen des Klebstoffs an den belasteten Laschenenden eintritt. Damit zu hohe Schälspannungen an den unbelasteten Laschenenden nicht versagensmaßgebend werden, wird eine Begrenzung der Fügeiteildicke, u.a. in Abhängigkeit der Klebstoffzugfestigkeit, empfohlen. Nach dem Modell ist die maximal mögliche Tragfähigkeit erreicht, sobald eine bestimmte Mindestüberlapplänge vorliegt. Wird die Überlapplänge darüber hinaus weiter erhöht, bleibt die Tragfähigkeit der Verbindung konstant. Lediglich die Verformung der Verbindung bis zum Bruch nimmt zu (Hart-Smith 1973). Fawzia et al. (2006) führten statische Zugversuche an zweiseitigen CFK-Stahl-Überlapp-

verbindungen durch. Es konnte eine gute Übereinstimmung der experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerte mit den nach dem analytischen Ansatz von Hart-Smith bestimmten Tragfähigkeitswerten gezeigt werden.

Mithilfe eines analytischen Modells nach (Li *et al.* 2018) lassen sich unter Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens die Beanspruchungen in den Füge-teilen und der Klebschicht einer zweischnittigen, geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung berechnen. Des Weiteren ist eine Formel zur Bestimmung der Längssteifigkeit der Verbindung gegeben. Damit lassen sich Füge-teildehnungen in freien sowie in verklebten Bereichen sowie die Schubverzerrungen der Klebschichten berücksichtigen. Die Längssteifigkeit K_{lap} ergibt sich unter der Annahme einer zur Erreichung der vollen Tragfähigkeit nötigen Mindestüberlapplänge wie folgt.

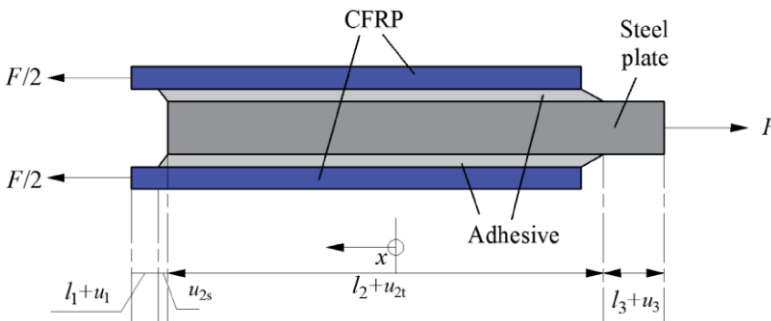


Abbildung 2-16: Schematische Darstellung einer zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindung nach (Li *et al.* 2018)

$$K_{lap} = \frac{F}{u} = \frac{W_s E_s t_s}{\left(\frac{1}{n} l_1 + \frac{1}{1+n} l_2 + l_3 + \frac{1+n^2}{n(1+n)} \frac{1}{\lambda}\right)} \quad (2.10)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{G_a}{t_a} \left(\frac{2}{E_s t_s} + \frac{1}{E_c t_c} \right)} \quad (2.11)$$

$$n = 2E_c t_c / (E_s t_s) \quad (2.12)$$

l_1 : Freie Länge der CFK-Füge-teile [mm]

l_2 : Überlapplänge der Verbindung [mm]

- l_3 : Freie Länge des Stahl-Fügeteils [mm]
- W_s : Breite des Stahlblechs (entspricht der Breite der CFK-Lamellen) [mm]
- E_s : Elastizitätsmodul Stahl [MPa]
- t_s : Dicke des Stahlblechs [mm]
- E_c : Elastizitätsmodul der CFK-Lamelle [MPa]
- t_c : Dicke der CFK-Lamelle [mm]
- G_a : Schubmodul des Klebstoffs [MPa]
- t_a : Dicke der Klebschicht [mm]

Die Modellparameter umfassen die Fügeteil- und Klebschichtabmessungen, die Elastizitätsmodule der Fügeteile und den Schubmodul des Klebstoffs. Das Modell wurde durch einen Vergleich mit experimentell ermittelten Steifigkeiten validiert. Für die Zusammenstellung weiterer analytischer Modelle, auf die im Folgenden nicht weiter eingegangen werden soll, sei beispielsweise auf (*Da Silva et al.* 2009) verwiesen.

2.4.2 Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen

Zur Analyse des Tragverhaltens geklebter CFK-Stahl-Überlappverbindungen unter quasi-statischer Belastung werden häufig auch sogenannte Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen herangezogen. Die Abschätzung der Tragfähigkeit mithilfe derartiger Modelle ist im Vergleich zu üblichen spannungsbasierten Ansätzen, z.B. nach (*Hart-Smith* 1973) oder (*Li et al.* 2018), dahingehend vorteilhaft, dass nicht nur ein Klebstoffversagen berücksichtigt werden kann. Mithilfe von Verbundspannungs-Schlupf-Modellen lässt sich auch ein mögliches Verbundversagen in den Fügeteilen, z.B. in Form eines Zwischenfaserbruchs in der CFK-Lamelle, berücksichtigen. Die Modelle beschreiben einen Zusammenhang zwischen einer lokal in der Verbindung wirkenden Verbund(schub)spannung τ und einer zugehörigen Relativverschiebung (Schlupf) δ zwischen den beiden Fügeteilen. Sie ermöglichen es, die maximal ertragbare Verbundspannung τ_f sowie die maximal

ertragbare Last (Verbundbruchkraft) einer Überlappklebverbindung abzuschätzen. Das Problem wird dabei vereinfachend als ebener Spannungszustand behandelt. Die Bestimmung der Modellparameter ist aufwändig, da Versuche am Gesamtsystem mit einem relativ hohen Bedarf an Messtechnik durchgeführt werden müssen.

Xial/Teng (2005) führten Zugversuche an geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindungen durch und entwickelten einen bilinearen Verbundansatz, der in Abbildung 2-17 dargestellt ist. Es wird dabei davon ausgegangen, dass das lokale Verbundversagen am belasteten Lamellenende eintritt.

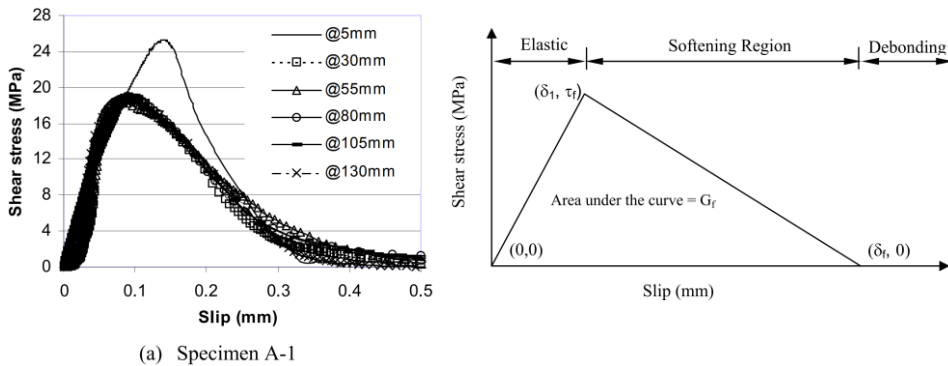


Abbildung 2-17: links: Exemplarische Verbundspannungs-Schlupf-Kurven aus Versuchen; rechts: Bilinearer Verbundansatz für geklebte CFK-Stahl-Überlappverbindungen (Xial/Teng 2005)

Während des Lastanstiegs ist am belasteten Lamellenende zunächst ein elastisches Verformungsverhalten der Klebschicht festzustellen. Die Verbundschubspannung steigt dort in der Klebschicht mit steigender Last bis zur lokalen Verbundfestigkeit (d.h. die maximal ertragbare Verbundspannung τ_f) an. Anschließend stellt sich bei weiterer Laststeigerung lokal ein Entfestigungsbereich ein, in dem die lokale Verbundspannung beginnt abzusinken. Mit der Entfestigung geht lokal ein Steifigkeitsverlust einher. Dadurch werden zuvor weniger beanspruchte Bereiche der Klebschicht stärker am Lastabtrag beteiligt. Die maximal übertragbare Last ist erreicht, wenn am belasteten Lamellenende die maximale Verschiebung, bei der ge-

rade noch Verbundspannungen übertragen werden, erreicht ist (δ_f) (Holzenkämpfer 1994). Das Verbundspannungsmaximum breitet sich dabei in Richtung des unbelasteten Fügeiteiles aus. Die Fläche unter der Kurve des Verbundansatzes entspricht der Bruchenergie G_f , d.h. der Energie, die zur Erzeugung eines Risses mit einer Einheitsfläche benötigt wird (Holzenkämpfer 1994).

In den Versuchen von Xia/Teng (2005) traten in Abhängigkeit der Klebschichtdicke zwei verschiedene Versagensarten auf. Für die untersuchten Klebschichtdicken 1 mm und 2 mm wurde ein substratnahes kohäsives Klebstoffversagen in der Grenzschicht Klebstoff-CFK beobachtet. In Versuchen mit einer größeren Klebschichtdicke von 4 mm, trat hingegen ein Delaminationsversagen im CFK-Werkstoff auf. Im Gegensatz dazu wurde in vergleichbaren Versuchen an CFK-Stahl-Klebung mit verschiedenen CFK-Klebstoff-Systemen von Fawzia et al. (2010) für eine Klebschichtdicke von etwa 0,5 mm fast ausschließlich ein kombiniertes Versagen in Form von Delamination im CFK-Werkstoff sowie Klebstoffversagen in der Grenzschicht Klebstoff-CFK festgestellt. Diese Untersuchungsergebnisse zeigen die Problematik auf, dass die Versagensart stark von dem untersuchten Verstärkungssystem, bestehend aus CFK-Werkstoff und Klebstoff, abhängt. Daher müssen individuell für jedes Verstärkungssystem die charakteristische Versagensart und die damit verbundenen Modellparameter durch Versuche bestimmt werden. Tritt in der Verbindung ein kohäsives Klebstoffversagen auf, so entspricht die maximal ertragbare Verbundspannung τ_f der Schubfestigkeit des Klebstoffs. Die von Xia/Teng (2005) entwickelten Gleichungen 2.13 und 2.14 zur Abschätzung der maximalen Tragfähigkeit bzw. der Verbundbruchkraft F_{lb} setzen ein kohäsives Klebstoffversagen im Bereich des belasteten Lamellenendes voraus.

$$F_{lb} = W_c \sqrt{E_c t_c \tau_f \delta_f} \quad (2.13)$$

$$\tau_f \delta_f = 62 \left(\frac{f_{t,a}}{G_a} \right)^{0,56} t_a^{0,27} \quad (2.14)$$

W_c : Breite der CFK-Lamelle [mm]

E_c : Elastizitätsmodul der CFK-Lamelle [MPa]

t_c : Dicke der CFK-Lamelle [mm]

τ_f : Maximal ertragbare Verbundspannung [MPa]

δ_f : Schlupf bzw. Relativverschiebung bei Verbundverlust [mm]

$f_{t,a}$: Zugfestigkeit des Klebstoffs [MPa]

G_a : Schubmodul des Klebstoffs [MPa]

t_a : Dicke der Klebschicht [mm]

In (Xia/Teng 2005) wird zudem eine Formel zur Berechnung der Mindestüberlapplänge angegeben, welche zur Erreichung der maximalen Verbundbruchkraft F_{lb} erforderlich ist. Die Mindestüberlapplänge $l_{c,min}$ ergibt sich nach der folgenden Gleichung.

$$l_{c,min} = \frac{\pi}{2\sqrt{\tau_f/(E_c t_c \delta_f)}} \quad (2.15)$$

Ein weiteres Verbundspannungs-Schlupf-Modell für geklebte CFK-Stahl-Verbindungen wurde beispielsweise von *Dehghani et al.* (2012) entwickelt, welchem ein trilinearer Modellverlauf zugrunde gelegt ist. Dieser Ansatz eignet sich besonders für Klebstoffe, die ein stark ausgeprägtes duktilen Verformungsverhalten bis zum Bruch aufweisen. Dies zeigen auch experimentelle Untersuchungen an einem Klebstoff mit einem hohen Verformungsvermögen (*Yu et al.* 2012). Eine vergleichende Zusammenstellung verschiedener Ansätze ist in (*Amraei et al.* 2019) zu finden.

2.4.3 Beurteilung der Tragfähigkeit

Quasi-statische Belastung

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Klebverbindung unter quasi-statischer Belastung werden häufig spannungsbasierte Konzepte angewendet. Dabei werden analytisch oder numerisch ermittelte Spannungen in der Klebfuge bestimmten Festigkeitsgrenzwerten des Klebstoffs gegenübergestellt. Bei komplexen Spannungszuständen werden in der Regel kontinuumsmechanische Versagenskriterien zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Klebverbindung herangezogen. In der Literatur findet sich dazu eine Vielzahl verschiedener Ansätze. Häufige Anwendung finden die Vorgehensweisen, bei denen maximal auftretende Schub- oder Hauptspannungen mit der Schub- bzw. Zugfestigkeit des Klebstoffs verglichen

werden (*Da Silva et al.* 2009). Bei der Ausbildung der Klebverbindungen mit überlappenden Füge­teilen wird häufig eine Schubbeanspruchung als dominante Spannungs­komponente ermittelt. Zur Beurteilung der Tragfähigkeit von ebenen zwei­schnittigen Überlappverbindungen wird diese in (*Greenwood et al.* 1969) direkt der Schubfestigkeit des Klebstoffs als einzuhaltender Grenzwert gegenübergestellt. In (*Crocombe et al.* 1990) wird eine numerisch berechnete Hauptspannung zur Beurteilung der Tragfähigkeit herangezogen. Eine Zusammenstellung weiterer Mög­lichkeiten zur Beschreibung des Last-Verformungs- und Bruchverhaltens von Klebverbindungen ist in (*Feldmann et al.* 2017) zu finden.

Die in den Arbeiten von *Hart-Smith* (1973) und *Xia/Teng* (2005) angegebenen Formeln zur Abschätzung der maximal aufnehmbaren Lamellen(längs)kraft ermöglichen einen direkten Vergleich mit der einwirkenden Lamellenkraft. Sie basieren auf dem Ansatz einer maximal aufnehmbaren Verformungsenergie bis zum Bruch und berücksichtigen ein elastisch-plastisches Verformungsverhalten des Klebstoffs.

Auf bruchmechanische Ansätze zur Modellierung einer Lamellenablösung, wie sie zum Beispiel von *Bocciarelli et al.* (2009) vorgeschlagen oder von *Al-Zubaidy et al.* (2013) im Rahmen numerischer Untersuchungen mit Kohäsivzonenelementen angewendet wurden, wird im Weiteren nicht näher eingegangen. Diese sind aufgrund ihrer hohen Komplexität für eine Anwendung im Bauwesen in der Regel nicht relevant.

Dauerschwingbelastung

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit unter Dauerschwingbelastung steht eine Vielzahl verschiedener Verfahren zur Verfügung. In baupraktischen Auslegungsverfahren werden fast ausschließlich Wöhlerlinien angewendet, welche einen Zusammenhang zwischen der Schwingbreite der Beanspruchung und der ertragbaren Lastwechselzahl beschreiben. Je nach Definition des Versagens lässt sich dadurch die Lebensdauer bis zu einem definierten Anriss oder bis zum vollständigen Bruch im Bauteil bzw. der Verbindung abschätzen. Die Wöhlerlinien werden in der Regel auf Basis experimenteller Untersuchungen erstellt.

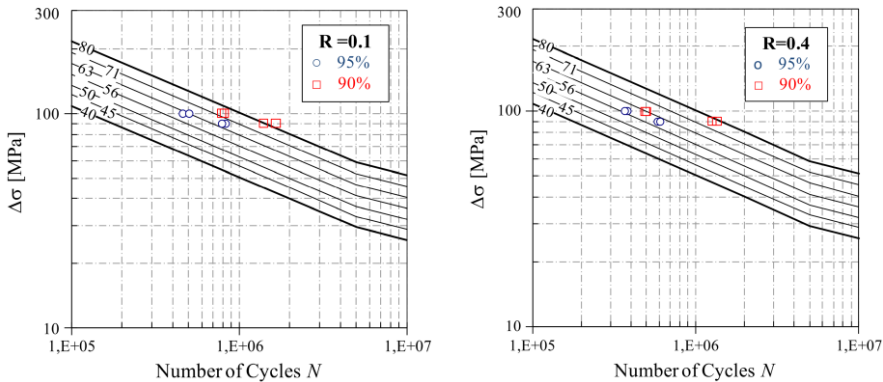


Abbildung 2-18: Ergebnisse von Dauerschwingversuchen an zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindungen für verschiedene Spannungsverhältnisse R (Colombi/Fava 2012)

Colombi/Fava (2012) führten Dauerschwingversuche an zweischnittigen CFK-Stahl-Verbindungen durch und ermittelten Wöhlerlinien für zwei verschiedene Spannungsverhältnisse ($R = 0,1$ und $R = 0,4$). Diese sind in Abbildung 2-18 dargestellt. Während der Versuche konnte eine Reduzierung der Verbindungssteifigkeit beobachtet werden, welche sich auf eine zunehmende Lamellenablösung zurückführen ließ. Bei einer verbleibenden Steifigkeit von etwa 90 % im Vergleich zur Anfangssteifigkeit trat schlagartig die vollständige Ablösung ein. Die Analyse der Bruchflächen ergab, dass ein kohäsives Klebstoffversagen in der Grenzschicht Klebstoff-CFK auftrat. Vergleichbare Untersuchungen wurden von Wu *et al.* (2013c) mit ultrahochmoduligen CFK-Lamellen ($E_c = 478.700$ MPa) durchgeführt. Im Gegensatz zu den Versuchen an normalmoduligen Lamellen in (Colombi/Fava 2012) wurde in allen Versuchen ein Versagen in Form von Zwischenfaserbruch im CFK-Werkstoff beobachtet. Dies ist vermutlich auf die höhere Lamellensteifigkeit und die damit verbundenen geringeren Spannungskonzentrationen an den Lamellenenden zurückzuführen. Die Ergebnisse zeigen zudem eine geringere Ermüdungsfestigkeit bei einem höheren Spannungsverhältnis. Dieser negative Einfluss eines steigenden Spannungsverhältnisses auf den Ermüdungswiderstand der Klebverbindung zeigt sich auch in den Dauerschwingversuchen von Liu *et al.* (2010). Mögliche Gründe dafür sind eine höhere maximale Beanspruchung der Füge-teile und der Klebschicht bei Oberlast sowie eine höhere, dauerhaft anliegende

Mittelspannung. Je nach Höhe der mittleren Beanspruchung, der Belastungsfrequenz und der Lastwechselzahl können Kriecheffekte einsetzen, welche einen Bruch der Klebverbindung begünstigen (*Rasche* 2012).

Neben Wöhlerlinien können zur Abschätzung der Lebensdauer geklebter Überlappverbindungen schädigungs- oder bruchmechanische Modelle angewendet werden. Dadurch lässt sich genauer zwischen der Beschreibung der Rissinitiierungsphase und der Rissfortschrittsphase (fortschreitende Lamellenablösung) unterscheiden. Für CFK-Stahl-Überlappverbindungen wurde von *Doroudi et al.* (2020) ein Schädigungsmodell für schwingende Beanspruchungen auf Grundlage von Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen entwickelt. Dieses Modell ermöglicht sowohl die Beschreibung der Rissinitiierungsphase als auch der Rissfortschrittsphase bzw. der Phase der fortschreitenden Lamellenablösung. Die Anwendung ist jedoch vergleichsweise komplex und daher für eine baupraktische Auslegung der Verbindung nur bedingt geeignet. Die Bestimmung der Modellparameter ist zudem mit einem sehr hohen experimentellen Aufwand verbunden.

2.5 Bauteilverstärkung mit CFK-Werkstoffen

Geklebte Verstärkungen mit faserverstärkten Kunststoffen haben ihren Ursprung in der Luftfahrttechnik. Dort werden sie schon seit einigen Jahrzehnten erfolgreich zur Verstärkung von Flugzeugbauteilen angewendet. Im Bauwesen werden Verstärkungen von Stahlbetonbauteilen mit CFK-Lamellen und CFK-Gewebe in der Praxis eingesetzt. Die Verstärkung von Stahlbauteilen ist hingegen noch Gegenstand aktueller Forschung.

2.5.1 CFK-Verstärkung in der Luftfahrttechnik

Während des Betriebs können in metallischen Strukturbauteilen von Flugzeugen (z.B. Rumpfschale oder Flügelhaut) Risse auftreten (*Karbhari* 2014). Ermüdungsrisse entstehen häufig infolge einer fehlerhaften Bemessung oder infolge hoher zyklischer Beanspruchungen, die über die ursprünglich angenommenen Werte hinausgehen. In älteren Aluminiumlegierungen kann Spannungsrissskorrosion auftreten, welche zudem die Entstehung von Ermüdungsrissen begünstigt.

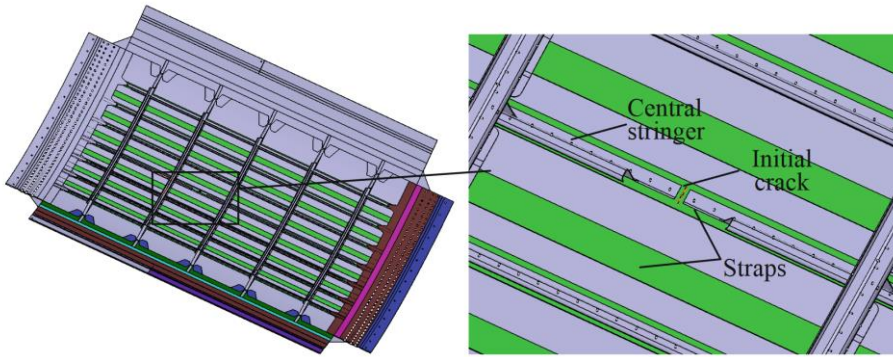


Abbildung 2-19: Schematische Darstellung einer versteiften Flugzeugrumpfschale mit Riss (Zhang et al. 2020)

Rissgeschädigte Bauteile werden nachträglich mit zusätzlichen Versteifungselementen zur Erhöhung der Schalensteifigkeit und des Ermüdungswiderstandes verstärkt. Dabei kommen Versteifungselemente, wie S-Profile oder Flachprofile aus Stahl sowie flächige Elemente aus faserverstärktem Kunststoff zum Einsatz (siehe Abbildung 2-19). Die verstärkten Flugzeugrumpfschalen bestehen in der Regel aus Aluminium oder Stahl und weisen Blechdicken zwischen 2 mm und 5 mm auf.

Die Befestigung der Versteifungselemente erfolgt entweder mithilfe stiftförmiger Verbindungsmittel, wie Niete oder Schrauben, oder durch Klebverbindungen. Aufgeklebte Verstärkungselemente aus FVK sind insbesondere wegen des geringen Eigengewichts vorteilhaft und werden bereits seit den 1970er Jahren erfolgreich zur Verstärkung eingesetzt. Sie verdrängen seitdem zunehmend metallische Versteifungselemente, die mit mechanischen Verbindungsmitteln befestigt werden (Liu/Wang 2007; Mall/Conley 2009).

In (Baker/Jones 1988) wurden Rissfortschrittsversuche an einseitig gekerbten Aluminiumblechen durchgeführt, die mit mechanisch befestigten Aluminiumblechen oder mit aufgeklebten GFK-Elementen verstärkt wurden. Die Versuchsergebnisse belegen eine wesentlich höhere Wirksamkeit bei einem Einsatz von Klebverbindungen im Vergleich zu stiftförmigen Verbindungsmitteln. In Abbildung 2-20 sind exemplarische Rissfortschrittskurven für die beiden Verstärkungsmethoden dargestellt.

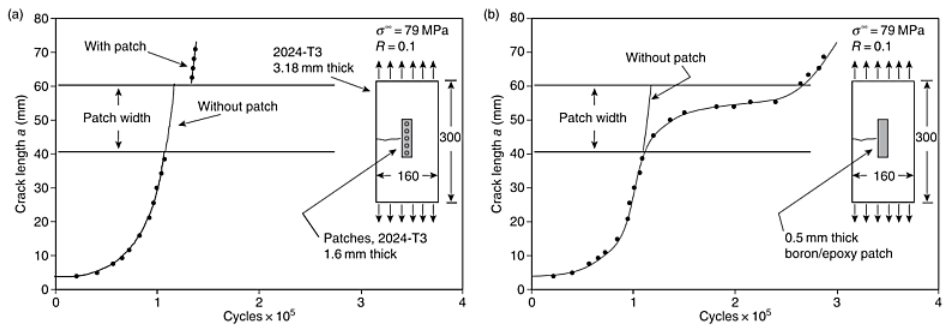


Abbildung 2-20: Vergleich der Rissfortschrittskurven nach einer Verstärkung mit mechanisch befestigtem Aluminiumblech (a) und mit geklebtem GFK-Element (b) (Baker/Jones 1988)

Liegt die Risspitze vor dem Patch, so unterscheidet sich das Rissfortschrittsverhalten nicht wesentlich voneinander. Sobald die Risspitze unter das Patch und dahinter fortschreitet, lässt sich jedoch eine deutlich geringere Rissfortschrittsrate bzw. eine größere Wirksamkeit im Versuch mit der geklebten Variante erkennen.

Weitere umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen des Rissfortschrittsverhaltens in gekerbten Aluminiumblechen, die mit aufgeklebten Verstärkungselementen, z.B. aus GFK-Aluminium-Verbundwerkstoffen, verstärkt wurden, wurden von *Boscolo/Zhang* (2010a; 2010b), *Doucet et al.* (2013) oder *Lee/Lee* (2004) durchgeführt. Das qualitative Tragverhalten dieser Verstärkungsmethode ist grundsätzlich vergleichbar für Bauteile aus Aluminium oder Stahl und Verstärkungsprofile aus verschiedenen faserverstärkten Kunststoffen. Die für den Flugzeugbau abgeleiteten Ansätze zur quantitativen Abschätzung der Rissfortschrittsrate lassen sich jedoch nicht ohne Weiteres auf CFK-verstärkte Stahlbauteile übertragen. Das Steifigkeitsverhältnis zwischen den Fügebauteilen hat einen maßgeblichen Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten nach einer Verstärkungsmaßnahme. Stahlbauteile weisen in der Regel deutlich größere Blechdicken und im Vergleich zu Aluminiumbauteilen eine höhere Materialsteifigkeit auf. Bei ähnlichen Steifigkeiten der Verstärkungselemente können sich daher im Stahlbau weitgehend ungünstigere Steifigkeitsverhältnisse ergeben. Zudem beschränken sich die Untersuchungen im Flugzeugbau aufgrund der gegebenen Randbedingungen weitestgehend auf einseitige Verstärkungen mit schlaff aufgeklebten Verstärkungselementen.

2.5.2 CFK-Verstärkung im Stahlbetonbau

Im Bauwesen werden geklebte CFK-Lamellen und CFK-Gewebe derzeit überwiegend zur nachträglichen Verstärkung von Stahlbetonbauteilen eingesetzt. Wesentliche Ziele sind die Erhöhung der statischen Tragfähigkeit, die Reduzierung der Verformungen oder die Steigerung der Lebensdauer (Zilch *et al.* 2012). Abbildung 2-21 zeigt die Verstärkung eines Stahlbetonträgers mit CFK-Lamellen zur Erhöhung der Biegetragfähigkeit (links) sowie einer Stahlbetonstütze durch Umschnürring mit CFK-Gewebe (rechts). CFK-Lamellen können zudem zur lokalen Verstärkung von Deckendurchbrüchen eingesetzt werden.



Abbildung 2-21: Verstärkung eines Stahlbetonträgers (links) und einer Stahlbetonstütze (rechts) (Welter 2012)

Aus einer Vielzahl von Forschungsarbeiten (Zilch *et al.* 2012; Blaschko 2001; Borchert 2009) ist die DAfStb-Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ (DAfStb-RiLi VBgB) entstanden. Diese regelt die Planung, Bemessung und Ausführung der Verstärkung von vorwiegend ruhend und vorwiegend nicht ruhend beanspruchten Stahlbetonbauteilen (Betonfestigkeitsklasse \geq C12/15) mit aufgeklebten oder in Schlitzen eingeklebten Faserverbundwerkstoffen sowie aufgeklebten Stahllaschen. In Deutschland wird die Anwendung durch bauaufsichtliche Zulassungen der Verstärkungssysteme und –verfahren geregelt.

Das Versagensverhalten des Verbundes zwischen Stahlbeton und aufgeklebter CFK-Lamelle unterscheidet sich grundsätzlich von dem zwischen Stahl und auf-

geklebter CFK-Lamelle. Während in CFK-Stahl-Klebungen in der Regel die Klebverbindung versagensmaßgebend ist, tritt bei verstärkten Stahlbetonbauteilen ein sprödes Verbundversagen in den oberflächennahen Betonschichten auf. Bei in Schlitzen verklebten Lamellen tritt in der Regel ab einer Betonfestigkeitsklasse von C20/25 ein duktilerer Verbundbruch in Form eines Kohäsionsbruchs im Klebstoff oder im Grenzbereich zwischen Epoxidharzklebstoff und CFK-Lamelle ein (Zilch *et al.* 2012).

Der Einfluss von Brandeinwirkung, Umwelteinflüssen und Dauerbelastung auf das Verformungs- und Versagensverhalten der eingesetzten Epoxidharzklebstoffe wird durch eine Vielzahl von Anwendungsgrenzen berücksichtigt. So ist grundsätzlich davon auszugehen, dass oberhalb der in der entsprechenden Zulassung angegebenen Glasübergangstemperatur keine Beanspruchungen mehr durch den Verbund übertragen werden können. Nachweise des Feuerwiderstandes sind ohne Ansatz der Verstärkung zu führen. Eine Ausnahme macht die Richtlinie bei Verwendung einer bauaufsichtlich zugelassenen Brandschutzverkleidung für geklebte Verstärkungen. Dann gelten für den Feuerwiderstandsnachweis die Vorgaben der Zulassung der Brandschutzverkleidung. Derzeit existieren jedoch keine zugelassenen Brandschutzsysteme. Zur Verhinderung übermäßigen Kriechens muss in der Zulassung des Systems eine Dauerverbundfestigkeit und eine maximale Anwendungstemperatur vorgegeben sein. Die zulässigen Umgebungsbedingungen werden über die Dauerhaftigkeitsklassen X0, XC1 (trocken) und XC3 begrenzt. Zudem ist die Verstärkung durch geeignete Schutzmaßnahmen vor starker UV-Strahlung, chemischem Angriff sowie wechselnder oder dauerhafter Durchfeuchtung zu schützen (DAfStb 2013).

2.5.3 CFK-Verstärkung im Stahlbau

2.5.3.1 Erhöhung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Nicht stabilitätsgefährdete Bauteile

Bereits seit einigen Jahren wird der Einfluss einer Verstärkung mit CFK-Werkstoffen auf das quasi-statische Tragverhalten von Stahlbauteilen untersucht. In (Ye 2006) wurden statische Zugversuche an seitlich gekerbten Stahlblechen durchgeführt, die jeweils mit in Blechmitte aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden.

Infolge der Verstärkung mit nicht vorgespannt aufgeklebten Lamellen wurde eine Erhöhung der maximal ertragbaren Last um bis zu etwa 68 % im Vergleich zu unverstärkten Referenzproben erreicht. Zudem wurde die Probenlängssteifigkeit durch den Einsatz schlaff aufgeklebter Lamellen erhöht. Eine Lamellenvorspannung führte hingegen zu keiner weiteren Erhöhung der Probenlängssteifigkeit.

In (Colombi/Poggi 2006b), (Linghoff *et al.* 2010) und (Linghoff/Al-Emrani 2010) wurden experimentelle und numerische Untersuchungen an Biegeträgern aus I-Profilen durchgeführt, die mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Die Ergebnisse zeigen eine Erhöhung der maximal ertragbaren Last um bis zu etwa 20 % im Vergleich zum unverstärkten Träger. Das Versagen trat in den meisten Fällen entweder in Form eines Zugbruchs der CFK-Lamellen oder von Verbundversagen der CFK-Stahl-Klebverbindung ein. Zum Versagenszeitpunkt befanden sich die Stahlträger bereits in einem ausgeprägten plastischen Verformungszustand. Neben der Erhöhung der maximal ertragbaren Last wurden durch die CFK-Verstärkungen auch die Biegesteifigkeiten im elastischen und plastischen Bereich sowie die elastische Biegetragfähigkeit erhöht. Weitere Untersuchungen zur Erhöhung der statischen Tragfähigkeit von biegebeanspruchten Bauteilen durch CFK-Werkstoffe wurden von Haedir/Zhao (2012) an Rundhohlprofilen durchgeführt.

Abdollahi *et al.* (2013) führten Torsionsversuche an Quadrathohlprofilen durch, die mit CFK-Geweben unterschiedlicher Faserorientierungen verstärkt wurden. Die maximal ertragbaren Lasten der verstärkten Stahlprofile sind in den Versuchen um bis zu 60 % höher als die der unverstärkten Profile. Im Gegensatz zu den Ergebnissen an biegebeanspruchten Stahlträgern konnte unter Torsionsbeanspruchung jedoch keine Erhöhung der elastischen Tragfähigkeit und Steifigkeit erzielt werden.

In (Pasternak *et al.* 2015) wurden systematische Untersuchungen der Leistungsfähigkeit von Stahlbauteilen unter quasi-statischer Beanspruchung durchgeführt, die mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Zunächst wurden auf Grundlage von Charakterisierungsversuchen geeignete Klebstoffe und CFK-Materialien ausgewählt. Anschließend wurden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) das Trag- und Versagensverhalten von CFK-verstärkten Stahlblechen unter Zugbelastung sowie von CFK-verstärkten Stahlträgern unter Biegebelastung durch umfangreiche Versuche

bestimmt. Dabei wurde insbesondere der Einfluss verschiedener Verstärkungs-konfigurationen und Stahlfestigkeitsklassen untersucht. Zugversuche an zweiseitig verstärkten Stahlblechen aus dem Baustahl S355 zeigen eine deutlich erhöhte Steifigkeit bis zum Erreichen der maximal ertragbaren Last. Dieser Effekt lässt sich darauf zurückführen, dass die CFK-Verstärkung ab dem Erreichen der Fließgrenze im Stahlquerschnitt und der damit einhergehenden geringeren (plastischen) Steifigkeit stärker am Lastabtrag beteiligt wird. Das Versagen tritt in allen Fällen in Form eines Verbundverlustes am Lamellenende ein und wird maßgeblich durch die plastischen Dehnungen des Stahlfügeteils beeinflusst. In Versuchen mit dem höherfesten Baustahl S1100 konnte im Vergleich zum unverstärkten Referenzbauteil keine wesentliche Traglaststeigerung nachgewiesen werden. Dies ist darin begründet, dass die maximal ertragbare Beanspruchung der Klebverbindung bereits vor Erreichen der Fließgrenze im Stahlfügeteil erreicht wurde. In Biegeversuchen an Quadrathohlprofilen konnte je nach Verstärkungskonfiguration eine Erhöhung der maximalen Tragfähigkeit von bis zu etwa 19 % erzielt werden.

Abbildung 2-22 zeigt die Kraft-Weg-Kurven eines verstärkten und eines unverstärkten Profils im Biegeversuch. Der Weg entspricht der Vertikalverschiebung des Maschinenquerhaupts. Das Versagen trat entweder in Form eines Zugbruchs in den Verstärkungslamellen oder eines Verbundversagens auf. Infolge der Verstärkung wurde insbesondere die Steifigkeit im plastischen Teil der Last-Verformungskurve erhöht. Auf Grundlage dieser experimentellen Datenbasis wurden numerische Untersuchungen durchgeführt und anschließend praktisch anwendbare Berechnungsansätze zur Abschätzung elastischer und plastischer Biegetragfähigkeiten von CFK-verstärkten Stahlträgern abgeleitet.

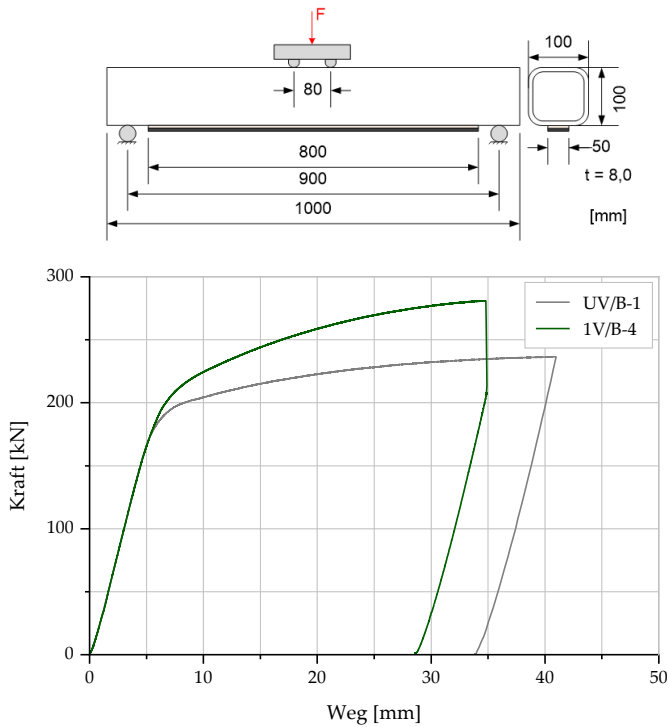


Abbildung 2-22: Vergleich der Kraft-Weg-Diagramme eines unverstärkten (UB/B-1) und eines mit einer CFK-Lamelle mit den Abmessungen 50x1,7 mm verstärkten Quadratehohlprofilträgers 100x100x8 mm (1V/B-4) (Pasternak et al. 2015)

Stabilitätsgefährdete Bauteile

Neben der Untersuchung des Einflusses einer CFK-Verstärkung auf die Tragfähigkeit nicht stabilitätsgefährdeter Bauteile wurde eine Vielzahl von Forschungsarbeiten zur Erhöhung des Widerstands gegen Stabilitätsversagen durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass der Widerstand gegen Biegeknicken mithilfe von CFK-Werkstoffen (Shaaf/Fam 2006; Ritchie et al. 2015) oder lokales Beulen von Stahlbauteilen (Bambach et al. 2009; Wu et al. 2011; Khazaei Poul et al. 2016) maßgeblich erhöht werden kann. Auf diese Publikationen wird jedoch nicht im Detail eingegangen, da sie von geringer Relevanz für die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit sind.

2.5.3.2 Erhöhung des Ermüdungswiderstands ungerissener Bauteile

Jiao et al. (2012) untersuchten den Einfluss einer Verstärkung reparaturgeschweißter Stahlträger mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen auf die Restlebensdauer in Dauerschwingversuchen. In die Träger wurde jeweils eine Kerbe im Untergurt und in einem Teil des Steges eingebracht, welche anschließend reparaturgeschweißt wurde. Es wurden reparaturgeschweißte Träger sowie reparaturgeschweißte Träger, die zusätzlich mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden, in Dauerschwingversuchen geprüft. Mithilfe von Regressionsanalysen wurden unter Annahme einer Steigung von $m = 4$ Wöhlerlinien für Träger ohne und mit CFK-Verstärkung ermittelt. Es wurde eine bis zu 6,9-mal höhere Restlebensdauer nach einer Verstärkung mit CFK-Lamellen im Vergleich zu den Referenzträgern (nur reparaturgeschweißt) ermittelt.

Neben der Untersuchung geschweißter Konstruktionsdetails wurde eine Vielzahl experimenteller und numerischer Untersuchungen zum Einfluss aufgeklebter CFK-Lamellen auf die Restlebensdauer genieteteter (*Colombi/Poggi* 2006a) und geschraubter Verbindungen (*Ghafoori et al.* 2015; *Ghafoori/Motavalli* 2016) durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass die Dauer der Ermüdungsrisssinitiation an Bohrlöchern im Vergleich zu unverstärkten Proben durch eine CFK-Verstärkung um einen Faktor von bis zu 4,4 verlängert werden kann.

Wegen der besonderen Bedeutung für die vorliegende Arbeit wird im folgenden Abschnitt gesondert auf bestehende Untersuchungen zum Einfluss geklebter CFK-Verstärkungen auf die Restlebensdauer ermüdungsrisssgeschädigter Stahlbauteile eingegangen.

2.6 Verstärkung ermüdungsrisssgeschädigter Stahlbauteile mit CFK-Lamellen

2.6.1 Globale und lokale Verstärkung

Bei der Verstärkung ermüdungsrisssgeschädigter Stahlbauteile mit CFK-Lamellen kann grundsätzlich zwischen einer globalen und einer lokalen Verstärkung unter-

schieden werden. Bei globalen Verstärkungen werden Stahlbauteile, häufig biegebeanspruchte Stahlträger mit gerissenem Untergurt, mit mechanisch befestigten CFK-Lamellen verstärkt. Die Lamellenkräfte werden dabei meist punktuell über geklemmte Verankerungen der Lamellenenden (Endverankerungen), die im Fall eines Biegeträgers am zugbeanspruchten Trägerflansch befestigt sind, in das zu verstärkende Bauteil eingeleitet. Im Gegensatz dazu wird die CFK-Lamelle bei einer lokalen Verstärkung direkt über den Riss auf das Stahlbauteil geklebt. Die Lasteinleitung erfolgt in diesem Fall verteilt über die Klebschicht. Zur Erhöhung der Wirksamkeit kann die Lamelle vorgespannt werden. Der im Folgenden verwendete Begriff der Wirksamkeit ist definiert durch das Verhältnis von der Restlebensdauer nach einer Verstärkung zu der Restlebensdauer ohne Verstärkung. Abbildung 2-23 zeigt schematisch die beiden Varianten einer Trägerverstärkung mit mechanisch befestigten (global) und aufgeklebten (lokal) CFK-Lamellen.

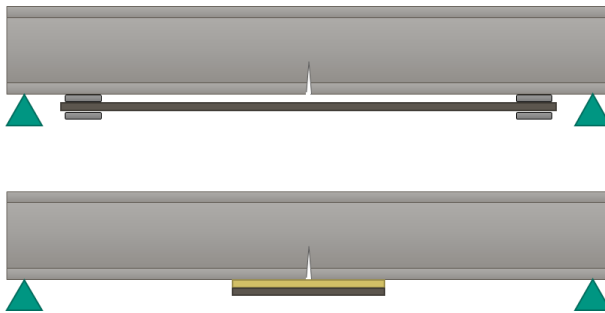


Abbildung 2-23: Schematische Darstellung einer globalen (oben) und einer lokalen (unten) Trägerverstärkung mit CFK-Lamellen

Die Befestigung der Endverankerungen erfolgt üblicherweise mit Schrauben. Da an den Schraubenlöchern Spannungskonzentrationen auftreten und diese damit potentielle Ausgangsorte für Ermüdungsrisse darstellen, ist es häufig erforderlich die Endverankerungen in weniger stark beanspruchten Bereichen des Trägers anzubringen. Bei einem gelenkig gelagerten Einfeldträger unter Gleichstreckenlast sollten die Endverankerungen beispielsweise möglichst nah an den Momentennullpunkten, d.h. an den Auflagern, positioniert werden. Der Abstand der Endverankerungen definiert die erforderliche Lamellenlänge. Bei einer lokalen Verstärkung mit aufgeklebten CFK-Lamellen ist die Wahl der Lamellenlänge u. a. von

der Mindestüberlapplänge abhängig, die zur vollen Ausnutzung der statischen Tragfähigkeit der Klebverbindung notwendig ist.

In (Ghafoori et al. 2012a) wurden Dauerschwingversuche an gekerbten Stahlträgern durchgeführt, die mit mechanisch befestigten, vorgespannten oder mit aufgeklebten, vorgespannten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Die Einfeldträger wurden dabei im 4-Punkt-Biegeversuch belastet und die Lamellenvorspannung war bei beiden Verstärkungsvarianten gleich groß. Im Vergleich zur mechanisch befestigten Verstärkung (im Mittel 37.000 Lastwechsel) war die Restlebensdauer nach einer geklebten Verstärkung deutlich höher (2.530.600 Lastwechsel). Zudem zeigten Verformungsmessungen, dass die Biegesteifigkeit des Trägers nach einer Verstärkung mit aufgeklebten Lamellen bei geöffnetem Riss um ca. 60% größer ist, als nach einer Verstärkung mit mechanisch befestigten Lamellen. Der Grund dafür liegt in der hohen Längsdehnungskonzentration in der Lamelle im Bereich des Risses, die sich infolge der lokal hohen Steifigkeit der Verbindung einstellt. Die Lamellendehnung nimmt mit zunehmendem Abstand vom Riss zum Lamellenende hin ab. Die Dehnungsverteilung der mechanisch befestigten Lamelle ist dagegen konstant über die gesamte freie Länge, d.h. die Dehnung bzw. die Steifigkeit der Verbindung ist an der Stelle des Risses im Vergleich zur aufgeklebten Lamelle geringer. Die Lamelle wird daher weniger am Lastabtrag beteiligt. Entsprechend ist auch die Beanspruchungsreduktion im Nahfeld um die Rissspitze geringer.

Der Vorteil der globalen CFK-Verstärkung besteht darin, dass i. d. R. höhere Vorspannkräfte über geschraubte Endverankerungen in das zu verstärkende Bauteil eingeleitet werden können. Die Höhe der Vorspannung ist jedoch begrenzt durch das Minimum aus:

- Tragfähigkeit der CFK-Lamellen
- Tragfähigkeit der Verbindung zwischen der Lamelle und der Endverankerung
- Tragfähigkeit der Schraubverbindung (insbesondere unter Ermüdungsbeanspruchung)
- Stabilitätsaspekte des verstärkten Bauteils unter Vorspannung

Wird der Ermüdungsnachweis an der Stelle der Schraubverbindung maßgebend, so müssen die Endverankerungen zur Realisierung höherer Vorspannkräfte in weniger stark beanspruchten Bereichen angebracht werden. In ermüdungsrelevanten Bauteilen von orthotropen Fahrbahnplatten und Hohlkästen ist eine Befestigung geschraubter Endverankerungen jedoch häufig aufgrund der hohen Bauteilbeanspruchungen oder aufgrund beengter Platzverhältnisse nicht möglich (Abed *et al.* 2017; Borrie *et al.* 2016). In diesem Fall ist nur der Einsatz aufgeklebter CFK-Lamellen sinnvoll.

Beengte Platzverhältnisse können zudem den Einsatz von Vorspanntechnik verhindern. Für den Fall einer Verstärkung mit nicht vorgespannten CFK-Lamellen lassen die Untersuchungsergebnisse in (Ghafoori *et al.* 2012a) eine deutlich höhere Restlebensdauersteigerung nach einer geklebten Verstärkung im Vergleich zu einer mechanisch befestigten Verstärkung erwarten.

Im Folgenden wird auf die bestehenden Untersuchungen an ermüdungsrissegeschädigten Stahlträgern, die mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden, eingegangen. Dabei werden die für diese Arbeit wichtigen Erkenntnisse zusammengefasst. Verstärkungen mit mechanisch befestigten CFK-Lamellen werden nicht betrachtet, da sie für die Untersuchungen dieser Arbeit von geringer Bedeutung sind.

2.6.2 Experimentelle und numerische Untersuchungen an gekerbten Bauteilen

2.6.2.1 Untersuchungen an gekerbten Stahlträgern

In (Tavakkolizadeh/Saadatmanesh 2003) wurden erstmals Dauerschwingversuche an mittig gekerbten Stahlträgern durchgeführt, die auf der Unterseite des biegezugbeanspruchten Trägerflansches mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 2-24 dargestellt.

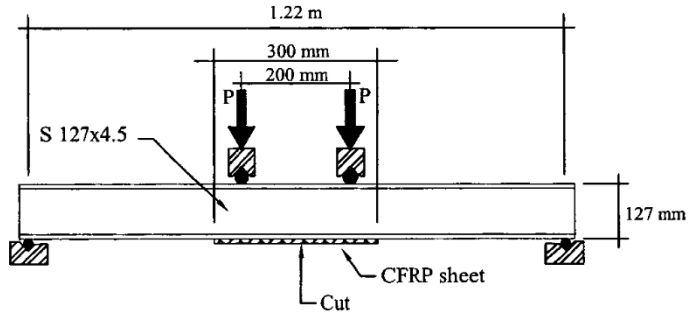


Abbildung 2-24: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus für Dauerschwingversuche an mittig gekerbten Stahlträgern mit an der Unterseite des Trägerflansches schlauff aufgeklebten CFK-Lamellen (Tavakkolizadeh/Saadatmanesh 2003)

Insgesamt wurden sechs verstärkte Träger in 4-Punkt-Biegeversuchen bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ zyklisch belastet. Das Versagen trat entweder in Form eines gesamten Durchrisses des Stahlquerschnitts ($\Delta\sigma = 207$ MPa) oder durch einen vollständigen Verbundverlust der CFK-Lamelle ein (alle anderen Versuche). Im Vergleich zu unverstärkten Referenzproben erhöhten sich die Restlebensdauern infolge der CFK-Verstärkungen um den Faktor 4,5 für $\Delta\sigma = 207$ MPa bis 2,5 für $\Delta\sigma = 310$ MPa. In Abbildung 2-25 sind die ermittelten Restlebensdauern unverstärkter und verstärkter Träger im $\Delta\sigma$ - N Diagramm aufgetragen.

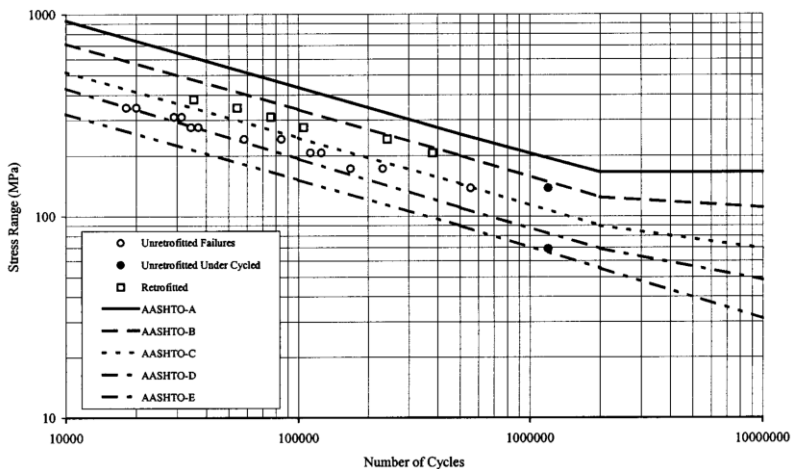


Abbildung 2-25: Experimentell bestimmte Restlebensdauern von CFK-verstärkten Biegeträgern (Tavakkolizadeh/Saadatmanesh 2003)

Tendenziell sinkt die Restlebensdauer bezogen auf die Referenzproben mit steigender Spannungsschwingbreite. Zudem wurde ein teilweiser Verbundverlust der Lamellen während der zyklischen Beanspruchung im Bereich des Risses beobachtet. Bei der niedrigsten Spannungsschwingbreite wurde kein Verbundverlust festgestellt.

Systematische Untersuchungen zur Verstärkung ermüdungsrisssgeschädigter Stahlträger wurden von *Ghafoori et al.* (2012a; 2012b) durchgeführt. Zur Untersuchung des Einflusses der Vorspannung auf die Risspitzenbeanspruchung wurden fünf Dauerschwingversuche an CFK-verstärkten Stahlträgern aus dem Baustahl S355J0 durchgeführt. Vier mittig gekerbte Träger wurden mit vorgespannt aufgeklebten Lamellen (Vorspannung 620 MPa) und ein Träger mit schlaff aufgeklebten Lamellen verstärkt. Dabei wurden die Nennspannungsschwingbreite im Untergurt zwischen 66 MPa und 191 MPa variiert, wohingegen das Spannungsverhältnis in allen Fällen $R = 0,1$ betrug. Die Kerbe verlief jeweils durch den verstärkten Flansch bis in den Steg hinein. Mithilfe von Dehnungsmessungen auf der Oberseite der CFK-Lamellen wurden Schubspannungen in der Klebschicht bestimmt. Die Ergebnisse zeigen, dass sich die Stelle des Schubspannungsmaximums mit zunehmender Lastwechselzahl in Richtung der Lamellenenden verschiebt (siehe Abbildung 2-26). Daraus lässt sich schließen, dass sich die Lamellen ausgehend vom Riss im Stahl zum Lamellenende hin zunehmend ablösen. Der teilweise Verbundverlust und die damit einhergehende Reduzierung der Verbindungssteifigkeit kann nach Ansicht der Autoren die Wirksamkeit der Verstärkung herabsetzen.

Die Versuchsergebnisse zeigen zudem, dass die Restlebensdauer durch den Einsatz einer vorgespannten Lamelle im Vergleich zu einer schlaff aufgeklebten Lamelle deutlich gesteigert werden kann. Da die Träger im gekerbten Zustand verstärkt wurden, beinhaltet die Restlebensdauer sowohl die Rissinitiierungs- als auch die Rissfortschrittsphase. Die Versuchsergebnisse sind daher nur bedingt hinsichtlich des Einflusses der Verstärkung auf den Rissfortschritt aussagekräftig.

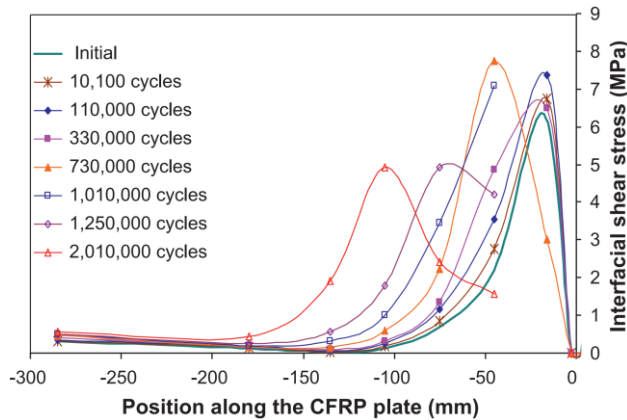


Abbildung 2-26: Schubspannungsverteilung in der Klebschicht, ausgehend von der Lamellenmitte (Position 0 mm) in Richtung des Lamellenendes für verschiedene Lastwechselzahlen (Ghafoori et al. 2012b)

An ausgewählten bestehenden Stahlbrücken wurden biegebeanspruchte Bauteile bereits erfolgreich mit mechanisch befestigten oder aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt (Ghafoori et al. 2016, Hosseini et al. 2019). Langzeitmessungen belegen die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahmen.

Colombi et al. (2014, 2015) führten Dauerschwingversuche an acht rissbehafteten Stahlträgern aus dem Baustahl S275J2 unter Biegebeanspruchung durch, die mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Ziel der Versuche war u. a. den Einfluss der LamellendehnstEIFigkeit sowie einer teilweisen Lamellenablösung auf die Restlebensdauer der verstärkten Proben zu untersuchen. Dazu wurden jeweils zwei mittig angerissene Stahlträger auf den Außenseiten der biegezugbeanspruchten Flansche mit je einer aufgeklebten CFK-Lamelle oder mit je zwei aufeinander geklebten CFK-Lamellen verstärkt. Der Anriss wurde jeweils im Dauerschwingversuch am unverstärkten Träger eingebracht und verlief durch den verstärkten Flansch bis in den Steg hinein. Vor der Klebstoffapplikation wurde die Stahloberfläche mithilfe einer Schleifmaschine von Rost befreit und anschließend mit einem Lösungsmittel auf Xylol-Basis gereinigt. Die Klebfläche der CFK-Lamellen wurde mit Sandpapier angeraut und anschließend gereinigt. Die experimentell bestimmten Rissfortschrittskurven zeigen, dass die Rissfortschrittsrate nach einer Verstärkung mit zwei CFK-Lamellen im Vergleich zu einer Ver-

stärkung mit einer CFK-Lamelle deutlich geringer ist. Im Mittel ging mit der Verdopplung der Lamellendehnsteifigkeit eine Restlebensdauererhöhung um den Faktor 9 einher. Dehnungsmessungen auf der Oberseite der CFK-Lamellen zeigen eine Ablösung der Lamelle im Verlauf des Versuchs, ausgehend vom Riss zum Lamellenende hin. Mithilfe numerischer Berechnungen an den verstärkten Trägern konnte gezeigt werden, dass die CFK-Lamelle in Längsrichtung bei einer vorhandenen teilweisen Lamellenablösung deutlich weniger stark beansprucht wird. Dies führt dazu, dass die Verstärkung weniger wirksam ist, bzw. die Rissspitzenbeanspruchung höher ist, im Vergleich zu einem vollständig intakten Verbund.

Auf Grundlage analytischer Betrachtungen der Energiefreisetzungsrate wurde in (Colombi/Fava 2016) ein Verfahren zur Abschätzung des SIF sowie der Rissfortschrittsrate eines gerissenen Stahlträgers, der mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt ist, abgeleitet. Das Verfahren gilt für Träger unter Biegemoment- und Normalkraftbeanspruchung.

2.6.2.2 Untersuchungen an gekerbten Stahlblechen

Zahlreiche experimentelle Untersuchungen an zentrisch oder seitlich gekerbten Flachblechen belegen die hohe Leistungsfähigkeit der Verstärkungsmaßnahme mit aufgeklebten CFK-Lamellen. Die Proben wurden mit schlaff oder vorgespannt aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt. Anschließend wurden die in Dauerschwingversuchen ermittelten Restlebensdauern mit denen unverstärkter Referenzproben verglichen. Häufig wurden ergänzend numerische Berechnungen durchgeführt, um den Einfluss verschiedener Parameter auf die Restlebensdauer zu analysieren. Im Folgenden wird auf die für die vorliegende Arbeit wichtigen Erkenntnisse aus bestehenden experimentellen Untersuchungen eingegangen.

Bassetti *et al.* (2000) führten insgesamt 18 Dauerschwingversuche an zentrisch gekerbten Stahlblechen durch, die mit zwei aufgeklebten CFK-Lamellen je Blechseite verstärkt wurden. Dabei wurden die Lamellendicke (1,2 mm, 1,4 mm), der Elastizitätsmodul (155.000 MPa; 210.000 MPa) und die Vorspannkraft der Lamellen (0 kN; 41,2 kN je Lamelle) sowie das Spannungsverhältnis R (0,4; 0,1) variiert. Die Spannungsschwingbreite betrug $\Delta\sigma = 80$ MPa. Um die Wahrscheinlichkeit eines Verbundversagens infolge hoher Schälspannungen zu verringern, wurden geschraubte Endverankerungen an den Lamellenenden angebracht.

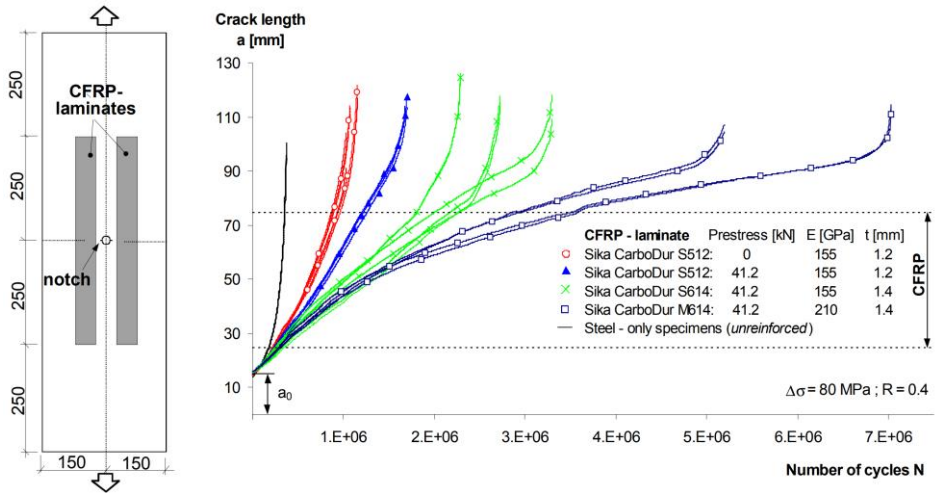


Abbildung 2-27: Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche an zentrisch gekerbten Stahlblechen, die mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden (Bassetti et al. 2000)

Die experimentell bestimmten Rissfortschrittskurven sind in Abbildung 2-27 dargestellt. Sie zeigen, dass die Erhöhung der Dehnsteifigkeit der Lamelle durch Änderung der Dicke oder des Elastizitätsmoduls zu einer deutlichen Erhöhung der Restlebensdauer führt. Zudem führte der Einsatz vorgespannter Lamellen zu einer deutlichen Erhöhung der Restlebensdauer im Vergleich zu nicht vorgespannten Lamellen. Der positive Einfluss einer Erhöhung der Lamellendehnsteifigkeit und der Vorspannung wurde durch vergleichbare Versuche, die in (Täljsten et al. 2009) dokumentiert sind, bestätigt. Eine teilweise Lamellenablösung während der Versuche wurde in (Täljsten et al. 2009) hingegen nicht beobachtet.

Ergänzend dazu wurden numerische Berechnungen durchgeführt, um den Einfluss des Elastizitätsmoduls und der Vorspannung der CFK-Lamellen auf den SIF zu untersuchen. Zur Modellierung der Fügebauteile wurden Schalelemente verwendet, die Klebschicht wurde durch Zug- und Schubfedern abgebildet. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen bestätigen die Versuchsergebnisse dahingehend, dass der SIF an der Risspitze infolge der CFK-Verstärkung reduziert wird. Die Wirksamkeit der Verstärkung ist bei schlaff aufgeklebten Lamellen verhältnismäßig gering, wenn die Risspitze beginnt unter die Lamelle fortzuschreiten. Erst mit zunehmender Risslänge steigt die Wirksamkeit. Im Gegensatz dazu bewirkt eine Vorspannung der Lamelle, dass die Wirksamkeit bereits dann hoch

ist, wenn die Rissspitze noch vor der Lamelle liegt. Im Rahmen der Berechnungen wurden lediglich Positionen der Rissspitze unter der Lamelle berücksichtigt. Unklar bleibt, wie sich die CFK-Verstärkung auf den SIF im weiteren Verlauf des Risswachstums und mit zunehmendem Abstand zur Lamelle auswirkt.

Die Ergebnisse optischer Dehnungsmessungen auf der CFK-Oberfläche zeigen im Bereich der Rissspitze eine teilweise Ablösung der Lamelle in der Grenzschicht Lamelle-Klebstoff oder Stahl-Klebstoff. Der Grund dafür liegt nach Ansicht der Autoren in der lokal hohen, plastischen Dehnungsverteilung um die Rissspitze. Mit zunehmendem Rissfortschritt unterhalb der Lamelle bildet sich eine ellipsenförmige Ablösefront mit einem Halbachsenverhältnis c/b von etwa $1/5$ aus (siehe Abbildung 2-28). Diese spezifische Form der Ablösung wurde auch in (Ye 2006) beobachtet.

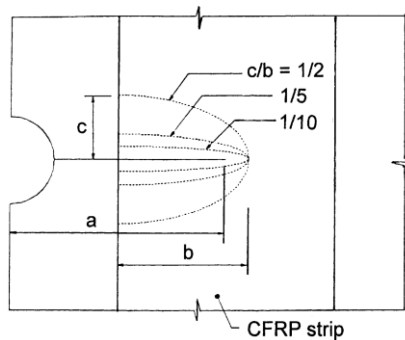


Abbildung 2-28: Schematische Darstellung der elliptischen Lamellenablösung im Bereich des Risses für verschiedene Halbachsenverhältnisse c/b (Colombi et al. 2003)

Die Ablösefront befindet sich dabei etwa in einem Abstand vor der Rissspitze, der der Größe der plastischen Zone entspricht. Die Ablösefront schreitet zudem mit zunehmender Lastwechselzahl in Richtung der Lamellenenden fort, was eine Vergrößerung des Halbachsenverhältnisses zur Folge hat. Numerische Berechnungen zeigen, dass sich eine teilweise Ablösung der Lamelle im Bereich des Risses negativ auf die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme auswirkt (Bassetti et al. 2000). Ein Anstieg des Halbachsenverhältnisses von $1/10$ auf $1/2$ resultierte in einem Anstieg des SIF um etwa 20 %.

Colombi et al. (2003) untersuchten mithilfe bruchmechanischer Modelle den Einfluss der Lamellensteifigkeit, der Klebschichtdicke sowie der Lamellenvorspannung auf die Beanspruchung der Ablösefront. Während die Lamellensteifigkeit lediglich einen geringen Einfluss hatte, ging sowohl mit einer höheren Klebschichtdicke als auch der Vorspannung maßgeblich auch eine geringere Beanspruchung der Ablösefront einher.

Im Gegensatz zu den vorherigen Untersuchungen wurden in (*Ye* 2006) neun Dauerschwingversuche an Stahlblechen durchgeführt, die jeweils zwei seitliche Kerben mit Anrissen aufwiesen und mit nur einer einseitig in Blechmitte aufgeklebten CFK-Lamelle verstärkt wurden. Es wurden die Vorspannung und der E-Modul der Lamellen variiert. In einigen Fällen wurde nach einer Verstärkung mit vorgespannten Lamellen eine niedrigere Restlebensdauer verstärkter Proben im Vergleich zu unverstärkten Proben beobachtet. Infolge der einseitigen Applikation der vorgespannten Lamellen entsteht ein sekundäres Biegemoment im Stahlblech, welches zusätzlich zu den Längsbeanspruchungen aus der äußeren Belastung und der Vorspannung wirkt. Der Riss wird dadurch auf der unverstärkten Seite höher beansprucht. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Restlebensdauer im Vergleich zu unverstärkten Proben erst mit einer Lamellenvorspannkraft von 70 kN, nicht aber mit 42 kN erhöht wurde.

In (*Ye et al.* 2020) wurde mithilfe numerischer Berechnungen an dreidimensionalen Modellen eine Methode zur Abschätzung der Rissfortschrittsrate entwickelt. Es wurde eine Beanspruchungsgröße an der Rissspitze ΔK^* auf Grundlage von Erkenntnissen von *Dindal/Kujawski* (2004) und *Kujawski* (2001) gebildet, mit der der Einfluss des reduzierten Spannungsverhältnisses an der Rissspitze infolge einer Lamellenvorspannung berücksichtigt werden soll. Als maßgebliche Einflussgrößen werden in der Beanspruchungsgröße ΔK^* der Zuganteil der Schwingbreite ΔK_{eff} sowie das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors bei Oberlast K_{max} zusammengeführt (siehe Gleichung 2.16).

$$\Delta K^* = \Delta K_{eff}^{1-\alpha} K_{max}^{\alpha} \quad (2.16)$$

Der Koeffizient α ist vom Werkstoff sowie vom Spannungsverhältnis R abhängig. Unter Verwendung der Beanspruchungsgröße ΔK^* wurde anschließend mithilfe der Paris-Erdogan Gleichung die Rissfortschrittsrate berechnet. Die so ermittelten

Rissfortschrittsraten wurden mit Ergebnissen experimenteller Untersuchungen an verschiedenen CFK-verstärkten Proben mit verschiedenen R -Verhältnissen aus der Literatur verglichen. Die Abweichungen der vorhergesagten gegenüber den beobachteten Restlebensdauern waren bei den Stahlblechen relativ hoch und betrugen zwischen -35% ($R = 0,1$) und $+52\%$ ($R = -0,1$). Ein teilweiser Verbundverlust, welcher in den Versuchen häufig festgestellt wurde, wurde in den numerischen Berechnungen nicht berücksichtigt. Dieser kann jedoch nach (*Bassetti et al.* 2000) einen wesentlichen Einfluss auf den Rissfortschritt haben. Zudem wurden die bruchmechanischen Kennwerte der in den Versuchen verwendeten Stahlwerkstoffe häufig nicht bestimmt. In diesen Fällen wurden Annahmen für die Paris-Koeffizienten C und m getroffen, was zu großen Abweichungen zwischen Simulation und Versuch führen kann. Die Aussagekraft eines Vergleichs numerischer Berechnungsergebnisse mit Versuchsergebnissen ist daher relativ gering, wenn die Koeffizienten für den spezifischen untersuchten Stahl nicht bekannt sind.

Wu et al. (2012) untersuchten unter anderem den Einfluss verschiedener Verstärkungskonfigurationen mit ultrahochmoduligen, schlauff aufgeklebten CFK-Lamellen ($E_c = 477.500$ MPa) auf die Restlebensdauer zentrisch gekerbter Stahlbleche. Dabei wurden die Lamellenposition und -breite variiert. Die geprüften Lamellenanordnungen sind in Abbildung 2-29 dargestellt.

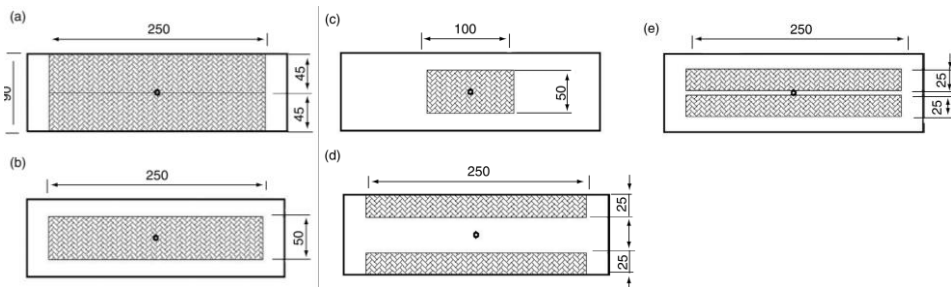


Abbildung 2-29: Schematische Darstellung der untersuchten Verstärkungskonfigurationen (Abmessungen in mm) (*Wu et al.* 2012)

Die Proben wurden mittig mit einer Bohrung (Durchmesser 5 mm) und davon ausgehend zu beiden Seiten hin mit einer 1 mm langen Kerbe mithilfe von Drahterosion versehen. Vor der Verstärkung wurde jedoch kein Anriss erzeugt.

Für Konfiguration a wurde nach 10^8 Lastwechseln kein Versagen festgestellt. Die Restlebensdauer konnte bei den übrigen Konfigurationen im Mittel um das bis zu 7,5-fache (Konfiguration b) gesteigert werden. Wie erwartet, erhöht sich die Restlebensdauer deutlich mit einer Vergrößerung der Lamellenbreite von 50 mm auf 95 mm. Dies bestätigt die Erkenntnis, dass die Lamellendehnsteifigkeit eine maßgebende Einflussgröße der Rissfortschrittsrate ist (*Bassetti et al.* 2000; *Täljsten et al.* 2009).

Die Untersuchungsergebnisse zeigen des Weiteren, dass eine Anordnung von zwei Lamellen in Probenmitte (Konfiguration e) eine deutlich höhere Wirksamkeit mit sich bringt, als eine Anordnung der Lamellen an den Probenrändern (Konfiguration d). In Konfiguration d tragen die Verstärkungslamellen schon zu einer früheren Phase des Rissfortschritts zur Beschränkung der Rissöffnung bei. Vergleichbare experimentelle Untersuchungen von *Wang et al.* (2016) bestätigen diese Erkenntnis.

Aufbauend auf den experimentellen Untersuchungen wurden numerische Berechnungen durchgeführt (*Wu et al.* 2013b). Zur Berechnung des SIF wurde ein dreidimensionales Modell eines Stahlbleches mit zentrischem Innenriss erstellt, das beidseitig mit je zwei aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurde. Das Modell wurde anhand einer vorhandenen Näherungslösung des SIF für ein unverstärktes Stahlblech validiert. Eine Validierung der numerischen Ergebnisse mithilfe von Ergebnissen experimenteller Rissfortschrittsuntersuchungen an CFK-verstärkten Stahlblechen erfolgte jedoch nicht. Anschließend wurde der Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ und der Lamellenposition $2D/W$ (D : Abstand der Lamelleninnenkante zur Blechmitte) auf den SIF untersucht. Es wurde ein Rissfortschritt vor, unter sowie hinter der Lamelle berücksichtigt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Wirksamkeit der Verstärkung sehr gering ist, wenn sich die Risspitze vor der Lamelle befindet. In diesem Fall trägt die Verstärkung nicht direkt zur Beschränkung der Rissöffnung bei. Mit dem Beginn des Rissfortschritts unterhalb der Lamelle sinkt der SIF stärker ab. Wenn die Risspitze etwa $2/3$ der Lamellenbreite unterlaufen hat, ist das SIF-Minimum und die größte Wirksamkeit der Verstärkung erreicht. Im weiteren Verlauf des Rissfortschritts hinter der Lamelle bleibt die Wirksamkeit auf einem ähnlich hohen Niveau.

Neben vielfach untersuchten zentrisch gekerbten Stahlblechen wurden in (Colombi et al. 2015b) einseitig gekerbte Stahlbleche mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt und die Restlebensdauern in Dauerschwingversuchen bestimmt. Dabei wurde u.a. der Einfluss verschiedener Lamellenbreiten auf die Restlebensdauer untersucht. Eine Erhöhung der Lamellenbreite wirkt sich auch bei einseitig gekerbten Blechen positiv auf die Restlebensdauer aus.

In (Colombi et al. 2015a) wurden numerische Rissfortschrittsrechnungen der Versuche an einseitig gerissenen Stahlblechen durchgeführt. Dabei wurde eine teilweise Ablösung der Lamelle im Rissbereich in semi-elliptischer Form modelliert. Bei der Berechnung der Rissfortschrittsrate wurde der plastische Riss-schließeffekt berücksichtigt, indem ein effektiver zyklischer SIF, ΔK_{eff} in die Paris-Erdogan Gleichung eingesetzt wurde. ΔK_{eff} wurde aus dem Maximum des SIF und einem effektiven Spannungsverhältnis q , welches von dem äußeren Spannungsverhältnis R , einem Fließbehinderungsfaktor pcf und dem Fließspannungsverhältnis $R_{ys} = \sigma_{max}/\sigma_y$ abhängt, berechnet.

$$\Delta K_{I,eff} = (1 - q) \cdot K_{I,max} \quad (2.17)$$

$$q = \max \left[\frac{1}{1+pcf} (1 + R \cdot R_{ys}), R \right] \quad (2.18)$$

q ist hier unabhängig von den Verstärkungsrandbedingungen. Infolge der Verstärkung verringert sich jedoch die Risspitzenbeanspruchung bzw. die Größe der plastischen Zone. Daher wird durch Gleichung 2.18 die Größe der plastischen Zone verstärkter Proben und folglich auch der effektive zyklische SIF unterschätzt. Ein Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen belegt dies. Zur Berücksichtigung des Einflusses der Verstärkung auf das effektive Spannungsverhältnis q wurde daher ein pauschaler Multiplikationsfaktor $\beta = 1,10$ eingeführt.

$$q = \beta \cdot \max \left[\frac{1}{1+pcf} (1 + R \cdot R_{ys}), R \right] \quad (2.19)$$

Dieser wurde anhand der Versuchsergebnisse abgeleitet und ist ausschließlich für die entsprechende Probengeometrie und Verstärkungs-konfiguration gültig.

2.6.2.3 Zusammenfassung

Zahlreiche experimentelle Untersuchungen belegen die hohe Wirksamkeit einer geklebten CFK-Verstärkung hinsichtlich der Restlebensdauererhöhung. Anhand von Dauerschwingversuchen an Stahlträgern mit gerissenem Trägerflansch und Stahlblechen, welche einen zentrischen, einseitigen oder beidseitigen Riss aufwiesen, wurde der Einfluss verschiedener Verstärkungsparameter auf die Restlebensdauer untersucht. Eine hohe Lamellendehnsteifigkeit, welche durch die Dicke, die Breite und den E-Modul der Lamelle in Längsrichtung bestimmt wird, wirkt sich positiv auf die Wirksamkeit aus. Zudem wird die Restlebensdauer durch eine Vorspannung der Lamellen nach einer beidseitigen Verstärkung erhöht. Eine einseitige Verstärkung mit vorgespannten Lamellen kann im Vergleich zu unverstärkten Referenzproben hingegen zur einer Lebensdauerverringering führen. Die Einflüsse der Klebstoffsteifigkeit und der Klebschichtdicke auf die Restlebensdauer wurden bislang nicht systematisch untersucht.

Die bestehenden Untersuchungen beschränken sich weitgehend auf ein Risswachstum vor und unter der Lamelle. Findet das Risswachstum über einen maßgeblichen Teil der Restlebensdauer vor der Lamelle statt, so ist die Erhöhung der Restlebensdauer durch die CFK-Verstärkung nur gering. Die CFK-Verstärkung trägt erst maßgeblich zur Erhöhung der Restlebensdauer bei, wenn sich die Risspitze unterhalb oder hinter der Lamelle befindet. Bei einem Fortschritt der Risspitze unterhalb der Lamelle wird im Bereich des Risses häufig ein lokaler Verbundverlust beobachtet, welcher sich im weiteren Verlauf des Dauerschwingversuchs in Richtung der Lamellenenden ausweitet. Der Ausgangsort der Ablösung ist der Bereich um die Risspitze, da dort hohe plastische Dehnungen auftreten. Infolge des teilweisen Verbundverlustes reduziert sich die Verbindungssteifigkeit bzw. die Wirksamkeit. Für ein Risswachstum hinter der Lamelle, d.h. nach dem Fortschritt unterhalb der Lamelle, ist eine Aussage über die Wirksamkeit auf Grundlage der vorgestellten Literaturerkenntnisse nur bedingt möglich. Denn häufig ist in den Versuchen zu diesem Zeitpunkt bereits eine teilweise Lamellenablösung aufgetreten oder der verbleibende Rissfortschritt hinter der Lamelle trägt nur geringfügig zur ermittelten Gesamtrestlebensdauer bei. Für die im Rahmen dieser Arbeit ausgewählten, relevanten Konstruktionsdetails kann der Rissfortschritt hinter der Lamelle jedoch maßgeblich die Restlebensdauer

bestimmen. Im Rahmen der Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit wird daher gezielt die Wirksamkeit der geklebten CFK-Verstärkung in Bezug auf ein Wachstum des Risses hinter der Lamelle untersucht.

Eine Validierung der numerischen Verfahren zur Abschätzung der Rissfortschrittsrate ist häufig nicht möglich, da vielfach die bruchmechanischen Kennwerte der in den Versuchen verwendeten Stahlwerkstoffe unbekannt sind. Bislang wurde zudem der Einfluss der Lamellenvorspannung auf die Rissfortschrittsrate in numerischen Berechnungen nur unzureichend berücksichtigt. Zuverlässige numerische Verfahren zur Abschätzung der Rissfortschrittsrate unter Berücksichtigung einer Lamellenvorspannung existieren somit derzeit nicht. Ein besonderer Fokus der Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit liegt auf dem Einfluss der Lamellenvorspannung auf die Rissfortschrittsrate.

2.6.3 Vereinfachte Berechnungsansätze zur Abschätzung des SIF und der Restlebensdauer verstärkter Bauteile

Empirisch-analytisches Plastizitätsmodell von Colombi (2005)

Colombi (2005) leitete anhand experimenteller Ergebnisse aus (Bassetti et al. 2000) ein Modell zur Abschätzung der Rissfortschrittsrate für zentrisch gekerbte Stahlbleche ab, die vorgespannt verstärkt wurden. Das Modell basiert auf dem von Newman entwickelten Ansatz, bei dem die Rissspitzenbeanspruchung durch die Verformungsenergiedichte quantifiziert wird. Zur Berücksichtigung der spezifischen Probengeometrie aus den Versuchen werden dimensionslose Formfaktoren $Y_0(a)$ in Abhängigkeit der Risslänge durch Regression mit einem Polynomansatz, getrennt für schlaff und vorgespannt verstärkte Proben, bestimmt. Die Druckspannung im Stahlblech infolge der Lamellenvorspannung wird vereinfachend durch Aufbringen einer zusätzlichen äußeren Belastung berücksichtigt. Diesem Vorgehen unterliegt die Annahme, dass die Druckspannung im Stahlblech aufgrund der großen Überlapplänge in der Rissebene bereits gleichmäßig verteilt ist. Das so abgeleitete Modell wird durch einen Rechenansatz erweitert, mithilfe dessen eine effektive Rissspitzenbeanspruchung zur Berücksichtigung des plastizitätsinduzierten Riss-schließeffekts bestimmt werden kann. Dieser parametrisierte Ansatz berücksichtigt die Steifigkeits- und Querschnittsverhältnisse des

Verstärkungssystems sowie eine teilweise Lamellenablösung bei Fortschreiten der Risspitze unter der Lamelle. Die Formeln zur Berechnung der Formfaktoren sind jedoch auf die spezifische Geometrie des Stahlblechs begrenzt. Zudem lässt sich mit dem Verfahren nur der Rissfortschritt unterhalb der Lamelle berücksichtigen. Zur Beschreibung des Rissfortschritts hinter der Lamelle ist das Verfahren ungeeignet und somit nicht für die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit anwendbar.

Analytisches Modell von Täljsten et al. (2009)

Täljsten et al. (2009) entwickelten ein analytisches, bruchmechanisches Modell zur Abschätzung der Risspitzenbeanspruchung in zentrisch gekerbten Metallblechen, welche mit vorgespannten CFK-Lamellen verstärkt sind. Dieses basiert auf dem Ansatz von Broek (1986), der die Verstärkung rissgeschädigter Flugzeugstrukturen mit Versteifungsprofilen untersuchte. Er teilte das komplexe Problem unter Zugrundelegung des Superpositionsprinzips in mehrere einfache Rissprobleme auf. Der Ansatz von Broek (1986) ermöglicht unter anderem die Abschätzung des SIF im verstärkten Blech sowie der punktuell übertragenen Kräfte in den Nietverbindungen. Täljsten et al. (2009) teilte die Lamellenverstärkung in Abschnitte auf und idealisierte die flächige Klebverbindung in Form mehrerer punktueller Verbindungen (siehe Abbildung 2-30).

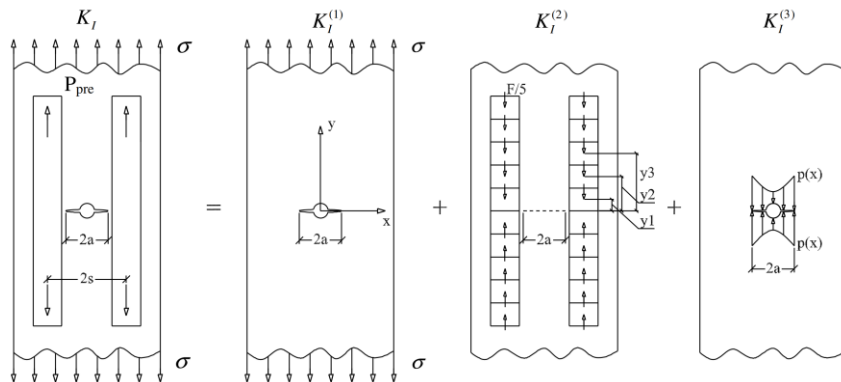


Abbildung 2-30: Methode zur analytischen Bestimmung des SIF in CFK-verstärkten Blechen mithilfe des Superpositionsprinzips (Täljsten et al. 2009)

Für die Berechnung wird die Annahme getroffen, dass ein schubstarrer Verbund zwischen Lamelle und Blech besteht. Die Verformung der Klebschicht, welche einen maßgeblichen Einfluss auf die Verbindungssteifigkeit bzw. die Wirksamkeit der Verstärkung haben kann, wird somit nicht berücksichtigt. Die Untersuchungen in (Bassetti et al. 2000) zeigen zudem, dass eine teilweise Ablösung der Lamelle ebenfalls einen maßgeblichen Einfluss auf die Rissfortschrittsrate haben kann. Infolge der Idealisierung der flächigen Klebung als punktuelle Verbindung besteht der Verbund erst in einem bestimmten Abstand orthogonal zur Rissebene. Dies ist vergleichbar mit einer teilweisen Lamellenablösung und bildet einen intakten Verbund ggfs. nur unzureichend ab. Des Weiteren bleibt durch die Idealisierung der Einfluss der Verbundspannungsverteilung in Breitenrichtung der Lamelle auf die Risspitzenbeanspruchung unberücksichtigt. Zudem ist kein Verfahren zur Berechnung der Rissfortschrittsrate angegeben.

Einfaches empirisch-analytisches Modell von Wang/Nussbaumer (2009)

Wang/Nussbaumer (2009) entwickelten ein Verfahren zur Berechnung des SIF, in dem eine anliegende Nennspannung im verstärkten Blech unter Annahme eines einfachen Verbundquerschnitts, bestehend aus dem Nettoquerschnitt des Metallblechs und dem FVK-Querschnitt, mit einem schubstarreren Verbund bestimmt wird (siehe Abbildung 2-31). Die Klebschicht wird hierbei vernachlässigt.

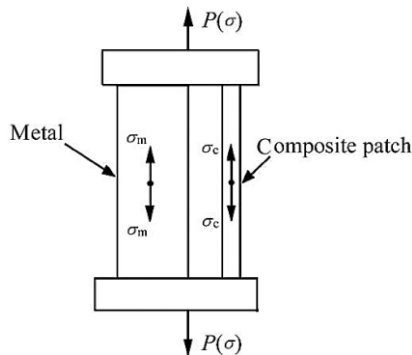


Abbildung 2-31: Zweiseichtiges Modell eines FVK-verstärkten Blechs nach (Wang/Nussbaumer 2009)

Mithilfe der so berechneten Nennspannung σ_m und einer bekannten Näherungslösung für ein Blech mit zentrischem Innenriss kann der SIF berechnet werden. Zusätzlich wurde zur Berücksichtigung von Toleranzen der Fertigungsqualität ein Multiplikationsfaktor β eingeführt. Dieser wird anhand vorhandener Rissfortschrittsdaten aus Versuchen durch eine Regressionsanalyse bestimmt. Durch dieses Vorgehen werden jedoch weitere wichtige Einflüsse auf den Rissfortschritt, wie beispielsweise die Position der Verstärkung und der schubweiche Verbund, ebenfalls pauschal in diesem Faktor berücksichtigt. β stellt damit keinen Faktor zur ausschließlichen Berücksichtigung von Fertigungstoleranzen dar und muss für jede Verstärkungskonfiguration anhand von Versuchsergebnissen abgeleitet werden. Ein vergleichbarer Ansatz wird in (Wang *et al.* 2018) auf beidseitig gekerbte Bleche, die mit CFK-Werkstoffen verstärkt sind, angewendet. Wie in (Täljsten *et al.* 2009) wird hier lediglich ein Verfahren zur Berechnung des SIF und nicht zur Berechnung der Rissfortschrittsrate angegeben.

Modell mit Abminderungsfaktoren von Wu *et al.* (2013a; 2013b)

Wie in Abschnitt 2.6.2.2 bereits erläutert, führten Wu *et al.* (2013a; 2013b) eine Vielzahl experimenteller und numerischer Untersuchungen durch. Auf Grundlage der Ergebnisse wurden zur Ermittlung des SIF durch Regressionsanalysen drei Korrekturfaktoren abgeleitet, welche in eine vorhandene Näherungslösung eines einfachen Rissproblems eingehen. Mithilfe des ersten Korrekturfaktors wird die Nennspannung im verstärkten Blech, ähnlich wie in (Wang/Nussbaumer 2009), über die Annahme eines Verbundquerschnitts mit schubstarrem Verbund bestimmt. In diesem Abminderungsfaktor wird der Einfluss des Dehnsteifigkeitsverhältnisses unter Einbeziehung der Querschnitts- und Steifigkeitsparameter des Bauteils berücksichtigt. Die Schubweichheit des Verbundes, welche einen maßgeblichen Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung haben kann und durch die Klebschichtdicke sowie den Schubmodul charakterisiert wird, wird jedoch vernachlässigt. In einem zweiten Faktor wird der Einfluss der Position der Verstärkung (Abstand zur Probenmitte) auf den SIF berücksichtigt. Diese beiden Faktoren wurden auf Grundlage numerischer Berechnungsergebnisse abgeleitet. In dem numerischen Modell wurde keine partielle Lamellenablösung berücksichtigt.

Durch den dritten Korrekturfaktor kann der Einfluss der Lamellenbreite auf den SIF berücksichtigt werden. Die Formel zur Berechnung des dritten Korrekturfaktors beinhaltet das Verhältnis der Lamellenbreite zu Blechbreite W_c/W_s . Der Korrekturfaktor wurde im Gegensatz zu den beiden vorgenannten Faktoren ausschließlich anhand von Versuchsergebnissen abgeleitet. In diesen Versuchen wurden jedoch nur begrenzte Wertebereiche W_c/W_s geprüft. Die Werte lagen zwischen etwa 0,5 und 0,7 oder betragen 1,0. Die Gültigkeit der abgeleiteten Korrekturfaktoren ist insbesondere für Werte kleiner 0,5 kritisch zu betrachten. Ein Vergleich zwischen experimentell ermittelten SIF und SIF, die mithilfe der abgeleiteten Korrekturfaktoren bestimmt wurden, zeigt eine gute Übereinstimmung. Zur Berechnung der Rissfortschrittsrate findet die Paris-Gleichung Anwendung. Der Einfluss einer Lamellenvorspannung wurde jedoch nicht untersucht.

Somit existiert derzeit kein bruchmechanisches Berechnungsverfahren zur Abschätzung des SIF und der Rissfortschrittsrate, welches alle maßgebenden geometrischen und werkstofflichen Parameter sowie den Einfluss der Lamellenvorspannung für ein Risswachstum hinter der Verstärkungslamelle berücksichtigt.

3 Konstruktive Randbedingungen

3.1 Zielsetzung und Vorgehen

Im Rahmen einer Sichtung von Prüfberichten von Bauwerksprüfungen nach (DIN 1076) werden zunächst rissgeschädigte Konstruktionsdetails in Stahlbrücken untersucht und auf Grundlage definierter Anwendungsvoraussetzungen hinsichtlich ihrer Eignung für eine Verstärkung durch aufgeklebte CFK-Lamellen bewertet. Die Risse werden entsprechend ihres lokalen Auftretens in verschiedene Gefährdungskategorien eingeordnet. Für ausgewählte Konstruktionsdetails werden für das Risswachstum relevante Geometrieparameter gewählt sowie übliche Wertebereiche dieser Abmessungen bestimmt. Die Untersuchungsergebnisse zu den konstruktiven Randbedingungen dienen der Festlegung des Parameterraums, welcher für die numerischen Untersuchungen und zur Ableitung des ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens herangezogen wird.

3.2 Anwendungsvoraussetzungen der CFK-Verstärkung

Für eine Anwendung einer Verstärkungsmaßnahme mit aufgeklebten CFK-Lamellen müssen grundlegende Voraussetzungen erfüllt sein. Diese werden im Folgenden erläutert. Zunächst muss im Stahlbauteil ein Ermüdungsriss vorliegen. Die Art der maßgeblich vorliegenden Rissöffnung muss dem Rissmodus I zugeordnet werden können. Die in dieser Arbeit untersuchten CFK-Lamellen eignen sich aufgrund ihrer unidirektionalen Faseranordnung nicht zur Verstärkung von Rissen, deren Rissoberflächen durch Scherung abgleiten (Rissmodi II und III). Die Lamelle muss zudem eben und orthogonal zur Rissachse über den Riss geklebt werden können. Zur Ausnutzung der vollen Tragfähigkeit der geklebten CFK-Verstärkung muss eine definierte Mindestverbundlänge realisierbar sein. Konstruktionsdetails, bei denen die Ausbildung der erforderlichen Verbundlänge aufgrund der gegebenen Platzverhältnisse nicht möglich ist, eignen sich somit nur

bedingt für eine klebtechnische Sanierung durch CFK-Lamellen. Besonders gut eignen sich in diesem Zusammenhang beispielsweise Längsrippen orthotroper Platten mit quer verlaufenden Rissen. Neben der Realisierbarkeit der erforderlichen Verbundlänge ist die Zugänglichkeit für eine erfolgreiche Applikation der CFK-Lamellen eine wesentliche Voraussetzung. Das gilt insbesondere für die Applikation vorgespannter Lamellen unter Verwendung eines mobilen Vorspanngerätes oder eines Vorspannsystems, das dauerhaft an der verstärkten Konstruktion verbleibt. Ermüdungsrisse, die in schwer zugänglichen Bereichen auftreten, können ggf. nur mit schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt werden.

3.3 Auswahl geeigneter Schadensdetails

Im Rahmen einer Sichtung von Prüfberichten von Bauwerksprüfungen nach (*DIN 1076*) werden 36 deutsche Stahlbrücken, welche Schäden in Form von Rissen aufweisen, analysiert. In den Prüfberichten werden alle sichtbaren Mängel und Schäden am Bauwerk dokumentiert und hinsichtlich der Kriterien Standsicherheit, Verkehrssicherheit sowie Dauerhaftigkeit bewertet. Die Berichte wurden von den Straßenbauverwaltungen der Länder Baden-Württemberg, Bayern, Nordrhein-Westfalen, Rheinland-Pfalz und Sachsenanhalt zur Verfügung gestellt. Die Auswahl umfasst Brücken im Zuge von Bundesfernstraßen, deren Überbaulänge mindestens 60 m beträgt und welche eine Schadensbewertung der Standsicherheit von 1 bis 4 nach (*RI-EBW-PRÜF*) aufweisen. Schäden mit Bewertung 1 beeinträchtigen die Standsicherheit des Bauteils und sind im Rahmen der Bauwerkserhaltung zu beseitigen. Bei der Schadenswertung 4 ist die Standsicherheit des Bauteils und des Bauwerks nicht mehr gegeben und es sind Maßnahmen zur Instandsetzung oder Erneuerung einzuleiten. Etwa 75 % der untersuchten Brücken wurden in den 60er oder in den 70er Jahren gebaut.

Die im Stahlbrückenbau vorherrschende konstruktive Ausbildung ist die orthotrope Fahrbahnplatte. Schäden an Kerbdetails in Stahlbrücken können in die Gefährdungskategorien 1 bis 4 eingeordnet werden (siehe Abbildung 3-1).

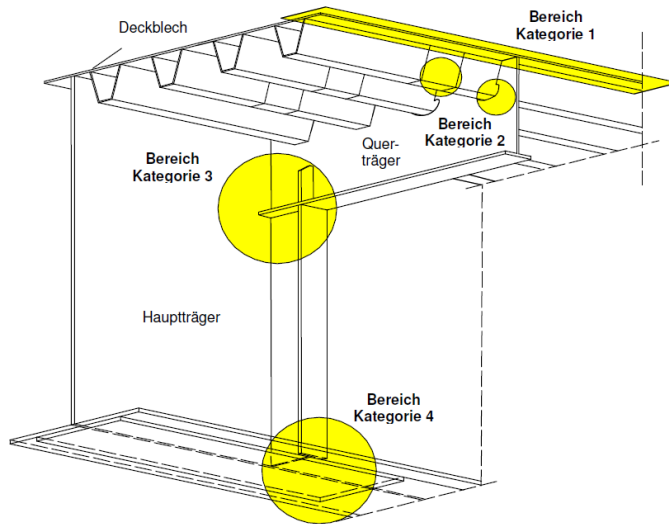


Abbildung 3-1: Gefährdungskategorien für Schäden an orthotropen Fahrbahnplatten (Sedlacek et al. 2011)

In die Gefährdungskategorie 1 werden Schäden an Verbindungen des Deckblechs mit den Stegen der Längsrippen eingeordnet. Ursache für die Rissentstehung an dieser Stelle sind in der Regel die lokalen Beanspruchungen infolge der Radlasten. Daher lassen sich solche Schäden insbesondere in der Schwerverkehrsspur beobachten (Friedrich 2008). Diese Ermüdungsrisse verlaufen meist in Längsrichtung von Kehlnähten. Eine Anwendung aufgeklebter CFK-Lamellen eignet sich daher nicht für Schäden der Gefährdungskategorie 1.

Schäden an Anschlüssen im Längssystem werden in der Gefährdungskategorie 2 zusammengefasst. Diese Schäden können wiederum nach (Kuhlmann/Hubmann 2016) in die drei Unterkategorien 2a, 2b und 2c eingeordnet werden (siehe Abbildung 3-2). Kategorie 2a beschreibt Ermüdungsrisse, die vom geschweißten Fensterstoß einer Längsrippe mit Plättchenstoß ausgehen. Ermüdungsrisse, die von einer in den Querträgersteg eingepassten Längsrippe mit Kehl- oder HV-Naht ausgehen, werden in Kategorie 2b eingeteilt. Schäden, die von einer Ausnehmung im Querträgersteg ausgehen, zählen zu Kategorie 2c.

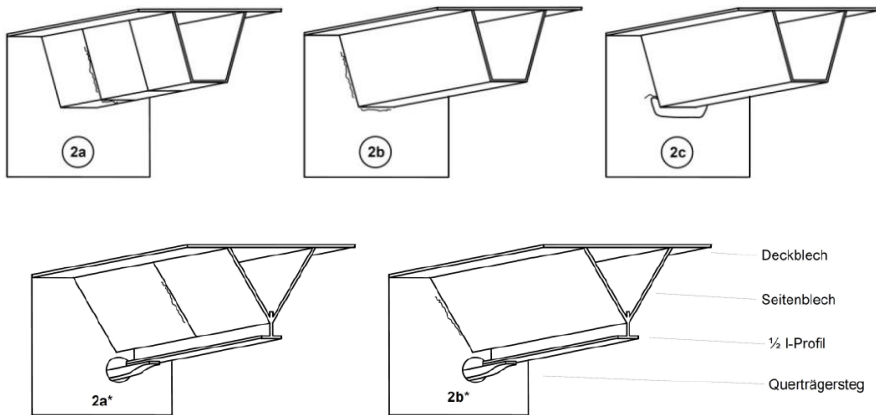


Abbildung 3-2: Unterkategorien der Gefährdungskategorie 2 für Risse an Trapezprofilen (2a, 2b und 2c) und Y-Profilen (2a* und 2b*) nach (Kuhlmann/Hubmann 2016)

Die Auswertung der Prüfberichte zeigt, dass Risse in Längsrippenstößen (Schadenskategorie 2a) von besonders hoher Relevanz sind. In Abbildung 3-3 sind exemplarische Schadensbilder mit den zugehörigen Bauwerksnummern dargestellt. Für den Riss im Bauwerk 7230503, 2 ist exemplarisch eine mögliche Anordnung einer aufgeklebten Verstärkungslamelle angedeutet. Diese Risse treten in den untersuchten Brücken häufig mehrfach auf. Ausgangspunkte der Risse sind in der Regel Schweißnahtverbindungen der Rippen miteinander oder von auf der Unterseite angebrachten Flachblechen mit den Rippen. Die Risse treten zumeist in Längsrippen aus Flachblechen, halbierten I-Profilen und Trapezhohlprofilen auf. Diese eignen sich grundsätzlich sehr gut für eine beidseitige (Flachbleche, halbierte I-Profile) oder eine einseitige (Trapezhohlprofile) Applikation von Lamellen. Für das Risswachstum relevante Abmessungen sind die Rippenhöhe sowie die Blechdicke. Die Höhe von Rippen aus Flachblechen, halbierten I-Profilen und ähnlichen Profilen (z.B. Schiffbauprofile) beträgt in älteren Brücken in der Regel zwischen 100 mm und 300 mm bei Blechdicken zwischen 7 mm und 15 mm (Fiedler 2009). Teilweise wurden auch größere Blechdicken bis 25 mm eingesetzt. Trapezhohlsteifen weisen vergleichbare Höhen auf, jedoch sind die Blechdicken tendenziell niedriger (bis 6 mm).

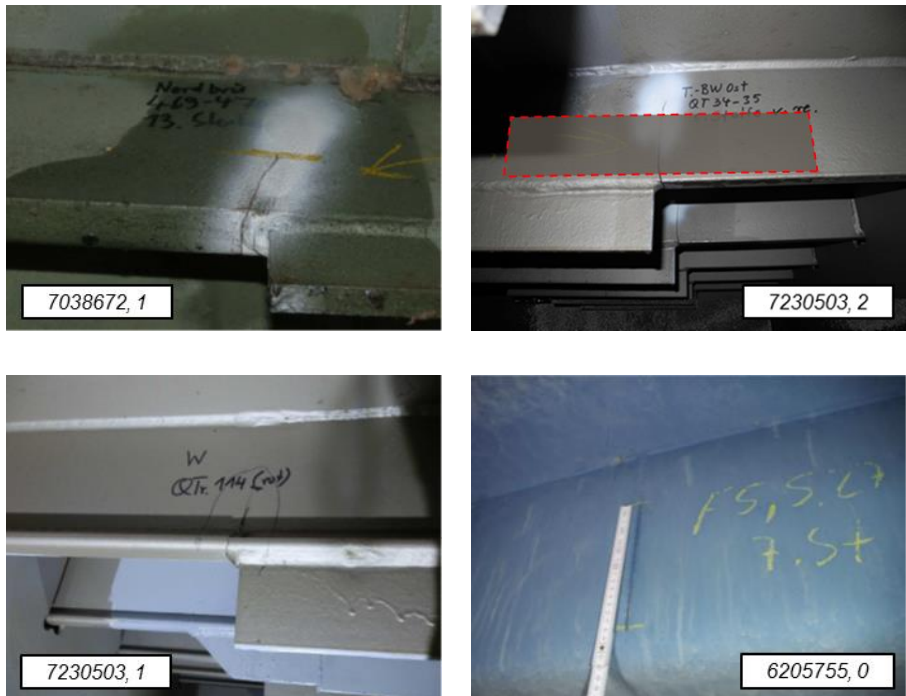


Abbildung 3-3: Exemplarische Risse in Längsrippenstößen (Kat. 2a) (Quellen: Koller 2017; Koller 2018a; Koller 2018c; Grochowski/Hellmann 2019)

Zudem sind Risse in Querträgerstegen, ausgehend von Querträger-Ausnehmungen, die der Gefährdungskategorie 2c zugeordnet werden, von hoher Relevanz (siehe Abbildung 3-4). Derartige Risse können infolge von Biegebeanspruchungen entstehen, die aus der lokalen Einleitung von Radlasten resultieren. (DIN EN 1993-2) gibt ein Verfahren zur Abschätzung der Biegespannungen in einem kritischen Schnitt mithilfe eines Vierendeel-Modells des Querträgers an. Abhängig von der Risslänge und der Geometrie der Ausnehmung können CFK-Lamellen auch beidseitig über Ermüdungsrisse der Kategorie 2c geklebt werden. Für den Riss im Bauwerk 8339666, 0 ist exemplarisch eine mögliche Anordnung einer aufgeklebten Verstärkungslamelle angedeutet. Je nach Situation kann der Einsatz eines Vorspanngerätes nur schwer möglich sein. In diesem Fall können ausschließlich schlaff aufgeklebte Lamellen eingesetzt werden.

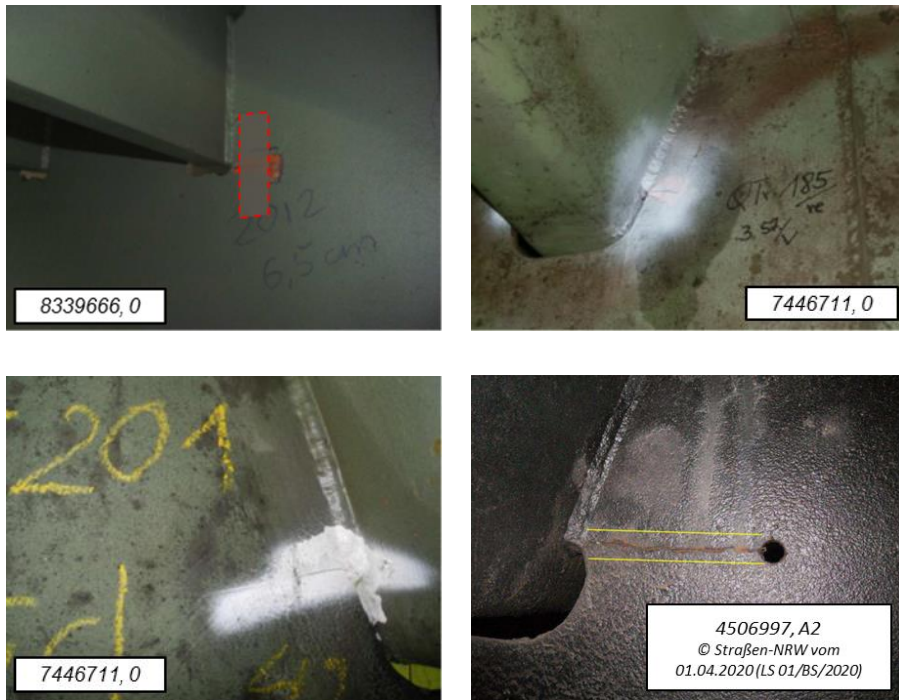


Abbildung 3-4: Exemplarische Risse in Querträgerstegen, ausgehend von Querträger-Ausnehmungen (Kat. 2c) (Quellen: Lankes 2013; Koller 2018b; Landesbetrieb Straßenbau NRW 2020)

In die Gefährdungskategorie 3 werden Schäden an Anschlüssen im Quersystem eingeordnet. Teile des Quersystems sind Querträger, Quersteifen der Hauptträgerstege und Verbandsstäbe oder Querschotte. Diese Schäden sind damit nicht nur auf Stahlbrücken mit orthotroper Fahrbahnplatte begrenzt. Bei Hohlkastenquerschnitten kommen Quersteifen des Bodenblechs und außenliegende Schrägstreben hinzu.

Schäden der Gefährdungskategorie 3, die als relevant eingestuft werden, sind Risse an Quersteifen der Längsträger (Schadenskategorien 3Ia/b und 3IIa/b). In Abbildung 3-5 sind exemplarische Risse in Quersteifen dargestellt. Ermüdungsrisse in Quersteifen ausgehend von Schweißnähten stumpf gestoßener Bleche können in Anlehnung an (Ungermann et al. 2016) als Kategorie 3Ia/b-Schäden bezeichnet werden. Kategorie 3IIa/b-Schäden sind Ermüdungsrisse, die an

Umschweißungen von Fahnenblechen aufgetreten sind. Zuganteile von Querbiegemomenten, die z.B. infolge einer Beanspruchung des Längssystems durch Torsionsmomente entstehen, oder Zugnormalkräfte sind mögliche ermüdungskritische Beanspruchungen im Quersystem (Geißler 2014). Eine beidseitige Lamellenapplikation ist sowohl auf den Stegblechen als auch auf Flanschen der Quersteifen möglich (siehe z.B. Riss in Bauwerk 2919620, D). Der Einsatz von Vorspanntechnik ist abhängig von den Platzverhältnissen. Querträgerstege und -steifen weisen meist eine Dicke zwischen 10 mm und 20 mm auf (Mehlhorn/Curbach 2014; Geißler 2014). Die Höhen von Quersteifen an Längsträgern sind vergleichbar mit denen der Längssteifen.



Abbildung 3-5: Exemplarische Risse in Quersteifen von Längsträgern (oben: Kat. 3Ia/b, unten: Kat. 3IIa/b) (Quellen: Koller 2018a; Ungermann et al. 2016)

Schäden der Kategorie 4 beziehen sich auf das Hauptträgersystem. Da diese im Vergleich zu Schäden der Kategorien 1 bis 3 selten auftreten, wird an dieser Stelle nicht weiter auf sie eingegangen.

4 Beschreibung des Verstärkungskonzepts

4.1 Zielsetzung

Das Ziel dieses Kapitels ist die Definition und Charakterisierung des Verstärkungskonzepts, das in der vorliegenden Arbeit untersucht wird. Dazu werden wichtige Aspekte hinsichtlich des Wirkprinzips bzw. des Lastabtrags der Verstärkung und der damit verbundenen Beanspruchung der Verbindung beschrieben. Zudem wird die Wahl der Fügetechnik und der Werkstoffe erläutert und es werden wichtige Anforderungen an den Klebstoff für die Klebstoffauswahl festgelegt. Abschließend werden Vorgaben zur Ausführung der Verstärkungsmaßnahme gemacht.

4.2 Wirkprinzip

Um die Risswachstumsgeschwindigkeit in einem ermüdungsbeanspruchten Bauteil zu verringern, muss grundsätzlich entweder der Materialwiderstand erhöht oder die Risspitzenbeanspruchung reduziert werden. Die Beanspruchung an der Risspitze ist proportional zur Rissuferverschiebung, d.h. der Rissöffnung. Beide Größen können in einen funktionellen Zusammenhang gebracht werden. Der Grundgedanke der geklebten CFK-Verstärkung besteht daher darin, die Rissöffnung zu verringern, indem der Riss mithilfe eines Verstärkungselements überbrückt wird (siehe Abbildung 4-1). Ein Teil der Beanspruchungen des Stahlbauteils wird dabei über die im Wesentlichen schubbeanspruchte Klebschicht in die Verstärkungslamelle eingetragen. Eine Vorspannung des Verstärkungselementes führt durch die in das Stahlblech eingetragene Druckspannung zusätzlich zu einer Verringerung der Rissöffnung. Je nach Höhe der Vorspannung ist es ggfs. auch möglich, den Riss teilweise oder ganz über den zeitlichen Verlauf der Schwingbelastung hinweg zu schließen. Versuchsergebnisse aus der Literatur zeigen, dass

die Klebschicht im Zuge einer initialen Belastung nach der Durchführung der Verstärkungsmaßnahme in der Rissachse mit aufreißt (siehe Abbildung 4-1, rechts).

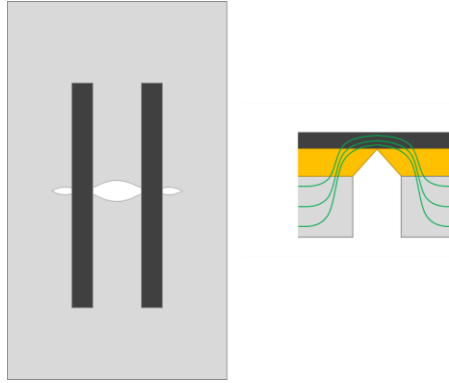


Abbildung 4-1: Schematische Darstellung des Wirkprinzips einer geklebten CFK-Verstärkung

4.3 Vorteile der Klebverbindung

Die Wahl der Fügetechnik ist von zentraler Bedeutung. Wie in Abschnitt 2.6 bereits näher erläutert, bringt der Einsatz des Fügeverfahrens Kleben einige Vorteile im Vergleich zu stiftförmigen Verbindungsmitteln zur Anbringung von Verstärkungselementen mit sich. Die Wirksamkeit einer schlaffen Verstärkung wird maßgeblich durch die Steifigkeit der Verbindung und des Verstärkungselements beeinflusst. Die Ergebnisse der Literaturrecherche zeigen, dass sich eine hohe Verbindungssteifigkeit positiv auf die Wirksamkeit auswirkt. Trotz der im Vergleich zu stiftförmigen Verbindungsmitteln geringen Steifigkeit des Klebstoffs, lassen sich durch geklebte Verstärkungen in der Regel deutlich höhere Verbindungssteifigkeiten erreichen. Verschiedene Mechanismen wirken sich negativ auf die Steifigkeit von Schraub- oder Nietverbindungen aus:

- Bei Klebverbindungen werden die Kräfte von dem verstärkten Bauteil flächig verteilt in das Versteifungselement eingeleitet. Bei stiftförmigen Verbindungsmitteln werden die Kräfte hingegen lokal am Bohrloch übertragen, was zu Spannungskonzentrationen bzw. lokal großen Verformungen führen kann.

- Zur Ausnutzung der vollen Tragfähigkeit von Niet- und Schraubverbindungen sind bestimmte Mindestabstände zu den Bauteilrändern bzw. zum Rissufer erforderlich. Mit steigendem Abstand des Verbindungsmittels zum Riss steigt die freie Länge ohne direkten Verbund zwischen Verstärkungselement und verstärktem Bauteil. Die Klebung ermöglicht es, dass in unmittelbarer Nähe zum Riss Beanspruchungen vom gerissenen Bauteil in das Verstärkungselement eingetragen werden können.
- Der Bohrlochdurchmesser ist i. d. R. größer als der Schraubendurchmesser, wodurch Lochspiel vorhanden ist. Bei nicht planmäßig vorgespannten Schraubverbindungen erfolgt der wesentliche Lastabtrag durch Kontakt der Schraube mit dem Bohrlochrand. Je nach Lage der Schraube im Bohrloch sind daher freie Relativverschiebungen der Füge­teile möglich.

Zu den weiteren Nachteilen stiftförmiger Verbindungsmittel zählt u. a. die Schwächung des rissbehafteten Bauteils durch Bohrlöcher, wie in Kapitel 1 bereits näher erläutert.

4.4 Werkstoffwahl

Unidirektional kohlenstofffaserverstärkte Kunststofflamellen weisen hohe Elastizitätsmodule auf, die auch über dem von Stahl liegen können. Je höher die Steifigkeit, desto stärker wird das Verstärkungselement am Lastabtrag beteiligt. Ein wesentlicher Vorteil von CFK gegenüber Stahl ist das geringere Eigengewicht. Dadurch ist in der Regel keine zusätzliche temporäre Stützung im Montagezustand erforderlich. CFK-Lamellen weisen eine leichtere Handhabbarkeit auf. Zudem sind sie deutlich weniger korrosionsgefährdet und weisen mit einer Dauerfestigkeit > 80 % der Kurzzeitfestigkeit einen hohen Ermüdungswiderstand auf (Borchert 2009). Die Kriech- oder Relaxationsneigung in Faserrichtung ist sehr gering, was positiv hinsichtlich einer Dauerbeanspruchung der Lamelle infolge einer möglichen Vorspannung zu bewerten ist. Nachteilig gegenüber Stahllamellen ist vor allem das anisotrope Werkstoffverhalten zu nennen. Wie bereits in Kapitel 3 erläutert, sollte die CFK-Lamelle aufgrund der Orientierung der Fasern möglichst parallel zur Rissöffnungsrichtung bzw. Zugbelastung aufgebracht werden. Mit zunehmendem Winkel zwischen Zugbelastung und Faserrichtung verringert sich die Steifigkeit der Verstärkungslamelle, was zu einer geringeren Wirksamkeit der

Verstärkungsmaßnahme führt. Nach (Michaeli/Begemann 1990) geht mit einer Erhöhung des Winkels von 0° auf 5° eine Verringerung des E-Modul von unidirektional kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen um etwa 10 % einher. Dies ist zu berücksichtigen, sollte die Verstärkungslamelle aus konstruktiven Gründen nicht orthogonal zur Rissachse aufgeklebt werden können.

Zur Herstellung der geklebten Verbindung eignen sich besonders Klebstoffe auf Epoxidharzbasis. Sie weisen hohe E-Moduln auf, was sich positiv auf die Verbindungssteifigkeit auswirkt. Zudem besitzen Epoxidharzklebstoffe eine hohe innere Festigkeit und sehr gute Adhäsionseigenschaften auf den untersuchten Fügepartnern Stahl und CFK.

Die Eigenschaften von Klebstoffen verändern sich mit der Temperatur, sodass der jeweils eingesetzte Klebstoff für den Einsatzbereich geeignet sein muss. Eine Stahlbrücke, die der Sonneneinstrahlung ausgesetzt ist, kann nach (DIN EN 1991-1-5) bzw. (DIN EN 1991-1-5-NA) stellenweise Temperaturen von 65°C bei hellen Oberflächen oder mehr erreichen. Aus diesem Grund ist ein besonderer Fokus auf die Temperaturbeständigkeit des einzusetzenden Klebstoffs zu legen. Die Glasübergangstemperatur T_G ist in diesem Zusammenhang zu beachten und muss außerhalb des Temperatureinsatzbereichs liegen.

Die Kriechbeständigkeit ist insbesondere für die vorgesehene Vorspannung der Verstärkungslamelle von entscheidender Bedeutung. Es ist zu vermeiden, dass sich die Vorspannung durch ein Kriechen des Klebstoffs während der vorgesehenen Nutzungsdauer wesentlich verringert. Je nach Höhe der Beanspruchungen kann auch eine dauerhaft anliegende Mittelspannung zu Kriechverformungen in der Klebschicht führen.

Im Rahmen dieser Untersuchungen soll vorausgesetzt werden, dass keine maßgebliche Reduzierung der Verbindungssteifigkeit durch eine ermüdungsbedingte Lamellenablösung auftritt. Diese kann die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme negativ beeinflussen. Daher soll während des Rissfortschritts im Stahl keine fortschreitende Lamellenablösung auftreten. Es ist eine ausreichende Ermüdungsfestigkeit der Klebverbindung nachzuweisen. Vorteilhaft sind in diesem Zusammenhang Klebstoffe mit einem hohen Ermüdungswiderstand.

Für eine sichere und dauerhafte Übertragung der Lasten in die Verstärkungslamelle ist ein geeignetes Verfahren zur Herstellung der Klebverbindung erforderlich. Von besonderer Relevanz ist dabei die Vorbereitung der Fügeteiloberflächen. Aus baupraktischen Gründen ist eine mechanische Vorbehandlung der Stahloberfläche durch Sandstrahlen oder Schleifen in Verbindung mit einer anschließenden Wischentfettung mit einem Lösungsmittel sinnvoll. Das gewählte Klebstoffsystem muss für eine solche Oberflächenvorbehandlung geeignet sein. Der Klebstoff muss zur Herstellung der Verbindung zudem eine spachtelbare Konsistenz während der Verarbeitung und eine geeignete Topfzeit aufweisen. Für den Bauablauf sind kurze Aushärtedauern bis zu einem möglichen Belastungsbeginn vorteilhaft. Je nach Formulierung ist bei Epoxidharzklebstoffen eine Verarbeitbarkeit bei Temperaturen bis nahe 0 °C möglich.

Um eine Auswahl an Klebstoffen für die Untersuchungen zu treffen, wurde im Rahmen des Forschungsprojekts FASS (IGF-Nr. 19032 BG) (*Ummenhofer et al.* 2019) ein Anforderungskatalog zusammengestellt. Dieser beruht u.a. auf den Erkenntnissen aus dem abgeschlossenen Forschungsprojekt STAKOK (IGF-Nr. 17700 BG) (*Pasternak et al.* 2015), auf Vorabschätzungen bzw. Vorberechnungen und auf ausgetauschten Erfahrungen mit Klebstoffherstellern.

Die wesentlichen Anforderungen sind nachfolgend zusammengefasst:

- E-Modul: > ~ 3000 MPa
- Schubfestigkeit: > 20 MPa
- Geringe Kriechneigung
- Hoher Ermüdungswiderstand
- Temperatureinsatzbereich: -23 °C bis +67 °C
- Viskosität: Spachtelbar
- Verarbeitungszeit: 15 – 60 min

4.5 Vorgaben zur Ausführung

Bisherige Forschungsergebnisse zeigen, dass ein Wachstum der Risspitze unterhalb der Lamelle häufig zu einer ellipsenförmigen Ablösung der Lamelle führt.

Diese Ablösung ist durch die lokal hohen, plastischen Dehnungen im Stahlblech im Bereich um die Risspitze begründet und wirkt sich negativ auf die Wirksamkeit der Verstärkung aus. Die lokale Lamellenablösung stellt quasi einen Anfangsrisse in der Verbindung dar, welcher nur schwer im Rahmen einer Bemessung berücksichtigt werden kann. Dies liegt vor allem daran, dass die weitere Lamellenablösung und der Rissfortschritt im Stahl voneinander abhängen bzw. interagieren. Die Lamelle soll daher über ihre gesamte Breite über den Riss geklebt werden, sodass sich die Risspitze stets neben der Lamelle befindet (vgl. Abbildung 4-2). Dies bringt zusätzlich den Vorteil mit sich, dass das weitere Risswachstum an der geschädigten Stelle visuell überwacht werden kann. Bestehende Untersuchungen an schlaff aufgeklebten CFK-Lamellen deuten ohnehin darauf, dass die Wirksamkeit der Verstärkung erst in relevantem Maß ausgeprägt ist, sobald die Lamelle mindestens etwa über $2/3$ ihrer Breite an der Rissüberbrückung mitwirkt.

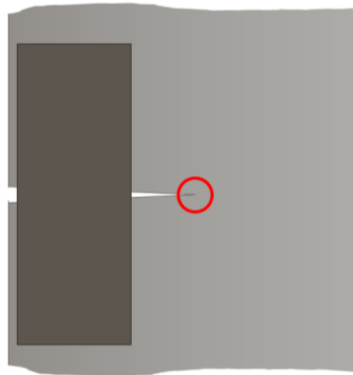


Abbildung 4-2: Schematische Darstellung der Position der Risspitze neben der Lamelle

5 Experimentelle Untersuchungen auf Werkstoff- und Verbundebene

5.1 Zielsetzung und Vorgehen

Die Ergebnisse bisheriger Forschung zeigen, dass ein intakter Klebverbund von essentieller Bedeutung für eine erfolgreiche Verstärkung ist. Eine teilweise Lamellenablösung führt zu einer Verringerung der Wirksamkeit der Verstärkung. Zur Beurteilung des Klebverbundes in den Rissfortschrittsversuchen muss das Werkstoff- und Verbundverhalten der Materialien des Verstärkungssystems bekannt sein. Daher werden zunächst die Ergebnisse standardisierter Charakterisierungsversuche an zwei Klebstoffen und einer CFK-Lamelle vorgestellt. Anschließend werden quasi-statische Zugversuche und Dauerschwingversuche an bauteilähnlichen zweiseitigen geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindungen durchgeführt. Diese Proben ermöglichen die Untersuchung der Tragfähigkeit der Klebverbindung unter anwendungsnahen Beanspruchungszuständen. Zudem kann ein möglicher Ablösevorgang der Lamellen genauer untersucht werden. Auf Basis der Ergebnisse der quasi-statischen Versuche wird ein Verbundspannungs-Schlupf-Ansatz nach (*Xia/Teng* 2005) validiert, der es ermöglicht, die quasi-statische Tragfähigkeit der Verbindung abzuschätzen. Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche dienen zur Ermittlung von Wöhlerdiagrammen, welche zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung herangezogen werden können.

5.2 Auswahl und Charakterisierung der Klebstoffe

Auf Basis von standardisierten Charakterisierungsversuchen, wie Zugversuchen an Substanzproben und dicken Zugscherproben, sowie DMTA, die im Rahmen des Forschungsprojektes FASS (*Ummenhofer et al.* 2019) durchgeführt wurden,

werden zwei Klebstoffe auf Epoxidharzbasis für die weiteren Untersuchungen ausgewählt. Diese werden im Folgenden kurz vorgestellt.



Abbildung 5-1: Klebstoffe MC-DUR 1280 (links) und Sikadur-370 (rechts) im Verarbeitungszustand

Der Klebstoff MC-DUR 1280 ist ein 2K-Epoxidharzklebstoff der Firma MC-Bau-chemie Müller GmbH & Co.KG (*MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG* 2019). Der Klebstoff ist Bestandteil eines bauaufsichtlich zugelassenen Systems zur Verstärkung von Stahlbetonbauteilen durch schubfest aufgeklebte Kohlenstofffaserlamellen (*Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung/Allgemeine Bauartgenehmigung Z-36.12-85*). Die Lieferung erfolgt in 5 kg oder 10 kg Gebinden. Im gemischten Zustand besitzt der weißlich gefärbte Klebstoff eine spachtelbare Konsistenz. Die Verarbeitungszeit des Klebstoffs beträgt etwa 30 Minuten.

Das Produkt Sikadur-370 ist ein zähmodifizierter 2K-Epoxidharzklebstoff der Firma Sika Technology AG. Im Gegensatz zu einem klassischen, nicht zähmodifizierten Epoxidharz ist in der Epoxidmatrix des Klebstoffs zusätzlich eine vergleichsweise weiche Phase in Form rundlicher Partikel mit einem Durchmesser von etwa 1 μm dispergiert. Die Einführung einer solchen Mikrostruktur führt in der Regel zu einer Erhöhung der Zähigkeit und Bruchdehnung sowie zu einer Abnahme der Steifigkeit. Im Hinblick auf die quasi-statische Tragfähigkeit und die Ermüdungsfestigkeit einer Überlappverbindung ist dies als positiv anzusehen. Für nähere Informationen zu dem Klebstoff wird auf (*Kasper et al. 2021*) verwiesen. Dieser Klebstoff weist nach dem Mischen eine schwarze Farbe auf, ist spachtelbar und ist innerhalb von 60 Minuten zu verarbeiten.

5.2.1 Zugversuche an Substanzproben und dicken Zugscherproben

Das Verformungs- und Versagensverhalten der beiden Klebstoffe wird mithilfe von Zugversuchen an dicken Zugscherproben in Anlehnung an (*DIN EN 14869-2*) und an Substanzproben nach (*DIN EN ISO 527-2*) untersucht. Zur Berücksichtigung der Verbundwirkung zwischen Klebstoff und CFK wird die dicke Zugscherprobe nach (*Meschut et al. 2015*) modifiziert. Dabei wird auf eines der beiden Stahlfügeteile ein CFK-Coupon mit einer sehr dünnen Hilfsklebung angebracht. Auf Grundlage der Versuchsdaten werden die mechanischen Werkstoffkennwerte Schub- und Elastizitätsmodul und Schub- bzw. Zugfestigkeit abgeleitet. Je Klebstoff und Probekörpertyp wurden fünf Proben geprüft. Die Versuche wurden am Institut für Stahlbau der RWTH Aachen im Rahmen des Forschungsprojektes FASS (*Ummenhofer et al. 2019*) durchgeführt und ausgewertet.

Abbildung 5-2 zeigt die Geometrie der Klebstoffsubstanzproben des Typs 1B gemäß (*DIN EN ISO 527-2*). Die Nennstärke der Probe beträgt 4 mm. Zur Herstellung der Proben wird eine geschlossene Schalung verwendet. Dabei wird der Klebstoff durch eine Öffnung in einen Hohlraumkörper aus PTFE injiziert, welcher die Geometrie der Substanzprobe aufweist. Nach einer Aushärtedauer von 7 Tagen werden die Proben ausgeschalt und geprüft. Die Proben werden an ihren Enden jeweils zwischen zwei Klemmbacken eingespannt. Die Verformungsmessung erfolgt mithilfe eines Tastwegaufnehmers (Extensometer) mit einer Messlänge von 50 mm. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 1 mm/min.

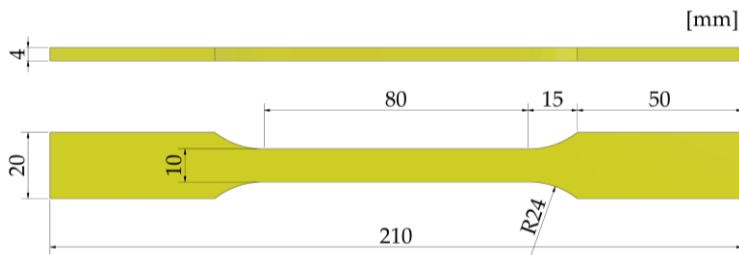


Abbildung 5-2: Geometrie der Klebstoffsubstanzproben, Typ 1B gemäß (*DIN EN ISO 527-2*)

In Abbildung 5-3 ist die Geometrie der dicken Zugscherprobe dargestellt. Die untersuchte Klebschichtdicke beträgt $t_a = 1$ mm. Zur Oberflächenvorbereitung werden die Stahlbleche gestrahlt. An den Oberflächenvorbereitungsgrad wird dabei die Mindestanforderung von SA 2 ½ nach (DIN EN ISO 8501-1) gestellt. Unmittelbar vor dem Kleben der Fügeiteile Stahl und CFK-Lamelle werden die Klebflächen beider Fügeiteile mit Aceton wischgereinigt. Die Oberflächen werden so lange mit fusselfarmen Tüchern gereinigt, bis auf diesen keine Rückstände mehr zu erkennen sind. Der CFK-Coupon wird durch eine 0,3 mm dicke Hilfsklebung mit dem Stahl-fügeiteil verbunden. Für die Hilfsklebung wird der Klebstoff PC 7210 der Firma Henkel verwendet, da dieser eine sehr hohe Steifigkeit und Festigkeit aufweist. Für den Zugversuch werden die Proben über gelenkige Anschlüsse in der Prüfmaschine befestigt. Im Rahmen der Prüfungen werden die Prüftemperaturen -30 °C, +23 °C und +80 °C untersucht. Zur Messung der lokalen Verformungen werden Tastwegaufnehmer eingesetzt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 2 mm/min.

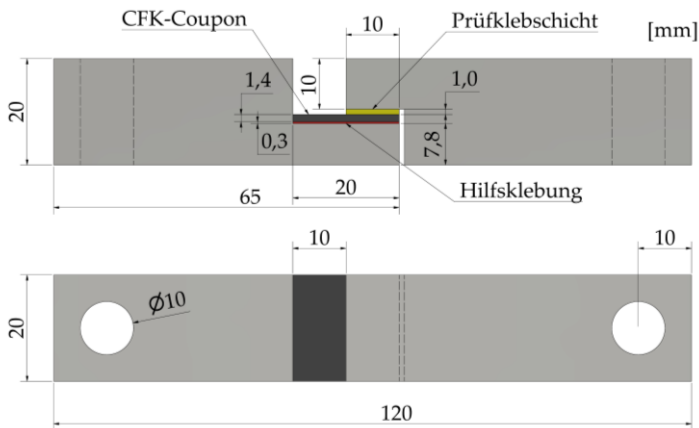


Abbildung 5-3: Geometrie der modifizierten dicken Zugscherprobe

Im Folgenden wird nur auf die Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Zugversuche an dicken Zugscherproben eingegangen. Das charakteristische Verformungsverhalten der Klebstoffe unter Zugbeanspruchung entspricht dem unter Schubbeanspruchung. Zudem sind die Ergebnisse an dicken Zugscherproben mit Blick auf die vorherrschende Schubbeanspruchung der Klebverbindung der CFK-

Verstärkung von größerer Bedeutung. Für die ausführliche Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Kurven der Zugversuche an Substanzproben wird auf (Ummenhofer *et al.* 2019) verwiesen.

In Abbildung 5-4 sind die Mittelwertkurven aus den Einzelversuchen bei verschiedenen Prüftemperaturen für die beiden untersuchten Klebstoffe Sikadur-370 sowie MC-DUR 1280 dargestellt. Abbildung 5-5 zeigt exemplarisch die zugehörigen Bruchflächen für die Prüftemperatur 23 °C. Die mittleren Werte der maximalen Schubspannung und der maximalen Gleitung werden nicht anhand der Mittelwertkurve, sondern aus den maximalen Werten der einzelnen Proben berechnet.

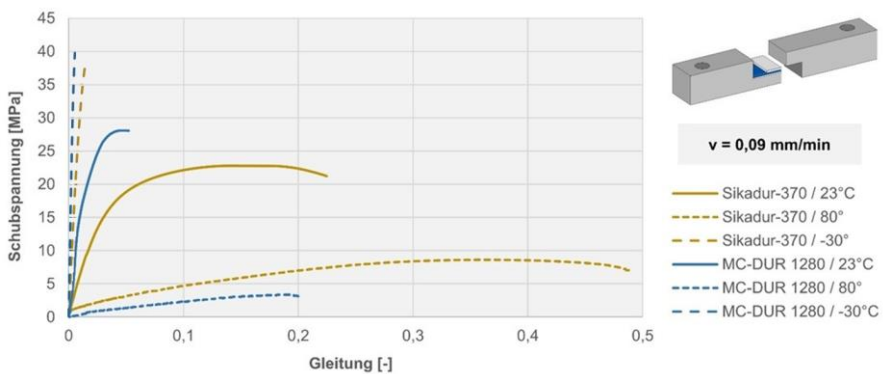


Abbildung 5-4: Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm der Mittelwertkurven für verschiedene Prüftemperaturen (Kasper *et al.* 2020)

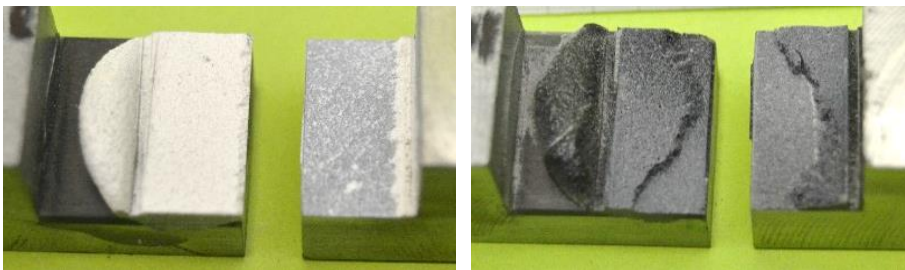


Abbildung 5-5: Exemplarische Bruchflächen von dicken Zugscherproben (links: MC-DUR 1280, rechts: Sikadur-370) (Ummenhofer *et al.* 2019)

Im Folgenden wird auf die Ergebnisse der für den praktischen Einsatz relevanten Prüftemperatur von 23 °C eingegangen. Der Klebstoff MC-DUR 1280 zeigt bis kurz vor dem Bruch bei etwa 25 MPa ein annähernd lineares Verformungsverhalten und versagt spröde. Die Kurve des Klebstoffs Sikadur-370 steigt anfangs linear an, flacht dann zunehmend ab und zeigt eine stark ausgeprägtes duktilen Verformungsverhalten bis zum Bruch. Im Gegensatz zum Klebstoff Sikadur-370 weist der Klebstoff MC-DUR 1280 eine deutlich höhere Steifigkeit sowie Festigkeit auf. Die mittlere Schubfestigkeit des MC-DUR 1280 beträgt 28,1 MPa, die des Klebstoff Sikadur-370 beträgt 22,9 MPa. Das Versagen des MC-DUR 1280 ist mit einer mittleren Bruchgleitung von 6,80 % deutlich weniger duktil. Der Klebstoff Sikadur-370 weist eine mittlere Bruchgleitung von 15,6 % und damit ein duktileres Verformungsverhalten auf. Dies kann auf die Zähmodifizierung des Klebstoffs zurückgeführt werden. Die Schubmodule werden nicht aus den Ergebnissen der Zugscherversuche abgeleitet, da die lokal gemessenen Verformungen neben den Schubverformungen der Prüfklebschicht auch die Schubverformungen der CFK-Lamelle und der Hilfsklebschicht beinhalten. Die Schubmodule werden mithilfe der experimentell bestimmten E-Module und den Querdehnzahlen berechnet. Die Querdehnzahlen werden von den Klebstoffherstellern mit $\nu = 0,35$ (MC-DUR 1280) und $\nu = 0,4$ (Sikadur-370) angegeben. Beide Klebstoffe zeigen ein kohäsives Versagen. Der Bruch des Klebstoff MC-DUR 1280 ist substratnah zum Stahl.

In Tabelle 5-1 sind die ermittelten mechanischen Werkstoffkennwerte der beiden Klebstoffe zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Zusammenfassung der Mittelwerte der mechanischen Werkstoffkennwerte der untersuchten Klebstoffe (Ummerhofer et al. 2019)

	MC-DUR 1280	Sikadur-370
Schubmodul G_a [MPa]	3150	1430
Schubfestigkeit τ_{max} [MPa]	28,2	22,9
Bruchgleitung γ_{max} [%]	6,80	15,6
Elastizitätsmodul E_a [MPa]	8810	3860
Zugfestigkeit σ_{max} [MPa]	33,6	23,1
Bruchdehnung ε_{max} [%]	0,410	1,03

5.2.2 DMTA-Untersuchungen

Darüber hinaus werden an der RWTH Aachen DMTA-Untersuchungen durchgeführt, um die Glasübergangstemperaturen T_G zu bestimmen. In der nachfolgenden Tabelle 5-2 sind die Glasübergangstemperaturen der beiden Klebstoffe angegeben. Für den Klebstoff Sikadur-370 ist ein Temperaturbereich des Glasübergangs angegeben, da der Abfall der Steifigkeit weniger deutlich ausgeprägt war. Dies ist auf eine Nachvernetzung des Klebstoffs während der DMTA zurückzuführen (Ummerhofer et al. 2019).

Tabelle 5-2: Werte der Glasübergangstemperatur der untersuchten Klebstoffe (Ummerhofer et al. 2019)

	MC-DUR 1280	Sikadur-370
Glasübergangstemperatur T_G [°C]	60	74-96

Die Glasübergangstemperatur des Klebstoffs MC-DUR 1280 liegt mit ca. 60 °C geringfügig unter der oberen Grenze des zuvor definierten Temperatureinsatzbereichs von 67 °C. In der vorliegenden Arbeit liegt der Fokus auf der Untersuchung des Einflusses der Klebstoffsteifigkeit auf die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme. Das Werkstoffverhalten bei hohen Temperaturen ist dabei zunächst von untergeordneter Bedeutung. Im Rahmen der Auslegung einer klebtechnischen Verstärkung eines Realbauwerks ist dies jedoch zwingend zu beachten.

5.3 Charakterisierung des Tragverhaltens der CFK-Stahl-Überlappverbindung

5.3.1 Zielsetzung und Vorgehen

Mithilfe von quasi-statischen Zugversuchen an bauteilähnlichen CFK-Stahl-Überlappverbindungen wird zunächst die Gültigkeit des theoretischen Ansatzes der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung nach (Xia/Teng 2005) für die untersuchten Klebstoffe verifiziert. Mithilfe dieses Verbundansatzes kann das Ablöseverhalten

der CFK-Lamelle bei statischer Beanspruchung beschrieben und die Verbundbruchkraft, d.h. die maximal ertragbare quasi-statische Last, quantitativ abgeschätzt werden. Zudem kann damit die Mindestüberlapplänge der Lamelle (siehe Gleichung 2.15) bestimmt werden, welche zur Erreichung der Verbundbruchkraft erforderlich ist. Wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, ist die Überlapplänge bei einer Anwendung der Verstärkung in beengten Platzverhältnissen zu beachten.

Während des Rissfortschritts in einem schwingbeanspruchten, CFK-verstärkten Stahlbauteil, steht die Klebverbindung unter Ermüdungsbeanspruchung. Zur sicheren Auslegung der Klebverbindung muss die Ermüdungsfestigkeit bekannt sein. Daher werden Wöhlerlinien auf Grundlage von 15 Dauerschwingversuchen je Klebstoff an bauteilähnlichen Verbundproben ermittelt. Diese ermöglichen die Abschätzung des Ermüdungswiderstands der Klebverbindung. In Anlehnung an das Vorgehen in (Budelmann/Leusmann 2013) werden die Lastniveaus in Abhängigkeit der experimentell ermittelten Verbundbruchkräfte festgelegt.

5.3.2 Probekörpergeometrie und -herstellung

Die Untersuchungen werden an zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindungen durchgeführt. Die Probekörper werden in Anlehnung an (Matta *et al.* 2005) so konzipiert, dass die Geometrie und der Beanspruchungszustand der Klebverbindung nahe an der realen Anwendungssituation einer Verstärkung sind. Die Geometrie der Probekörper ist für beide Klebstoffe in Abbildung 5-6 dargestellt. Eine Probe besteht aus zwei Stahlblechen aus dem Baustahl S355J2 mit den Abmessungen 300 mm x 50 mm und einer Dicke von 10 mm sowie zwei CFK-Lamellen. Bei den verwendeten CFK-Lamellen handelt es sich um Schlitzlamellen der Firma StoCretec GmbH (StoCretec GmbH 2020a). Sie weisen eine Dicke von $t_c = 1,44$ mm und eine Breite von $W_c = 20,5$ mm auf. Der Elastizitätsmodul in Längsrichtung der CFK-Lamellen wurde in Zugversuchen nach (DIN EN ISO 527-4) ermittelt und beträgt $E_c = 179.000$ MPa (Ummenhofer *et al.* 2019). In Tabelle 5-3 sind die wesentlichen mechanischen Kennwerte der CFK-Lamelle sowie des Stahlblechs zusammengefasst, welche anhand von jeweils drei Proben bestimmt wurden.

Tabelle 5-3: Zusammenfassung der Mittelwerte der mechanischen Werkstoffkennwerte der CFK-Lamelle und des Stahlblechs

	CFK-Lamelle	Stahlblech S355J2
Elastizitätsmodul E [MPa]	179.000	194.000
Streckgrenze R_{eH} [MPa]	-	403
Zugfestigkeit σ_{max} [MPa]	3.430	557
Bruchdehnung ε_{max} [%]	1,80	23,9

Die Mindestverbundlänge, die zur Erreichung der maximalen Verbundbruchkraft erforderlich ist, wird mithilfe der Gleichung 2.15 festgelegt. Die gewählten Überlappplängen betragen für den Klebstoff MC-DUR 1280 $l_c = 150$ mm und für den Klebstoff Sikadur-370 $l_c = 220$ mm. Die höhere Überlapplänge des Klebstoffs Sikadur-370 ist insbesondere in der höheren Duktilität sowie niedrigeren Schubfestigkeit begründet. Es wird eine nominelle Klebschichtdicke von 1 mm untersucht. Zwischen den beiden Stahlblechen verbleibt ein Spalt von 20 mm. Die DMS sind wie folgt positioniert:

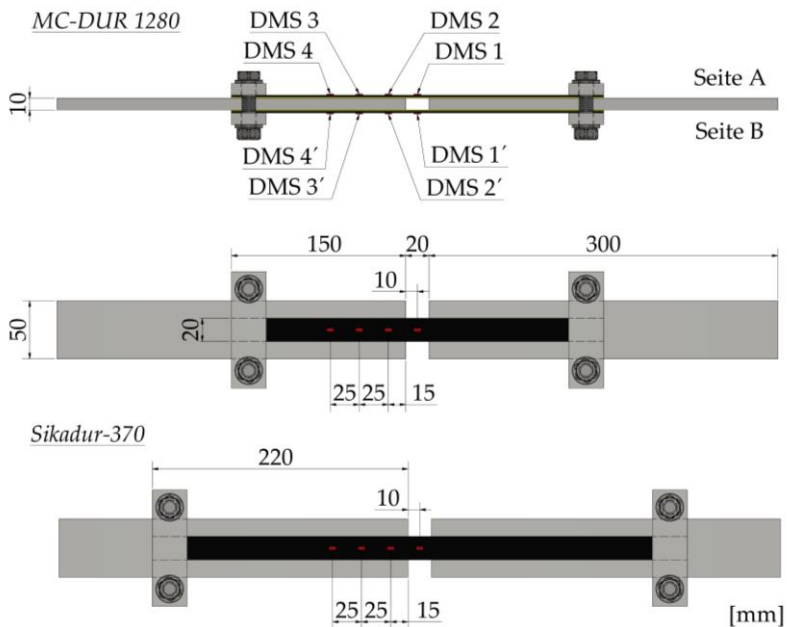


Abbildung 5-6: Geometrien der untersuchten zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindungen und DMS-Positionen

Zur Sicherstellung eines Oberflächenvorbereitungsgrades SA 2½ werden die Stahlbleche mit Korund der Siebung F100 (106 – 150 µm) gestrahlt. Unmittelbar vor dem Kleben der Fügeiteile Stahl und CFK-Lamelle werden die Klebflächen bei der Fügeiteile mit fusselfarmen Tüchern und Methylethylketon (MEK) wischentfettet. Die Stahlfügeiteile sind während des Applikationsprozesses und der Aushärtung auf einer ebenen Unterlage aufgelegt, um den Winkelverzug zwischen den beiden Stahlblechen zu minimieren. Der Klebstoff wird mithilfe eines Spatels zunächst dachförmig auf die Stahloberfläche aufgetragen. Anschließend wird die CFK-Lamelle auf die vorbereitete Klebschicht gelegt und angedrückt. Durch die spezifische Form der Klebschicht werden Luftpneinschlüsse in der Grenzschicht CFK-Klebstoff minimiert. Zur Realisierung einer reproduzierbaren Klebschichtdicke von 1 mm werden Glasperlen mit einem Durchmesser von $1_{-0}^{+0,15}$ mm, welche als Abstandhalter fungieren, vor dem Mischen zu den Klebstoffkomponenten gegeben. Nach dem Aufbringen der Lamelle werden überstehende Klebstoffreste an den belasteten Lamellenenden entfernt und die Stirnfläche der Klebschicht mithilfe eines geeigneten Spatels gerade abgezogen (siehe Abbildung 5-7). Die Proben härten für mindestens sieben Tage bei Normalklima aus.

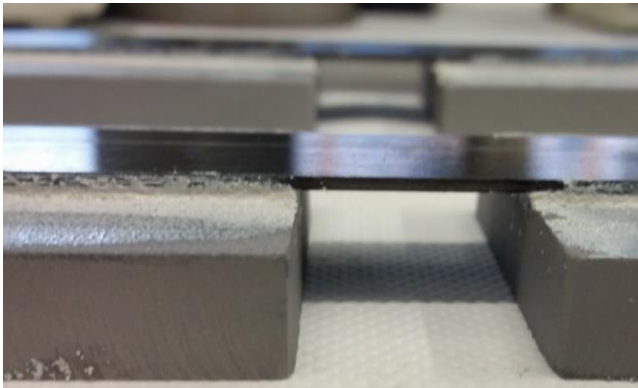


Abbildung 5-7: Foto der hergestellten Klebverbindung auf einer Probenseite (Klebstoff: MC-DUR 1280) (Ummenhofer et al. 2019)

5.3.3 Spannungsanalyse zur Identifikation kritischer Beanspruchungsbereiche

Mithilfe numerischer Berechnungen wird zunächst eine Spannungsanalyse durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse dienen der Identifizierung potentieller Ausgangsorte einer Lamellenablösung. In diesen Bereichen werden in den Versuchen Dehnungsmesstreifen auf die Oberseite der Lamelle appliziert, um das Ablöseverhalten genauer zu untersuchen. Die Spannungsverteilung in Klebschichtmitte wird durch eine Finite-Elemente-Berechnung an einem dreidimensionalen Modell unter Ausnutzung der Probensymmetrie ermittelt. Der Spalt zwischen den Stahlblechen wird dabei vernachlässigt. Das numerische Viertel-Modell ist in Abbildung 5-8 dargestellt.

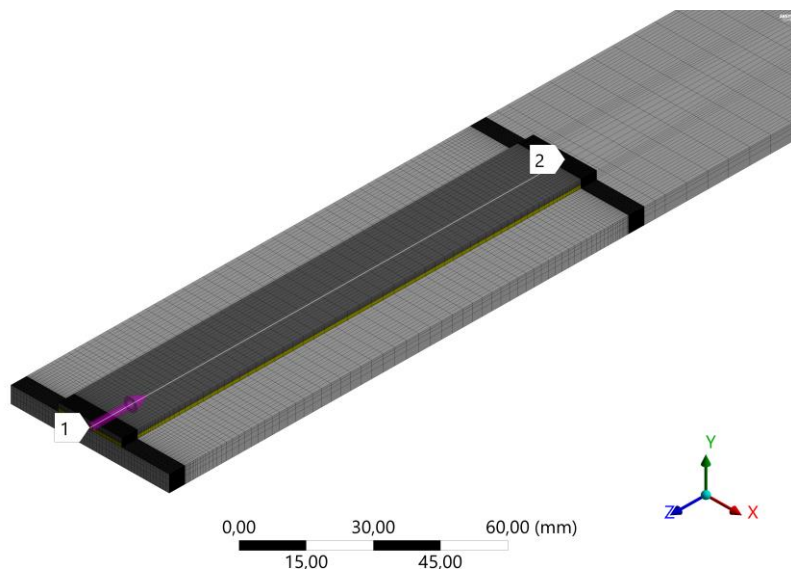


Abbildung 5-8: Numerisches Viertel-Modell der zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindung; Pfad von Lamellenmitte (1) zum Lamellenende (2) hin

Die Elementanzahl in Dickenrichtung der Klebschicht beträgt 10. Die höher beanspruchten Klebschichtbereiche an den Lamellenenden werden mit Elementen mit einer Kantenlänge von 0,05 mm diskretisiert. Diese Elementierung wurde auf

Grundlage einer Konvergenzanalyse gewählt. Das Konvergenzkriterium ist erfüllt, wenn sich die Lösung infolge einer Verdopplung der Elementanzahl um weniger als 1 % ändert. Es werden Volumenelemente SOLID186 mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration verwendet. Vereinfachend wird ein linear-elastisches Materialverhalten angenommen. Für die CFK-Lamelle wird ein orthotropes Materialmodell verwendet. In Querrichtung stehen keine Materialkennwerte zur Verfügung. Aufgrund der unidirektionalen Faserverstärkung wird das Verformungsverhalten in Querrichtung maßgeblich durch die Eigenschaften der Epoxidharzmatrix beeinflusst. In Anlehnung an (Rösler *et al.* 2006) wurden geeignete Materialkennwerte für das orthotrope Materialmodell gewählt. Diese sind in Tabelle A-3, Anhang, zusammengefasst.

In Abbildung 5-9 sind die Verläufe der Schubspannungen τ_{yz} und der Normalspannungen σ_y in Klebschichtmitte infolge einer äußeren Zugbelastung von 1 kN für die Klebstoffe MC-DUR 1280 (MC) und Sikadur-370 (SD) dargestellt. Die bezogene Position 0 entspricht dabei der Lamellenmitte, die bezogene Position 1 entspricht dem Lamellenende (vgl. Abbildung 5-8).

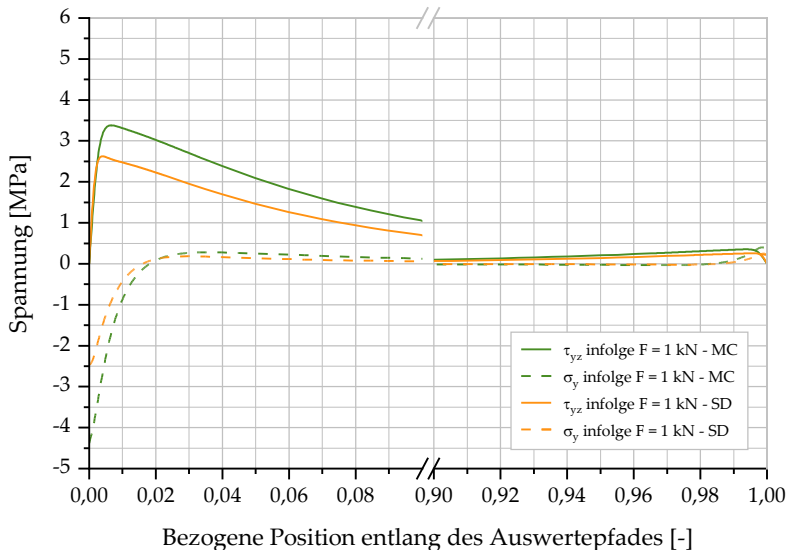


Abbildung 5-9: Schub- und Normalspannungsverläufe in Klebschichtmitte entlang des Pfades 1-2 infolge einer äußeren Belastung von 1 kN

Zur besseren Übersichtlichkeit sind nur die hochbeanspruchten Bereiche in Lamellenmitte und am Lamellenende abgebildet.

Infolge der geringeren Steifigkeit des Klebstoffs Sikadur-370 sind die zugehörigen Beanspruchungsmaxima geringer als bei dem Klebstoff MC-DUR 1280. Unabhängig vom Klebstoff treten die maximalen Schubspannungen τ_{yz} in Lamellenmitte auf. Die Schubspannungen sind dort etwa um den Faktor 10 größer als im Bereich des Lamellenendes (siehe Tabelle 5-4). Dies gilt betragsmäßig auch für die Normalspannungen σ_y , orthogonal zur Klebschichtebene. Zurückführen lässt sich das auf die geringere Dehnsteifigkeit der CFK-Lamelle im Vergleich zum Stahlfüge­teil. Die Schubspannungsverteilung zeigt, dass die Lamellenkräfte fast ausschließlich über etwa 10 % der Überlapplänge im Bereich der Lamellenmitte in die Lamelle eingeleitet werden.

Die Spannungsverteilung in der Klebschicht der zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindungen ist qualitativ mit der Spannungsverteilung in der Klebschicht bei einem rissbehafteten Stahlblech vergleichbar, das beidseitig mit senkrecht zur Rissachse aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt ist. Der im Bereich der Lamellenmitte liegende Riss entspricht dann der Beabstandung der beiden Stahlbleche der zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindung. Im Bereich der Lamellenmitte bzw. im Bereich des Risses sind die Klebschichtbeanspruchungen am größten. Mit Blick auf eine Verstärkung gerissener Bauteile wirkt die Verstärkung somit lokal im Bereich des Risses.

Tabelle 5-4: Extremwerte der Klebschichtbeanspruchung infolge einer äußeren Last von 1 kN

Bereich x/l_c	Extremwerte der Klebschichtbeanspruchung <i>MC-DUR 1280 / Sikadur-370</i>	
	Schubspannung τ_{yz} [MPa]	Normalspannung σ_y [MPa]
0 – 0,1 (Lamellenmitte)	3,38 / 2,62	-4,38 / -2,47
0,9 – 1 (Lamellenende)	0,354 / 0,259	0,400 / 0,249

An den Lamellenenden treten (Quer)Zugnormalspannungen, d.h. Schälspannungen, auf. Diese sind im Hinblick auf ein Versagen meist kritischer als Drucknor-

malspannungen (Habenicht 2009). Mit Blick auf die vergleichsweise geringen Beanspruchungen an den Lamellenenden der hier untersuchten Verbindung ist der Versagenseintritt jedoch im Bereich der Lamellenmitte zu erwarten. Um die Querspannungen zu reduzieren und die Wahrscheinlichkeit eines Versagens der Klebverbindung infolge von Querspannungen zu minimieren, werden an den Lamellenenden über eine Länge von 40 mm Endverankerungen in Form von geschraubten Blechen vorgesehen (siehe Abbildung 5-6). Die Schrauben M16 werden dabei handfest angezogen.

Einfluss der Vorspannung

Abbildung 5-10 zeigt den Schub- und Normalspannungsverlauf entlang des Pfades 1-2 infolge einer Lamellenvorspannkraft von 1 kN. Zudem sind in Tabelle 5-5 die Extremwerte der Klebschichtbeanspruchungen angegeben. Infolge einer Lamellenvorspannung entstehen im Gegensatz zu einer äußeren Belastung höhere Beanspruchungen an den Lamellenenden (Bereich 0,9 – 1). In Lamellenmitte, d.h. an der bezogenen Position 0, ist die Beanspruchung infolge der Vorspannung annähernd null.

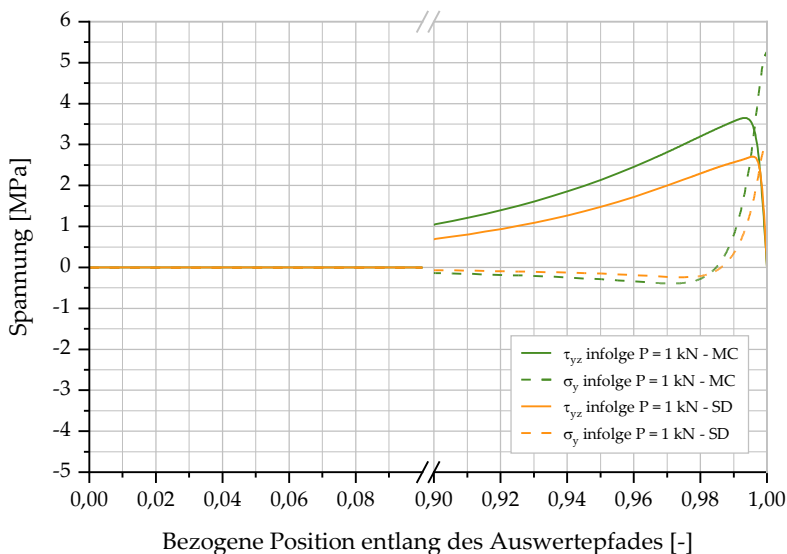


Abbildung 5-10: Schub- und Normalspannungsverläufe in Klebschichtmitte infolge einer Lamellenvorspannkraft von 1 kN entlang des Pfades 1-2

Tabelle 5-5: Extremwerte der Klebschichtbeanspruchung infolge einer äußeren Last von 1 kN

Bereich x/l_c	Extremwerte der Klebschichtbeanspruchung <i>MC-DUR 1280 / Sikadur-370</i>	
	Schubspannung τ_{yz} [MPa]	Normalspannung σ_y [MPa]
0 – 0,1 (Lamellenmitte)	0,00 / 0,00	0,01 / 0,01
0,9 – 1 (Lamellenende)	3,65 / 2,71	5,27 / 3,00

Die ermüdungswirksame Klebschichtbeanspruchung infolge einer äußeren zyklischen Belastung, d.h. die Schwingbreite und das Spannungsverhältnis der Schub- und Normalspannungen, wird im Bereich der Lamellenmitte (bezogene Position 0 – 0,1) nicht durch eine Lamellenvorspannung beeinflusst. An den Lamellenende (bezogene Position 0,9 – 1) steigt das Beanspruchungsverhältnis infolge der Vorspannung. Die Schwingbreite der Beanspruchung bleibt jedoch unbeeinflusst, da die Vorspannung über die Zeit hinweg konstant ist. Daher ist nicht davon auszugehen, dass ein Ermüdungsversagen an den Lamellenenden eintritt.

Positionierung der DMS

Auf Grundlage der Spannungsanalyse wird die Lamellenmitte (bezogene Position 0 – 0,1) als kritische Stelle für eine initiale Lamellenablösung identifiziert. Dort herrscht sowohl infolge einer statischen, äußeren Belastung die höchste Beanspruchung als auch infolge einer Dauerschwingbelastung die höchste ermüdungswirksame Beanspruchung vor. Daher werden mittig auf der Oberseite jeder CFK-Lamelle Dehnungsmessstreifen (DMS) zur Erfassung der Lamellendehnungen appliziert (siehe Abbildung 5-6). Die DMS werden beidseitig zu einer Probenhälfte hin positioniert. Während einer Ablösung der Lamelle innerhalb der Messlänge des DMS kann ein deutlicher, kontinuierlicher Anstieg der gemessenen Lamellenlängsdehnungen beobachtet werden. Die Ergebnisse der Dehnungsmessung ermöglichen somit auch die Beurteilung des Fortschritts des Verbundverlustes der Klebverbindung.

DMS 1 (Seite A) bzw. DMS 1' (Seite B) sind mittig im nicht verklebten Bereich positioniert und dienen zur Überprüfung der Längsspannungen in den Lamellen (vgl. Abbildung 5-6). Aufgrund unvermeidbarer Herstellungstoleranzen und Toleranzen im Prüfaufbau können unplanmäßige Biegemomente entstehen, welche

zu einer ungleichen Beanspruchung der Lamellen führen. Damit geht auch eine ungleiche Beanspruchung der Klebschichten auf beiden Seiten einher. Mithilfe der weiteren DMS wird der Verbundverlust der Klebung im Bereich des belasteten Lamellenendes erfasst. Für die quasi-statischen Versuche wird die Instrumentierung aus Abbildung 5-8 auf die ersten drei Messstreifen reduziert. Zur Berücksichtigung des Einflusses von Temperaturänderungen auf die DMS-Messwerte wird ein Temperaturkompensations-DMS verwendet.

5.3.4 Versuchsdurchführung

Die quasi-statischen Versuche und Dauerschwingversuche werden mit einer 250 kN-Universalprüfmaschine in stehender Zweisäulenbauweise durchgeführt. Die Proben werden dazu in den Spannbacken der Prüfmaschine eingespannt und in ihrer Längsrichtung belastet. Die Wegmessung erfolgt über den Traversenwegaufnehmer der Prüfmaschine. Die Messdaten aus den Weg-, Kraft- und Dehnungsmessungen werden mithilfe eines digitalen Mehrkanal-Messwerterfassungssystems sowie eines angeschlossenen Messrechners erfasst und gespeichert.

Es werden je Klebstoff drei quasi-statische Zugversuche durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 0,5 mm/min. Zudem werden je Klebstoff 15 Dauerschwingversuche durchgeführt. Die Lasten für die Dauerschwingversuche werden in Abhängigkeit der in den quasi-statischen Versuchen ermittelten Verbundbruchkräfte gewählt. Das Randspannungsverhältnis wird mit Blick auf eine Anwendung im Stahlbrückenbau zu $R = 0,5$ festgelegt. In Anlehnung an die Empfehlung in (*DIN EN ISO 9664*) wird eine Prüffrequenz von 15 Hz gewählt, um eine maßgebliche Erwärmung der Klebschicht zu vermeiden. Das Abbruchkriterium ist ein vollständiger Verbundverlust oder das Erreichen von 2 Mio. Lastwechseln.

5.3.5 Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche

Im Folgenden werden die Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche vorgestellt. In Abbildung 5-11 und Abbildung 5-12 sind die gemessenen Maschinenkräfte F über den halben Maschinenweg $u/2$ aufgetragen. $u/2$ ist die mittlere Verschiebung einer halben Probe. Der qualitative Verlauf der Kurven stellt sich für

beide Klebstoffe ähnlich dar. Im Versuch mit der Probe S2-B ist ein Verbundverlust bei vergleichsweise geringer Prüfkraft eingetreten. Bei Betrachtung der Bruchflächen können große Lufteinschlüsse in der Grenzschicht CFK-Klebstoff festgestellt werden. Daher wird die Probe S2-B von der Auswertung ausgeschlossen.

Zunächst ist das Verformungsverhalten der Verbindung annähernd linear. Anschließend tritt eine Phase der Entfestigung ein, die im Bruch endet. Es stellt sich ein ausgeprägtes Kraftplateau bei dem Klebstoff Sikadur-370 ein. Die Verbindung mit dem Klebstoff Sikadur-370 zeigt trotz des geringeren Schubmoduls im Anfangsbereich eine ähnliche Steifigkeit. Das Kraftplateau ist hingegen höher, was sich auf die höhere Duktilität des Klebstoffs im Vergleich zum Klebstoff MC-DUR 1280 zurückführen lässt. Trotz der geringeren Festigkeit des Klebstoffs Sikadur-370 ist die Verbindungstragfähigkeit höher, da größere Bereiche der Klebverbindung infolge der geringeren Steifigkeit und höheren Duktilität am Lastabtrag beteiligt sind.

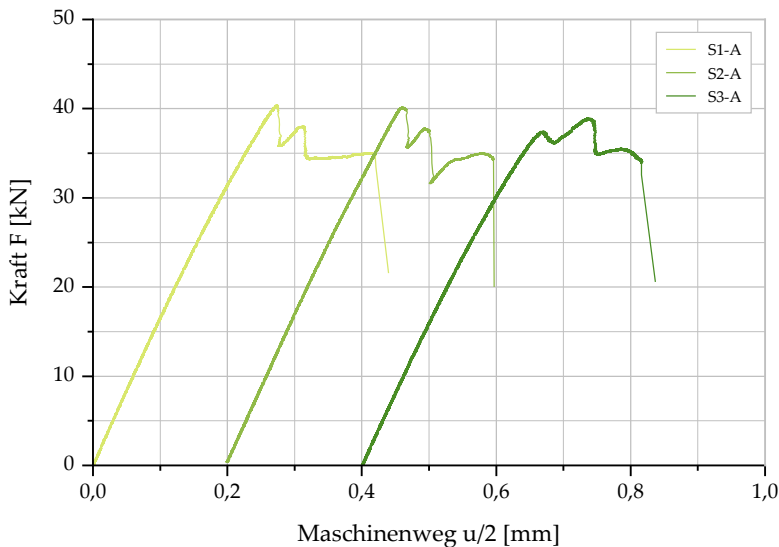


Abbildung 5-11: Last-Verformungskurven der quasi-statischen Zugversuche für den Klebstoff MC-DUR 1280

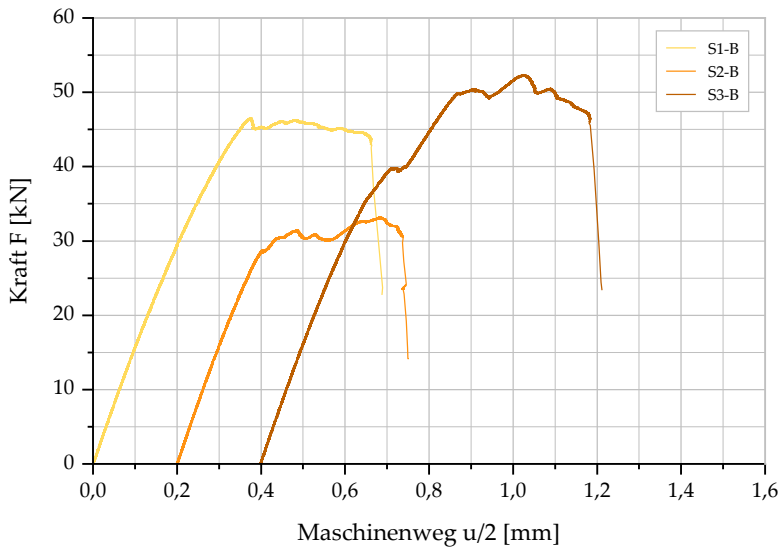


Abbildung 5-12: Last-Verformungskurven der quasi-statischen Zugversuche für den Klebstoff Sikadur-370

Das Versagen tritt in allen Fällen durch eine Ablösung der Lamelle in der Grenzschicht CFK-Klebstoff auf. Abbildung 5-13 und Abbildung 5-14 zeigen die Bruchflächen exemplarischer Probekörper nach Erreichen der Maximallast.



Abbildung 5-13: Exemplarische Fotos der Bruchflächen mit Hervorhebung der Bruchkeile (Probe: S1-A, Klebstoff: MC-DUR 1280)

Die Bruchflächen lassen bei allen Versuchen auf einen substratnahen Kohäsionsbruch schließen. In den Bruchbildern des Klebstoffs MC-DUR 1280 sind bei allen Proben keilförmige Klebstoffreste an den Lamellen erkennbar. Diese deuten auf ein maßgeblich schubbeeinflusstes Versagen hin. Dieses Versagensbild wurde auch in vergleichbaren experimentellen Untersuchungen an einschnittigen CFK-Stahl-Klebsverbindungen von (Xia/Teng 2005) beobachtet.

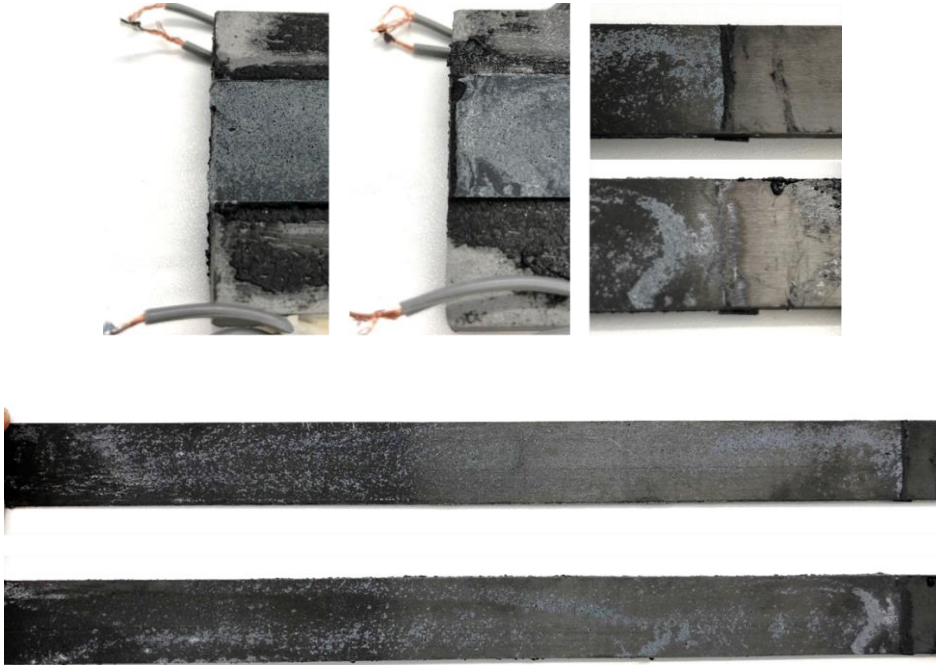


Abbildung 5-14: Exemplarische Fotos der Bruchflächen (Probe: S1-B, Klebstoff: Sikadur-370)

5.3.6 Auswertung der quasi-statischen Zugversuche - Validierung des Verbundansatzes

Im Rahmen der Versuchsauswertung erfolgt die Validierung des theoretischen Verbundansatzes nach (Xia/Teng 2005). Dazu werden die experimentell und theoretisch ermittelten Verbundbruchkräfte für die beiden untersuchten Klebstoffe verglichen. Mithilfe der Dehnungsmessungen im freien Bereich der Lamellen können die einzelnen Lamellenkräfte je Verbindung bestimmt und jeweils die Seite, auf der das initiale Verbundversagen auftrat, identifiziert werden. Die auf diese Weise bestimmten maximalen Lamellenkräfte bzw. Verbundbruchkräfte F_{lb} sowie die zugehörigen Mittelwerte sind in Tabelle 5-6 zusammengefasst. Diese Kräfte gelten für die halbe (einschnittige) Verbindung. Da das Verbundversagen beider Klebstoffe in Form eines Kohäsionsversagens auftritt, kann das Verbundspannungsmaximum direkt mit der Schubfestigkeit des Klebstoffs korreliert werden.

Dementsprechend werden die Verbundbruchkräfte nach (*Xia/Teng* 2005) (Gleichungen 2.13 und 2.14) mit den in den Charakterisierungsversuchen ermittelten Klebstofffestigkeiten abgeschätzt. Die so ermittelten Verbundbruchkräfte sind in Tabelle 5-6 angegeben.

Tabelle 5-6: Experimentell und nach (*Xia/Teng* 2005) ermittelte Verbundbruchkräfte F_{lb} je Lamelle der zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindung

Versuchsreihe A (MC-DUR 1280)	F_{lb} [kN]	Versuchsreihe B (Sikadur-370)	F_{lb} [kN]
S1-A	22,4	S1-B	25,3
S2-A	22,3	S2-B	-
S3-A	20,9	S3-B	28,2
Mittelwert $F_{lb,m}$:	21,9	Mittelwert $F_{lb,m}$:	26,8
$F_{lb,xia}$ nach (<i>Xia/Teng</i> 2005)	23,3	$F_{lb,xia}$ nach (<i>Xia/Teng</i> 2005)	26,5

Die theoretischen Verbundbruchkräfte weichen +6,4 % (MC-DUR 1280) und -1,1 % (Sikadur-370) von den mittleren, experimentell bestimmten Werten ab. Der Vergleich zeigt, dass der Ansatz nach (*Xia/Teng* 2005) gut geeignet ist, um die Verbundbruchkräfte geklebter CFK-Stahl-Überlappverbindungen mit den beiden untersuchten Klebstoffen abzuschätzen. Eine detaillierte Analyse der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen der Klebverbindungen kann (*Ummenhofer et al.* 2019) entnommen werden.

5.3.7 Ergebnisse der Dauerschwingversuche

Die gewählten Lastniveaus der Dauerschwingversuche wurden in Abhängigkeit der experimentell ermittelten, mittleren Verbundbruchkräfte $F_{lb,m}$ festgelegt und sind für den Klebstoff MC-DUR 1280 in Tabelle A-1, Anhang, und für den Klebstoff Sikadur-370 in Tabelle A-2, Anhang, zusammengefasst. Das initiale Versagen des Klebverbundes geht, wie erwartet, in allen Versuchen von den Überlappenden auf Seite der Probenmitte aus. Mit zunehmender Lastwechselzahl schreitet die Lamellenablösung zu den unbelasteten Lamellenenden hin fort, bis eine kritische Restverbundfläche erreicht ist und der Bruch eintritt. Dieses Versagensverhalten

lässt sich anhand der mit den DMS gemessenen Lamellendehnungen nachvollziehen. Abbildung 5-15 zeigt exemplarische, gemessene Längsdehnungen der CFK-Lamellen bei Oberlast in einem Dauerschwingversuch mit dem Klebstoff MC-DUR 1280.

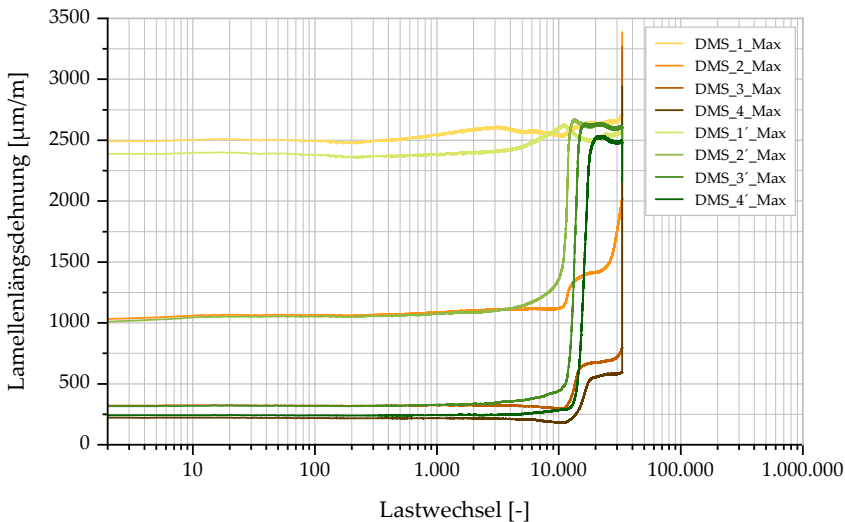


Abbildung 5-15: Exemplarische gemessene Längsdehnungen der CFK-Lamellen (Seite A: DMS 1-4; Seite B: DMS 1'-4') bei Oberlast im Dauerschwingversuch (Probe D5-1-A)

Die an den Überlappenden positionierten DMS 2 und 2' zeigen anfangs deutlich höhere Lamellenlängsdehnungen, als die restlichen, zum unbelasteten Lamellenende hin positionierten DMS 3 und 4 bzw. 3' und 4'. Dies ist charakteristisch für Überlappklebverbindungen, bei denen höhere Schubbeanspruchungen in der Klebschicht in den Bereichen der Fügeiteilenden auftreten. Die Dehnungen der DMS 2 und 2' verlaufen anfangs nahezu konstant auf einem Niveau von etwa 1100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Ab etwa 5000 LW steigt dann die Dehnung von DMS 2' auf Seite B bis auf einen annähernd konstanten Wert an. Zum Zeitpunkt des Erreichens dieses konstanten Wertes ist die Ablösung der Lamelle bis zum Ende des Messgitters fortgeschritten. Das Niveau entspricht dann dem von DMS 1 und 1' im freien, unverklebten Lamellenbereich.

Als Versagen wird eine Ablösung der Lamelle in einem Abstand von 15 mm vom unbelasteten Stahlblechende definiert. Der Zeitpunkt dieser Ablösung lässt sich durch die Auswertung der zeitlichen Dehnungsverläufe, gemessen mit DMS 2 bzw. DMS 2', bestimmen. Das Versagen der Probe ist eingetreten, sobald ein Dehnungswert auf einer Seite das konstante Dehnungsniveau erreicht hat. Vereinzelt können Proben nicht in der Ergebnisauswertung berücksichtigt werden, da eine Auswertung der DMS-Messungen aufgrund von Fehlern in der Messwerterfassung nicht möglich war. Die Ergebnisse der Auswertung sind in Tabelle 5-7 dargestellt. Die Probenendung „-A“ steht für den Klebstoff MC-DUR 1280 und die Probenendung „-B“ für den Klebstoff Sikadur-370. Versuche, in denen nach 2 Mio. Lastwechseln noch kein Versagen zu erkennen war, wurden abgebrochen.

Tabelle 5-7: Ergebnisse der Dauerschwingversuche (Versagen: Lamellenablösung im Abstand von 15 mm zur Probenkante)

MC-DUR 1280			Sikadur-370		
$F_0/(2F_{lb,m})$	Probe	LW	$F_0/(2F_{lb,m})$	Probe	LW
0,365	D1-1-A	2.000.000	0,369	D1-1-B	2.000.000
0,457	D2-1-A	1.500.200	0,462	D2-1-B	-
0,457	D2-2-A	2.000.000	0,462	D2-2-B	-
0,457	D2-3-A	940.700	0,462	D2-3-B	2.000.000
0,502	D3-1-A	-	0,508	D3-1-B	53.560
0,502	D3-2-A	509.100	0,508	D3-2-B	233.100
0,502	D3-3-A	241.700	0,508	D3-3-B	63.670
0,548	D4-1-A	-	0,554	D4-1-B	60.000
0,548	D4-2-A	57.690	0,554	D4-2-B	31.380
0,548	D4-3-A	80.340	0,554	D4-3-B	-
0,594	D5-1-A	13.400	0,600	D5-1-B	5.960
0,594	D5-2-A	16.600	0,600	D5-2-B	1.610
0,639	D6-1-A	16.560	0,646	D6-1-B	1.440
0,639	D6-2-A	16.690	0,646	D6-2-B	-
0,639	D6-3-A	12.360	0,646	D6-3-B	3.190

Wie auch bei den quasi-statischen Versuchen kann bei allen Proben ein substratnahes kohäsives Versagen zum CFK-Fügeteil festgestellt werden. An den Lamellenkanten zur Probenmitte hin verbleiben Klebstoffreste in Form eines Bruchkeils. Der bei dem Klebstoff Sikadur-370 beobachtete Bruchkeil ist weniger stark ausgeprägt.

5.3.8 Auswertung der Dauerschwingversuche

Zur Beurteilung des Ermüdungswiderstands der CFK-Stahl-Überlappverbindung werden abschließend Wöhlerlinien erstellt. Dazu werden die Lastschwingbreite ΔF (Abbildung 5-16, oben) und die auf die mittlere Verbundbruchkraft bezogene halbe Oberlast $F_0/(2F_{lb,m})$ (Abbildung 5-16, unten) über die Versagenslastwechselzahl aufgetragen. Durch die Anordnung der Beanspruchung auf Basis von Kräften ist ein direkter Vergleich mit den zuvor ermittelten Verbundbruchkräften bei quasi-statischer Beanspruchung möglich. Zudem wird der Übertrag der Ergebnisse auf die zentrisch gerissenen, CFK-verstärkten Stahlbleche in Abschnitt 7.3.2 vereinfacht.

Ein Vergleich der Ergebnisse beider Klebstoffe zeigt für die Verbindung mit dem Klebstoff Sikadur-370 höhere ertragbare Lastschwingbreiten auf. Relativ zur quasi-statischen Verbindungstragfähigkeit zeigt sich jedoch eine höhere Beanspruchbarkeit unter zyklischer Belastung des Klebstoffs MC-DUR 1280. Der charakteristische Wert (95 % Überlebenswahrscheinlichkeit) der über 2 Mio. Lastwechsel maximal ertragbaren Lastschwingbreite beträgt 8,92 kN (MC-DUR 1280) bzw. 9,97 kN (Sikadur-370).

Die Steigungen der Wöhlerlinien liegen für den Klebstoff MC-DUR 1280 bei $m = 13,4$ und für den Klebstoff Sikadur-370 bei $m = 16,8$. Dies sind typische Werte für strukturelle Epoxidharzklebstoffe, wie sie auch schon in vergleichbaren Untersuchungen (z.B. in (Baumgartner et al. 2016)) ermittelt wurden.

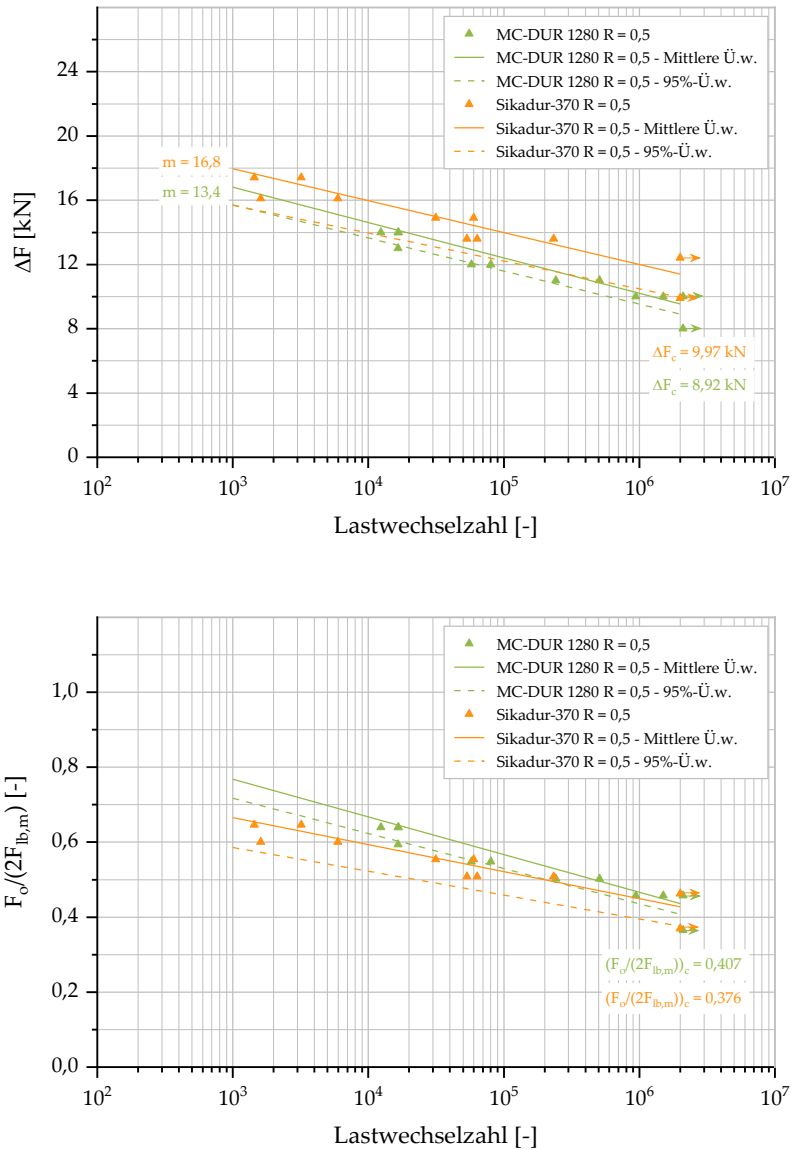


Abbildung 5-16: Wöhlerlinien für zweischnittige CFK-Stahl-Überlappverbindungen für $R=0,5$ – oben: Lastschwingbreite, unten: bezogene Oberlast (Versagenskriterium: Lamellenablösung im Abstand von 15 mm von Lamellenmitte)

5.3.9 Zusammenfassung

Mithilfe des validierten Verbundansatzes können die quasi-statische Tragfähigkeit sowie die erforderliche Mindestüberlapplänge der geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung für die untersuchten Klebstoffe abgeschätzt werden. Trotz der geringeren Festigkeit des Klebstoffs Sikadur-370 im Vergleich zum Klebstoff MC-DUR 1280 ist die Verbindungstragfähigkeit höher. Dies lässt sich auf die geringere Steifigkeit und höhere Duktilität zurückführen, wodurch größere Bereiche der Klebverbindung am Lastabtrag beteiligt werden.

Die durch Dauerschwingversuche ermittelten Wöhlerlinien ermöglichen die konservative Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der CFK-Stahl-Verbindung bis zum ersten Anriss. Die Wöhlerlinien gelten für ein Spannungsverhältnis von $R = 0,5$, das im Hinblick auf eine Anwendung im Brückenbau ausgewählt wurde.

6 Rissfortschrittsversuche an verstärkten Bauteilen

6.1 Zielsetzung und Vorgehen

Zur Untersuchung des Potentials der CFK-Verstärkung zur Erhöhung der Restlebensdauer ermüdungsbeanspruchter Stahlbauteile werden Dauerschwingversuche an rissgeschädigten Probekörpern durchgeführt. Hierzu werden zentrisch gerissene Stahlbleche mit schlaff oder vorgespannt aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt und die Restlebensdauern in Ermüdungsversuchen experimentell bestimmt. Im Rahmen der Versuche wird der Einfluss verschiedener Parameter, wie der Lamellenvorspannung, der Klebstoffsteifigkeit, des Lastniveaus sowie einer ein- oder beidseitigen Lamellenapplikation auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit sowie auf die Restlebensdauer untersucht. Die aus Versuchen an unverstärkten Proben gewonnenen Ergebnisse dienen als Referenz zur Quantifizierung der Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme.

Die Ergebnisse der experimentellen Rissfortschrittsuntersuchungen werden zudem in den nachfolgenden Kapiteln zur Validierung des numerischen Berechnungsverfahrens sowie des vereinfachten Berechnungsansatzes herangezogen.

6.2 Probekörper

Die Rissfortschrittsversuche werden an Stahlblechen mit zentrischem Innenriss durchgeführt. Im Folgenden wird die Wahl dieser Probengeometrie erläutert. Zunächst stellt ein Blech mit endlicher Breite und Innenriss ein bruchmechanisches Ersatzmodell dar, welches, wie in Abschnitt 2.1.4 erläutert, häufig zur Rissfortschrittsanalyse in realen Stahlbauteilen herangezogen wird. Es liegt die Rissöffnungsart I vor. Mit Blick auf die große Versuchsanzahl ist die Probe versuchstechnisch vorteilhaft, da Spannbacken zur Befestigung in der Prüfmaschine verwendet werden können. Dies kann bei einfach symmetrischen Proben, wie z.B. einseitig

gerissenen Blechen, aufgrund der exzentrischen Lasteinleitung und des daraus entstehenden Biegemomentes problematisch sein.

In Abbildung 6-1 ist die Geometrie des untersuchten Probekörpers dargestellt.

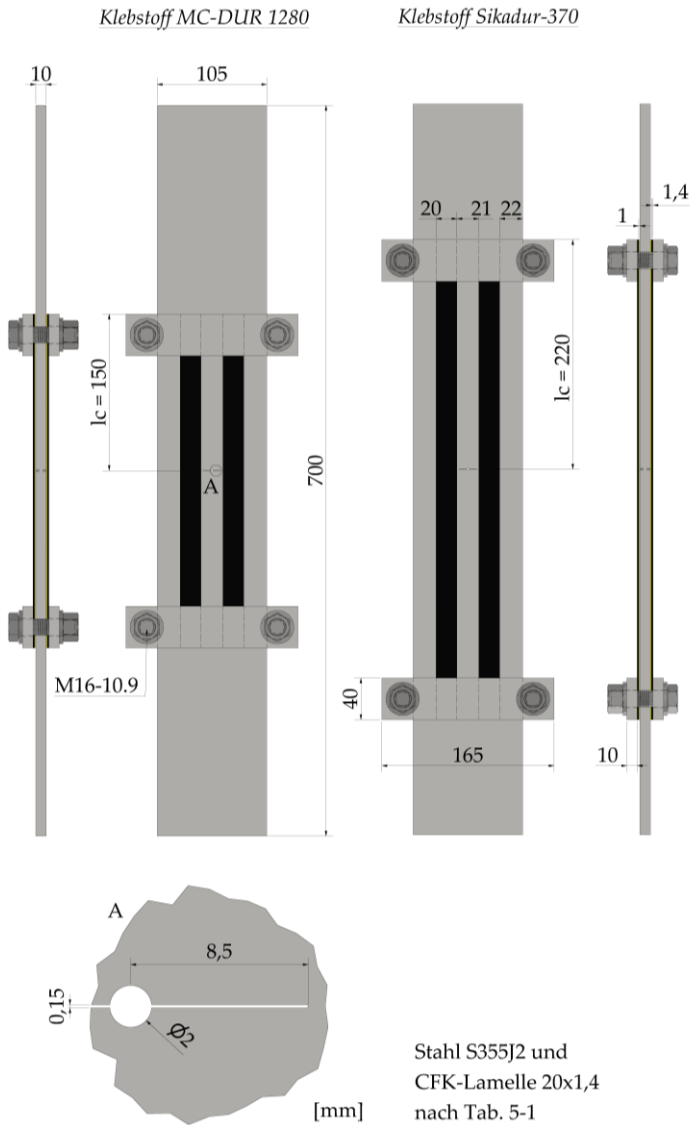


Abbildung 6-1: Probekörpergeometrien der mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkten zentrisch gekerbten Stahlbleche

Die Abmessungen des Stahlblechs werden mit Blick auf die in Kapitel 3 zusammengefassten konstruktiven Randbedingungen festgelegt. Die Proben werden aus dem Baustahl S355J2 gefertigt und weisen eine Dicke von $t_s = 10$ mm auf. Die Breite und Höhe einer Probe betragen $W_s \times H = 105 \times 700$ mm. Mithilfe von Drahterosion wird, ausgehend von einem Bohrloch mit einem Durchmesser von 2 mm in Probenmitte, eine 0,15 mm breite Kerbe eingebracht. Die Länge der Kerbe beträgt insgesamt 17 mm. Die Probekörper werden klebtechnisch mit CFK-Schlitzlamellen (Werkstoffkennwerte siehe Tabelle 5-3) mit einem Nennquerschnitt von $20 \times 1,4$ mm verstärkt. Zur Herstellung der Klebverbindungen kommen die Klebstoffe MC-DUR 1280 und Sikadur-370 zum Einsatz. Auf einer Probenseite werden zwei CFK-Lamellen in einem lichten Abstand von 21 mm zueinander appliziert. Die Überlapplänge der Lamellen wird wie bereits in Abschnitt 5.3 mithilfe des validierten bilinearen Verbundansatzes für geklebte FVK-Stahl-Überlappverbindungen nach (Xia/Teng 2005) bestimmt. Die gewählten Überlappungen betragen für den Klebstoff MC-DUR 1280 $l_c = 150$ mm und für den Klebstoff Sikadur-370 $l_c = 220$ mm. Die Proben werden in Längsrichtung zyklisch belastet. Wie bereits in Abschnitt 5.3 erläutert, werden zur Verringerung der Schälspannungen an den Überlappenden der CFK-Lamellen Endverankerungsbleche mit den Abmessungen $165 \times 40 \times 10$ mm mithilfe von handfest angezogenen M16-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 angebracht.

6.3 Versuchsprogramm

Im Rahmen der Ermüdungsversuche werden verschiedene Parameter der Verstärkungsmaßnahme variiert, die in Abbildung 6-2 zusammengefasst sind. Es wird der Einfluss der Lamellenvorspannkraft, der Klebstoffsteifigkeit, des Lastniveaus sowie einer ein- oder beidseitigen Lamellenapplikation auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit sowie die Restlebensdauer untersucht.

Die aus Versuchen an unverstärkten Proben gewonnenen Ergebnisse zur Rissfortschrittsgeschwindigkeit und Restlebensdauer dienen hierbei als Referenz zur Quantifizierung der Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme. An der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des KIT werden insgesamt 46 Dauerschwingversuche an beidseitig verstärkten Proben durchgeführt. Die Versuche an einseitig

verstärkten zentrisch gekerbten Stahlblechen wurden im Rahmen des Forschungsprojektes FASS (IGF-Nr. 19032 BG) am Fachgebiet Stahl- und Holzbau der BTU Cottbus durchgeführt (Ummenhofer et al. 2019).

Lastniveau				Klebstoff	
	LN40	LN50	LN70	MC-DUR 1280	Sikadur-370
$\Delta\sigma$ [MPa]	40	50	70		
R [-]	0,5	0,5	0,5		

Parameter


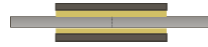
Verstärkungsart		Vorspannkraft je Lamelle P_{vor} [kN]			
<i>einseitig</i>	<i>beidseitig</i>	Vorspanngrad	V0	V1	V2
		MC-DUR 1280	0	5	10
		Sikadur-370	0	3	6

Abbildung 6-2: Zusammenstellung der untersuchten Verstärkungsparameter

Das im Wesentlichen untersuchte Nennspannungsverhältnis beträgt, wie bereits in den Versuchen an zweischnittigen CFK-Stahl-Verbindungen, $R = 0,5$. Die Lastschwingbreiten werden so gewählt, dass die resultierenden Werte der Risspitzenbeanspruchung einen möglichst großen Bereich zwischen ΔK_0 und K_{Ic} während des Rissfortschritts abdecken. Die untersuchten Nennspannungsschwingbreiten betragen 40 MPa (LN40), 50 MPa (LN50) und 70 MPa (LN70) (siehe Tabelle 6-1). Zudem sind die untersuchten Vorspannkraft in Tabelle 6-1 angegeben, welche auf Grundlage der Ergebnisse der Versuche an zweischnittigen CFK-Stahl-Verbindungen festgelegt werden. Je Klebstoff werden Verstärkungen ohne Vorspannkraft (V0) und mit zwei verschiedenen Vorspanngraden (V1 und V2) untersucht.

Zusätzlich zu den in Tabelle 6-1 aufgeführten Versuchen werden drei Dauer-schwingversuche an unverstärkten Proben mit einer Nennspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 100$ MPa und einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche und der Versuche an unverstärkten Proben mit $R = 0,5$ werden zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte des verwendeten Stahls herangezogen (siehe Abschnitt 6.6.3).

Tabelle 6-1: Versuchsmatrix der Rissfortschrittsuntersuchungen an verstärkten Stahlblechen

		Anzahl Versuche		
		LN40	LN50	LN70
Lastniveau ($R = 0,5$)		$\Delta\sigma = 40 \text{ MPa}$	$\Delta\sigma = 50 \text{ MPa}$	$\Delta\sigma = 70 \text{ MPa}$
		Referenzversuche	3	3
MC-DUR 1280 (a)	Vorspanngrad V0	2	3	2
	Vorspanngrad V1	1	3	2
	Vorspanngrad V2	-	-	3
Sikadur- 370 (b)	Vorspanngrad V0	1	3	2
	Vorspanngrad V1	-	3	2
	Vorspanngrad V2	1	3	3

6.4 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung unterteilt sich grundsätzlich in drei Phasen. Diese sind schematisch in Abbildung 6-3 dargestellt.

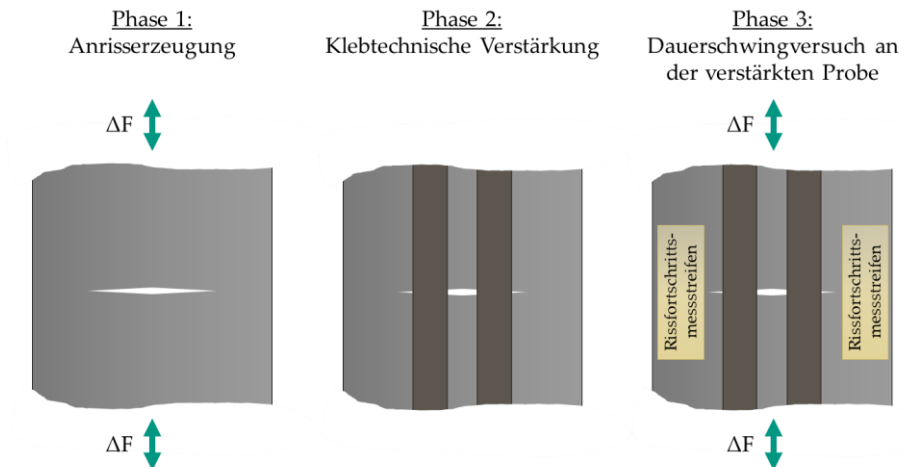


Abbildung 6-3: Schematische Darstellung der drei Phasen der Versuchsdurchführung

In Versuchsphase 1 wird in einem Dauerschwingversuch ein Anfangsriß definierter Länge in den Probekörper eingebracht. Das Risswachstum beginnt dabei an beiden Enden der eingebrachten Kerbe und verläuft zu beiden Seiten der Probe hin. Um eine reproduzierbare Risslänge sicherzustellen, wurde auf beiden Seiten ein Kupferlackdraht (Rissdraht) an der vorgesehenen Position der Risspitze mithilfe eines zweikomponentigen Methylmetacrylatklebstoffs aufgeklebt und über einen daran angeschlossenen Stromkreis ein Eingangssignal in den Regler der Prüfmaschine eingespeist. Sobald eine der beiden Rissspitzen den Kupferlackdraht durchreißt, wird der Stromkreis unterbrochen und das Eingangssignal fällt unter einen definierten Grenzwert ab. Dies wird als Abschaltkriterium für die Prüfmaschine festgelegt. Abbildung 6-4, links, zeigt eine exemplarische Probe mit appliziertem Rissdraht, die einem Dauerschwingversuch zur Erzeugung des definierten Anfangsrissses unterzogen wird. Der Rissdraht wird zur Anbindung an den Probekörper in einen 2K-Schnellklebstoff eingebettet. In Abbildung 6-4, rechts, ist ein Anfangsriß nach Beendigung des Dauerschwingversuches zu erkennen, welcher bis zum eingebetteten Rissdraht fortgeschritten ist.

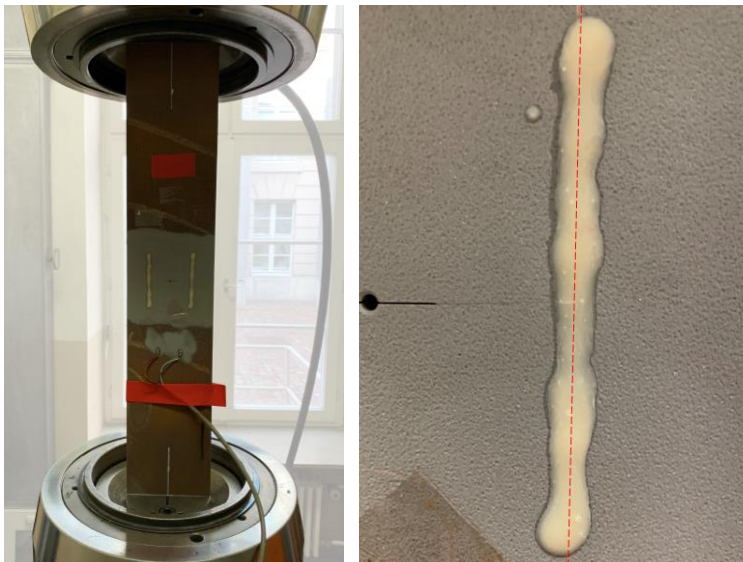


Abbildung 6-4: Exemplarische Probe im Dauerschwingversuch zur Erzeugung des definierten Anfangsrissses (Phase 1) (links), erzeugter Anfangsriß und Klebschicht mit darunterliegendem Kupferlackdraht (rechts)

Für jede Probe werden nach Beendigung des Dauerschwingversuchs in Phase 1 die tatsächlichen Risslängen im Rahmen einer MT-Prüfung gemessen und dokumentiert. Abbildung 6-5 zeigt exemplarisch den Anfangsritt, ausgehend von den Kerbenden nach Phase 1 in einer MT-Prüfung.

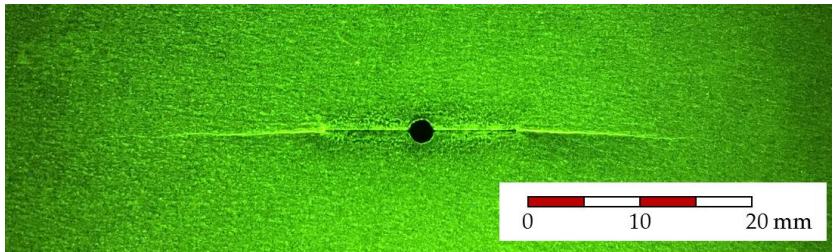


Abbildung 6-5: Anfangsritt, ausgehend von den Kerbenden in der MT-Prüfung

Anschließend erfolgt in Versuchsphase 2 die klebtechnische Verstärkung des angerissenen Stahlblechs mit jeweils zwei 20 mm breiten CFK-Lamellen je Blechseite. Im folgenden Abschnitt 6.5 wird detailliert auf die klebtechnische Verstärkung mit und ohne Vorspannung eingegangen.

In der dritten Versuchsphase wird der verstärkte Probekörper einem weiteren Dauerschwingversuch unterzogen. Die Prüffrequenz liegt in Abhängigkeit des Lastniveaus zwischen 8 Hz und 12 Hz. Während des Versuchs wird das Risswachstum zu beiden Seiten hin mit einseitig aufgeklebten Rissfortschrittsmessstreifen aufgezeichnet. Bei ausgewählten Proben wird mittig auf der Oberseite der Lamellen jeweils ein Dehnungsmessstreifen appliziert. Diese ermöglichen es, eine mögliche Lamellenablösung zu detektieren. Eine mit Rissfortschritts- und Dehnungsmessstreifen versehene Probe ist exemplarisch in Abbildung 6-6 dargestellt. Die Dauerschwingversuche werden bis zum vollständigen Bruch des Stahlblechs durchgeführt.

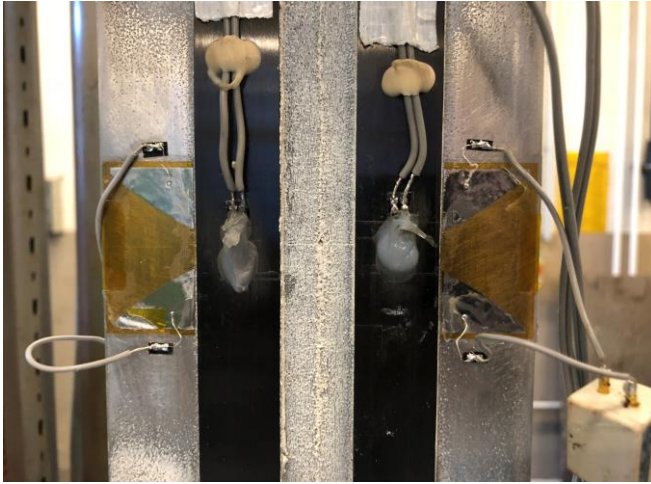


Abbildung 6-6: Exemplarische Probe mit Rissfortschritts- und Dehnungsmessstreifen (Klebstoff: MC-DUR 1280)

6.5 Klebtechnische Verstärkung der angerissenen Probekörper mit CFK-Lamellen

6.5.1 Vorspannvorrichtung zur Applikation vorgespannter CFK-Lamellen

Zur Verstärkung der Proben mit vorgespannten CFK-Lamellen wird eine Vorspannvorrichtung in Anlehnung an (Täljsten *et al.* 2009) konstruiert und gefertigt (siehe Abbildung 6-7). Sie besteht aus einer Unterkonstruktion in Form eines U240-Trägers, an dessen beiden Enden jeweils ein Widerlager (L-Profil L120x80x12 mit eingeschweißten Quersteifen) aufgeschraubt ist. Über Klemmbacken, die über ein System aus Gewindestangen M16-10.9, Unterlegscheiben und Muttern mit den Endverankerungen verbunden sind, werden die CFK-Lamellen eingespannt. Zwischen die Klemmbacken werden sandgestrahlte Aluminiumbleche eingesetzt. Diese erhöhen die Reibung zwischen Klemmung und CFK-Lamelle und ermöglichen eine gleichmäßigere Verteilung der Klemmkraft in die CFK-Lamellen (siehe Abbildung 6-8).

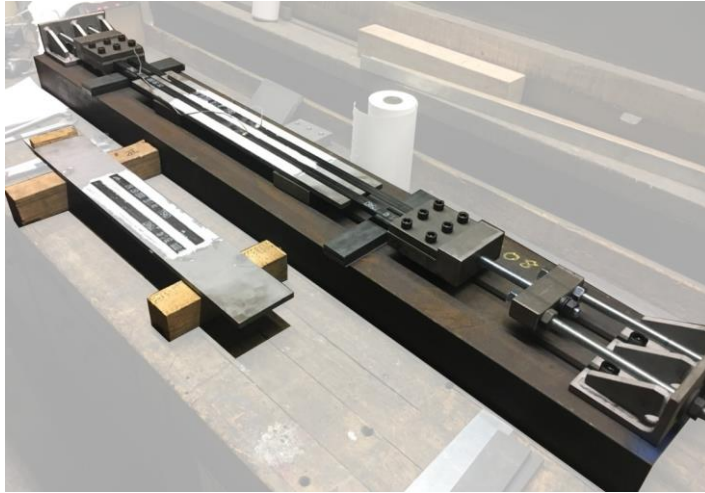


Abbildung 6-7: Vorrichtung zur Fertigung der vorgespannt verstärkten Probekörper

Durch das Anziehen der Muttern an den Widerlagern wird die Vorspannkraft aufgebracht (siehe Abbildung 6-8). Eine der Klemmbacken ist über eine mittig angeordnete Gewindestange, ein Zwischenstück und zwei weitere Gewindestangen mit einem Widerlager verbunden. Zwischen den Muttern und dem Zwischenstück sind Kugelscheiben und Kegelpfannen angeordnet. Diese ermöglichen eine annähernd gelenkige Verbindung der Bauteile untereinander. Während des Anziehens der beiden Muttern erfolgt eine gleichmäßige Lasteinleitung in beide Lamellen.



Abbildung 6-8: Einspannung der CFK-Lamellen in den Spannbacken (links), Vorspannen durch alternierendes Anziehen der Muttern (rechts)

Am gegenüberliegenden Widerlager kann die Vorspannkraft in den Lamellen gezielt nachjustiert werden, da die andere Klemmbacke mit zwei nebeneinander angeordneten Gewindestangen mit einem Widerlager verbunden ist. Die Vorspannkraften werden während des Anziehprozesses mit Dehnungsmessstreifen, die mittig auf der Oberseite der CFK-Lamellen appliziert sind, kontrolliert.

6.5.2 Fertigungsprozess der geklebten Verstärkung

Zur Verstärkung der gekerbten Proben werden nicht vorgespannte (schlaffe) oder vorgespannte CFK-Lamellen ein- oder beidseitig appliziert. Der Fertigungsprozess ist exemplarisch in Abbildung 6-9 dargestellt. Die Oberflächenvorbereitung der Füge­teile erfolgt auf dieselbe Weise wie in Abschnitt 5.3.1 erläutert (Schritt 1). Zur Realisierung der Klebschichtdicke von 1 mm werden Glasperlen mit einem Durchmesser von $1_{-0}^{+0,15}$ mm in den Klebstoff gemischt. Der angemischte Klebstoff wird unter Beachtung der herstell­erspezifischen Verarbeitungsbedingungen auf die Stahloberfläche aufgebracht und dachförmig mithilfe eines Spachtels abgezogen (Schritt 2/3).

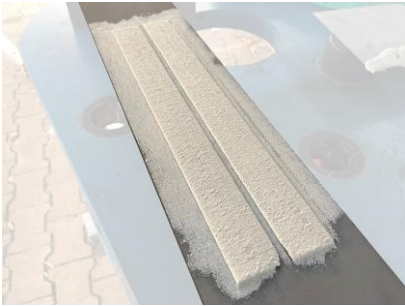
Die gereinigten Lamellen werden anschließend mit ihrer Klebseite von oben auf die vorbereitete Klebschicht aufgesetzt und händisch angepresst. Bei Verwendung der Vorspannvorrichtung werden die Klemmbacken zunächst angehoben und der mit Klebstoff benetzte Probekörper wird unter den angehobenen vorgespannten Lamellen ausgerichtet. Anschließend werden die Lamellen auf die vorbereitete Klebschicht abgesenkt und angepresst. Durch das dachförmige Profil der Klebschicht entweicht der Klebstoff während der Lamellenapplikation zur Seite hin, sodass Lufteinschlüsse in der Grenzschicht zwischen Lamelle und Klebstoff minimiert werden (Schritt 4). Der überschüssige Klebstoff an den Lamellenrändern wird mithilfe eines Spatels entfernt. Dabei wird die Klebschicht mit einem Radius von 1 mm verrundet (Schritt 5).



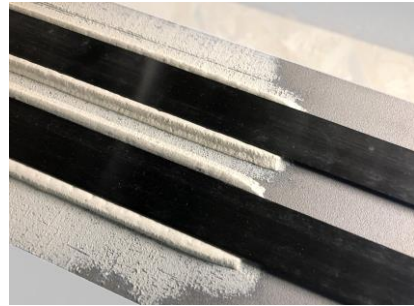
1. Entfettung der gestrahlten Stahl-
fläche mit Aceton



2. Auftrag des Klebstoffs
(Dosierung, Abziehen)



3. Dachförmig mit einem Spachtel abge-
zogene Klebschichten



4. Seitliches Entweichen des Klebstoffs
während der Applikation



5. Applizierte Lamellen mit seitlich ver-
rundeten Klebschichten



6. Anbringen der geschraubten
Endverankerungsbleche

Abbildung 6-9: Fertigungsprozess der verstärkten Probekörper

Die Aushärtezeit beträgt mindestens sieben Tage und erfolgt unter Berücksichtigung der herstellerepezifischen Aushärtebedingungen. Bei einer Verstärkung mit vorgespannten Lamellen wird nach dem Ende der Aushärtezeit die Vorspannkraft in der Vorrichtung abgelassen und somit eine Druckvorspannung in das Stahlblech eingebracht. Die ursprünglich aufgebrachte Zugvorspannkraft in den Lamellen sinkt aufgrund des schubweichen Klebverbunds. Die resultierende Zugkraft beträgt im Mittel 78,6 % für den Klebstoff MC-DUR 1280 und 77,4 % für den Klebstoff Sikadur-370. Die vorgespannten Lamellen werden abschließend aus den Spannbacken gelöst und abgelängt.

Um die Schälbeanspruchungen in der Klebfuge während der Dauerschwingversuche zu reduzieren, werden an den Enden der schlaff und vorgespannt aufgeklebten Lamellen geschraubte Endverankerungen aus 40 mm breiten Stahlblechen angebracht (Schritt 6). Die Schrauben werden handfest angezogen.

6.6 Versuchsauswertung und -ergebnisse

6.6.1 Vorgehen zur Bestimmung der Restlebensdauer

Für jede Probe wird nach dem Dauerschwingversuch (Phase 3) die Restlebensdauer ermittelt. Diese ist definiert durch die Lastwechselzahl, welche einem (halbseitigen) Risswachstum von einer Anfangsrislänge $a_{ini} = 31$ mm bis zu einer Risslänge von $a_{fin} = 40$ mm zugeordnet werden kann (siehe Abbildung 6-10).



Abbildung 6-10: Exemplarische Bruchfläche einer verstärkten Probe mit zentrischem Innenriss, Darstellung der ausgewerteten Restlebensdauer

In diesem Bereich wird das Risswachstum vollständig mithilfe der Rissfortschrittsmessstreifen erfasst. Zudem kann unter der konservativen Annahme einer

Bruchzähigkeit von $K_{Ic} = 3000 \text{ N/mm}^{3/2}$ für Baustähle nach (Grote *et al.* 2018) davon ausgegangen werden, dass in diesem Risslängenbereich für alle Lastniveaus ein stabiles Risswachstum gegeben ist. Die zur Bestimmung der Restlebensdauer herangezogene Risslänge ergibt sich in Anlehnung an (ASTM E647-15e1) aus dem Mittelwert der mit den beiden Rissfortschrittsmessstreifen gemessenen Risslängen.

Die zugehörigen Rissfortschrittskurven der Einzelversuche sind getrennt nach den untersuchten Lastniveaus in Abbildung 6-14 und Abbildung 6-15 dargestellt. Zur Beurteilung der Steigerung der Restlebensdauer infolge der Verstärkungsmaßnahme sind je Versuchsreihe gemittelt die Restlebensdauern der Einzelversuche auf den Mittelwert der Restlebensdauern der unverstärkten Referenzversuche bezogen. Daraus ergibt sich jeweils der Faktor der Restlebensdauerverlängerung η . Vereinzelt ist ein stark ungleichmäßiges Risswachstum zu beiden Seiten hin aufgetreten. Ein exemplarisches Bruchbild einer Probe mit ungleichmäßigem Risswachstum ist in Abbildung 6-11 dargestellt.



Abbildung 6-11: Bruchfläche einer exemplarischen Probe mit ungleichmäßigem Risswachstum

Es ist deutlich die große Restbruchfläche auf der linken Seite der ungleichmäßig gerissenen Probe zu erkennen. Der Rissfortschritt beschränkt sich hier in Phase 3 fast ausschließlich auf die rechte Seite der Probe. Die Ursachen dafür können in unvermeidlichen Abweichungen der verstärkten Prüfstücke zueinander, einem ungleichmäßigen Risswachstum in Phase 1 oder Ungenauigkeit bei der Lasteinleitung begründet sein. Diese Proben zeigten im Vergleich zu den Proben mit symmetrischem Risswachstum meist eine höhere Restlebensdauer. Die Versuchsergebnisse dieser Proben werden nicht in der folgenden Auswertung berücksichtigt, da die Ursache des ungleichmäßigen Risswachstums häufig nicht eindeutig identifiziert werden kann und daher die Bewertung der Ergebnisse nicht möglich ist.

6.6.2 Ergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Dauerschwingversuche an zentrisch gekerbten Stahlblechen vorgestellt. Die Probenbezeichnung ist nachfolgend in Abbildung 6-12 erläutert.

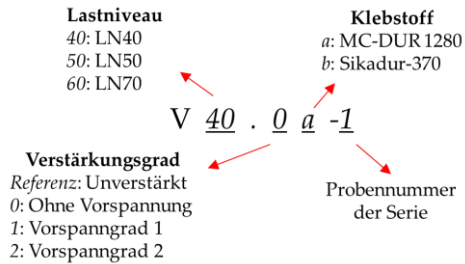


Abbildung 6-12: Probenbezeichnung der zentrisch gekerbten Stahlbleche

In Abbildung 6-13 bis Abbildung 6-15 sind für beide Klebstoffe die gemittelten Risslängen in Abhängigkeit der Lastwechselzahl aufgetragen. Die gestrichelten Linien kennzeichnen den Auswertebereich der Anfangsrisslänge $a_{ini} = 31$ mm bis zur Risslänge von $a_{fin} = 40$ mm.

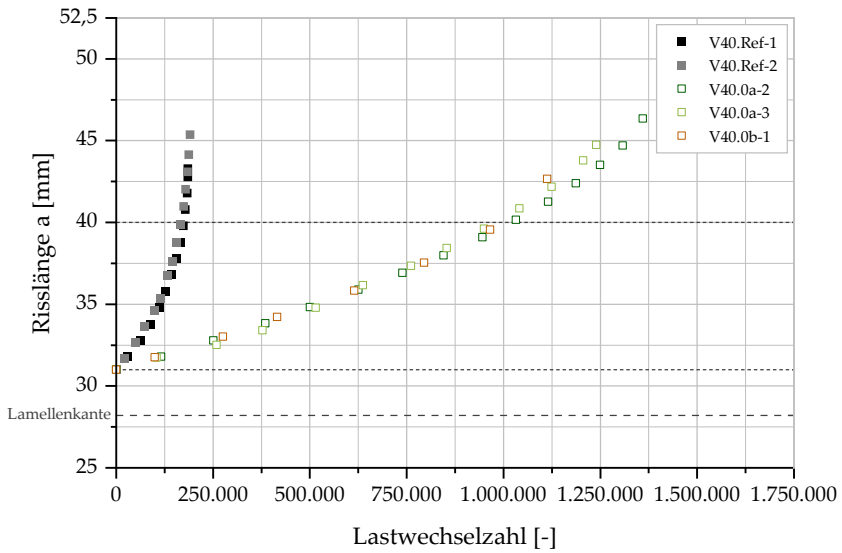


Abbildung 6-13: Risslänge-Lastwechselzahl-Kurven der Dauerschwingversuche (LN40)

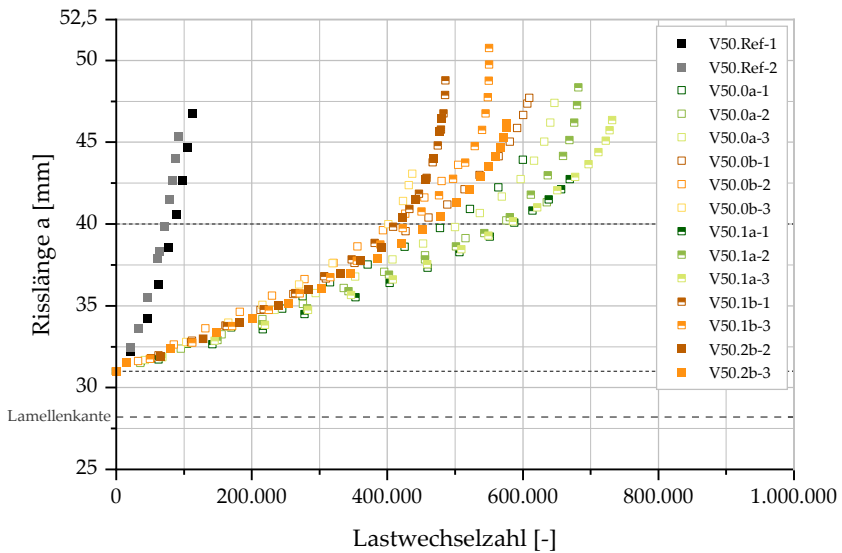


Abbildung 6-14: Risslänge-Lastwechselzahl-Kurven der Dauerschwingversuche (LN50)

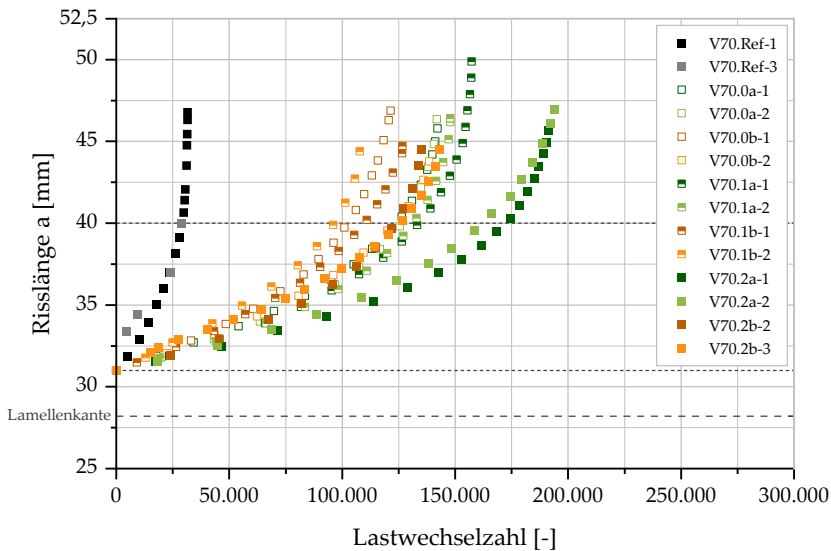


Abbildung 6-15: Risslänge-Lastwechselzahl-Kurven der Dauerschwingversuche (LN70)

Anhand dieser Kurven lässt sich der Rissfortschritt in den CFK-verstärkten Bauteilen während des Verlaufs der Dauerschwingversuche nachvollziehen. Sie ermöglichen zudem die Ermittlung der Lastwechselzahl, welche für den Fortschritt in einem bestimmten Risslängenbereich benötigt wurden. Zudem kann die Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN anhand der Kurvensteigung bestimmt werden, welche zur Validierung des numerischen Berechnungsverfahrens in Abschnitt 7.3 herangezogen werden.

Die ermittelten Rissfortschrittskurven unterscheiden sich für die beiden Klebstoffe bei Lastniveau LN40 nur geringfügig. Ab einer Risslänge von etwa 40 mm weichen die Kurven geringfügig voneinander ab. Im Gegensatz dazu sind die Unterschiede zwischen den Klebstoffen bei den Lastniveaus LN50 und LN70 stärker ausgeprägt. Tendenziell ist eine höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei Verwendung des Klebstoffs Sikadur-370 festzustellen. Betrachtet man die Kurvenschar des Klebstoffs Sikadur-370 bei LN50 so ist zu erkennen, dass die Kurven bis zu einer Risslänge von etwa 36 mm weitgehend unabhängig von der Vorspannung sind und einen vergleichbaren Verlauf aufweisen. Mit steigender Risslänge weichen die Kurven zunehmend voneinander ab. Dies lässt sich qualitativ auch für die Kurvenschar des Klebstoffs MC-DUR 1280 feststellen. Bei dem Lastniveau LN70 sind anfangs ebenfalls vergleichbare

Kurvenverläufe innerhalb der nach Klebstoff getrennten Kurvenscharen zu erkennen. Im Vergleich zum Lastniveau LN50 beginnen die Kurven jedoch bereits bei kleineren Risslängen zunehmend voneinander abzuweichen.

Ein Versagen der Klebverbindung wurde nur während der letzten Belastungszyklen kurz vor einem Durchriss des Stahlblechs beobachtet. Während der Dauer-schwingversuche konnte weder visuell, noch durch DMS-Messungen auf der CFK-Oberfläche eine teilweise Lamellenablösung detektiert werden.

In Tabelle 6-2 sind die Restlebensdauern der Einzelversuche, die mittleren Restlebensdauern je Konfiguration sowie die mittleren Faktoren der Restlebensdauererlängerung η für ein Risswachstum von 31 mm bis 40 mm angegeben. Im nachfolgenden Abschnitt 6.6.3 wird zunächst der Einfluss der verschiedenen Verstärkungsrandbedingungen, wie die Vorspannkraft der Lamellen, der Klebstoff sowie das Lastniveau, auf die Restlebensdauer beidseitig verstärkter Proben analysiert.

Zudem wird anhand exemplarischer Ergebnisse von Versuchen an einseitig verstärkten Proben der Einfluss einer mit Bezug auf die Blechebene unsymmetrischen Verstärkung auf die Restlebensdauer erläutert. Abschließend werden die anhand der Versuchsergebnisse an unverstärkten Referenzproben ermittelten bruchmechanischen Kennwerte des untersuchten Stahlwerkstoffs vorgestellt.

Tabelle 6-2: Experimentell ermittelte Restlebensdauern und Faktoren der Restlebensdauererhöhung η beidseitig verstärkter Stahlbleche für ein Risswachstum von 31 mm bis 40 mm

Lastniveau ($R = 0,5$)		LN40	LN50	LN70
		$\Delta\sigma = 40$ MPa	$\Delta\sigma = 50$ MPa	$\Delta\sigma = 70$ MPa
Referenzversuche		169.100	84.400	28.880
		166.400	97.800	28.620
Mittelwert:		167.750	91.100	28.750
Faktor d. RLD-Erhöhung η		100 %	100 %	100 %
MC-DUR 1280 (a)	Vorspannkraft V_0 0 kN/Lamelle	1.021.000	487.500	122.500
		979.700	473.900	126.500
		-	508.900	-
	Mittelwert:	1.000.400	490.100	124.500
	η	596 %	538 %	433 %

Lastniveau ($R = 0,5$)		LN40	LN50	LN70
		$\Delta\sigma = 40$ MPa	$\Delta\sigma = 50$ MPa	$\Delta\sigma = 70$ MPa
	Vorspannkraft V1 5 kN/Lamelle	2.000.000 (D)	584.200	133.300
		-	579.100	131.300
		-	565.800	-
	Mittelwert:	-	576.400	132.300
	η	-	633 %	461 %
	Vorspannkraft V2 10 kN/Lamelle	-	-	171.800
		-	-	162.000
		-	-	176.400
	Mittelwert:	-	-	170.070
	η	-	-	592 %
Sika dur-370 (b)	Vorspannkraft V0 schlaff geklebt	992.700	447.000	102.400
		-	405.800	123.200
		-	401.800	-
	Mittelwert:	992.700	418.200	112.800
	η	592 %	459 %	392 %
	Vorspannkraft V1 3 kN/Lamelle	-	413.000	109.700
		-	430.500	96.560
		Mittelwert:	-	421.750
	η	-	463 %	359 %
	Vorspannkraft V2 6 kN/Lamelle	2.000.000 (D)	417.600	125.300
-		463.000	123.100	
Mittelwert:		-	440.300	124.200
η	-	483 %	432 %	

6.6.3 Diskussion

6.6.3.1 Einfluss der Vorspannkraft

Klebstoff MC-DUR 1280

Zunächst wird der Einfluss der Vorspannkraft für Verstärkungen mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 betrachtet. Im Mittel geht für LN40 mit der schlaffen CFK-Verstärkung eine deutliche Erhöhung der Restlebensdauer von 596 % einher. Mit einer Vorspannkraft von 5 kN je Lamelle wurde der Dauerschwingversuch nach 2 Mio. Lastwechseln abgebrochen, da kein Rissfortschritt gemessen wurde. Die

Probe kann zwar nicht in dieser Auswertungsmethode berücksichtigt werden, sie zeigt das Potential der Verstärkungsmaßnahme aber deutlich auf. In Abbildung 6-16 sind die ermittelten Faktoren der Restlebensdauererhöhung η grafisch dargestellt.

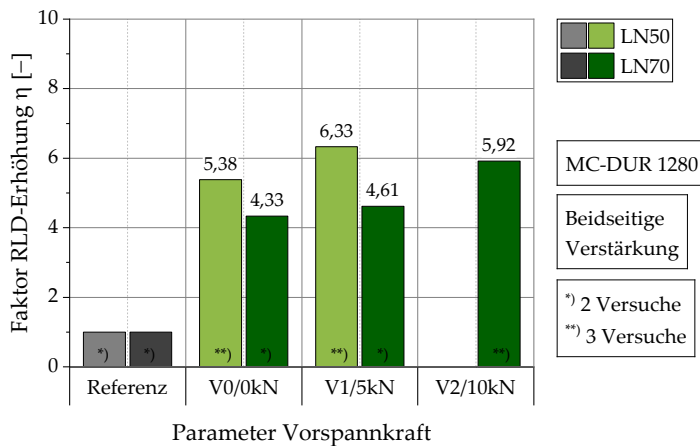


Abbildung 6-16: Einfluss der Vorspannkraft auf die Restlebensdauererhöhung infolge beidseitiger Verstärkung (Klebstoff MC-DUR 1280)

Bei dem mittleren Lastniveau LN50 wird durch schlaff aufgeklebte CFK-Lamellen eine Erhöhung der Restlebensdauer um 538 % im Vergleich zu den unverstärkten Referenzproben erreicht. Mit einer Vorspannkraft von 5 kN je Lamelle, also einer Gesamtvorspannkraft von 20 kN, wird die Restlebensdauer um weitere 97 Prozentpunkte auf die 6,3-fache Restlebensdauer erhöht.

Betrachtet man die Ergebnisse der Versuche bei der höchsten untersuchten Spannungsschwingbreite (LN70), so zeigt sich eine ähnlich große Erhöhung der Restlebensdauer. Mithilfe beidseitig schlaff aufgeklebter Lamellen wird eine um 433 % höhere Restlebensdauer erreicht als ohne Verstärkung. Wird die Vorspannkraft auf 10 kN je Lamelle, also eine Gesamtvorspannkraft von 40 kN erhöht, so wird die Restlebensdauer um weitere 159 Prozentpunkte auf die 5,9-fache Restlebensdauer erhöht.

Klebstoff Sikadur-370

Nach einer Verstärkung mit dem Klebstoff Sikadur-370 wurde mit dem Lastniveau LN40 eine mittlere Erhöhung der Restlebensdauer von 592 % erreicht. Dies ist vergleichbar mit dem Klebstoff MC-DUR 1280. Mit einer Vorspannkraft von 6 kN je Lamelle konnte kein Rissfortschritt beobachtet werden. Daher wurde der Versuch nach Erreichen von 2 Mio. Lastwechseln beendet. Die Faktoren der Restlebensdauererhöhung bei den Lastniveaus LN50 und LN70 sind in Abbildung 6-17 dargestellt.

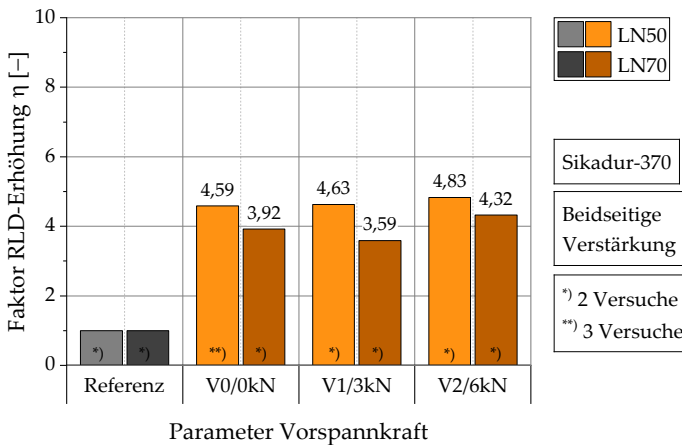


Abbildung 6-17: Einfluss der Vorspannkraft auf die Restlebensdauererhöhung infolge beidseitiger Verstärkung (Klebstoff Sikadur-370)

Für das mittlere Lastniveau LN50 wird mit einer schlaffen Verstärkung mit dem Klebstoff Sikadur-370 im Mittel eine Erhöhung der Restlebensdauer um den Faktor 4,59 erreicht. Mit zunehmender Vorspannkraft steigt die Restlebensdauererhöhung geringfügig auf das 4,63-fache (Vorspanngrad 1) bzw. 4,83-fache (Vorspanngrad 2). Eine Vorspannkraft von 3 kN je Lamelle führt damit im Vergleich zu einer schlaffen Applikation zu keiner nennenswerten weiteren Erhöhung der Restlebensdauer. Die Ergebnisse liegen im Streuband der Ergebnisse für eine schlaffe Verstärkung.

Nach einer schlaffen Verstärkung mit dem Klebstoff Sikadur-370 und einer Prüfung mit dem Lastniveau LN70 wird mit im Mittel 392 % die geringste Restlebensdauersteigerung erreicht. Wird die Vorspannkraft auf 3 kN je Lamelle erhöht, so führt dies zu einer niedrigeren Steigerung der Restlebensdauern um 359 %. Mit der doppelten Vorspannkraft von 6 kN je Lamelle, also einer Gesamtvorspannkraft von 24 kN, lässt sich wiederum eine weitere Erhöhung der bezogenen Restlebensdauer im Vergleich zu schlaff aufgeklebten Lamellen erkennen. Diese Versuchsergebnisse bei LN50 und LN70 deuten darauf hin, dass für eine nennenswerte positive Wirkung der Vorspannung auf die Restlebensdauer erst ein bestimmter Mindestwert der Vorspannkraft aufgebracht werden muss.

6.6.3.2 Einfluss des Klebstoffs

Um den Einfluss des Klebstoffs auf die Restlebensdauererhöhung zu analysieren, werden die an schlaff verstärkten Proben bestimmten Restlebensdauern verglichen. Im Allgemeinen wird bei beidseitigen schlaffen Verstärkungen beobachtet, dass nach einer Verstärkung mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 im Mittel eine höhere Restlebensdauersteigerung auftritt als mit dem Klebstoff Sikadur-370. Dies wird anhand des Diagramms in Abbildung 6-18 deutlich. Die bezogene Restlebensdauererhöhung ist für den Klebstoff MC-DUR 1280 im Vergleich zu dem Klebstoff Sikadur-370 um 79 Prozentpunkte für LN50 und um 41 Prozentpunkte für LN70 höher. Für das niedrige Lastniveau LN40 ist der Unterschied zwischen den Klebstoffen nur gering und die ermittelte Restlebensdauer der mit Sikadur-370 verstärkten Probe liegt im Streubereich der Ergebnisse für den Klebstoff MC-DUR 1280. Die Schubsteifigkeit ist der für die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme maßgebende Klebstoffkennwert. Die Versuche legen nahe, dass sich die Wirksamkeit mit steigender Klebstoffsteifigkeit erhöht. Trotz der etwa doppelt so großen Schubsteifigkeit des Klebstoffs MC-DUR 1280 gegenüber dem Klebstoff Sikadur-370 sind die Unterschiede zwischen den Klebstoffen hinsichtlich der Wirksamkeit jedoch deutlich geringer.

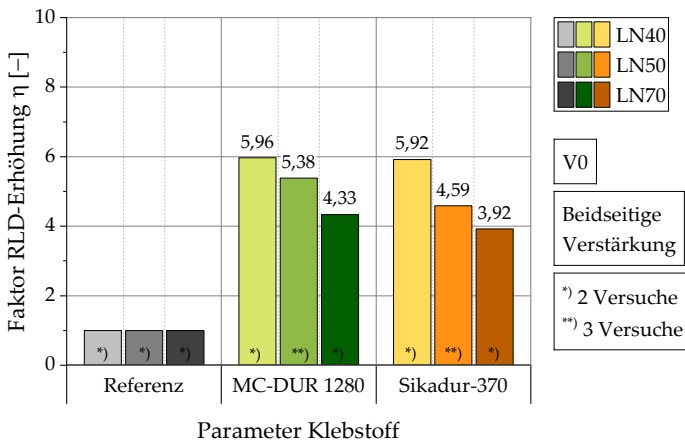


Abbildung 6-18: Einfluss des Klebstoffs auf die Restlebensdauererhöhung infolge beidseitiger Verstärkung

6.6.3.3 Einfluss des Lastniveaus

In Abbildung 6-19 und Abbildung 6-20 sind die Restlebensdauern in Form von Wöhlerdiagrammen getrennt nach Klebstoff und Vorspanngrad dargestellt. Es sind die Linien für die 50 %- (mittlere) sowie die 95 %-Überlebenswahrscheinlichkeit angegeben. Zudem sind die Neigungen m der Linien sowie die Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Lastwechseln angegeben. Auf der Abszisse ist jeweils die Nennnormalspannung im Querschnitt des Stahlblechs aufgetragen.

Der Vergleich der Restlebensdauern nach einer schlaffen Verstärkung zeigt, dass der Faktor der Restlebensdauererhöhung bzw. die Wirksamkeit bei geringeren Lastschwingbreiten höher sind.

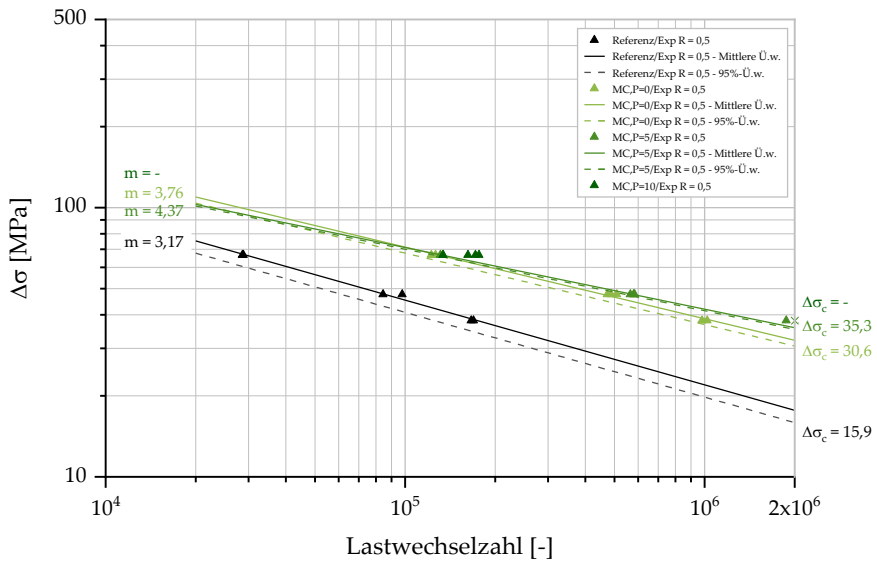


Abbildung 6-19: Wöhlerdiagramme für die ausgewerteten Restlebensdauern von 31 mm bis 40 mm (Klebstoff MC-DUR 1280)

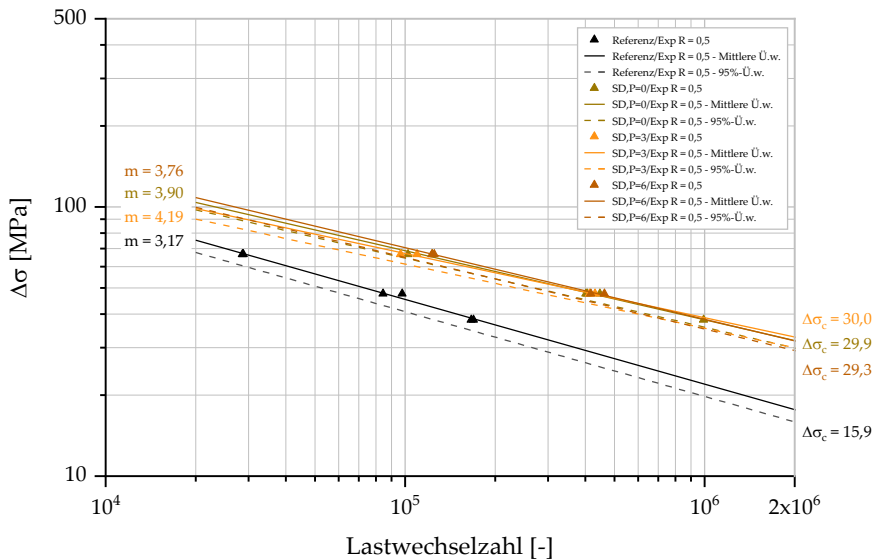


Abbildung 6-20: Wöhlerdiagramme für die ausgewerteten Restlebensdauern von 31 mm bis 40 mm (Klebstoff Sikadur-370)

Für LN40 beträgt der Faktor der Restlebensdauererhöhung 596 % (MC-DUR 1280) bzw. 592 % (Sikadur-370), wohingegen dieser für LN70 433 % (MC-DUR 1280) bzw. 392 % (Sikadur-370) beträgt. Grafisch zeigt sich dieser Effekt an der flacheren Neigung m der Wöhlerlinien für schlaff verstärkte Proben ($m = 3,76$ für MC-DUR 1280, $m = 3,90$ für Sikadur-370) im Vergleich zu den unverstärkten Referenzproben ($m = 3,17$). Dieser Effekt lässt sich auch für die vorgespannt verstärkten Proben beobachten. Für den Klebstoff MC-DUR 1280 erhöht sich die Neigung mit einer Vorspannkraft von 5 kN je Lamelle auf $m = 4,37$. Für den Klebstoff Sikadur-370 ist kein linearer Zusammenhang zwischen der Vorspannung und der inversen Steigung zu erkennen. Von $m = 3,90$ steigt die Neigung zunächst mit Vorspanngrad 1, sinkt jedoch anschließend mit Vorspanngrad 2 wieder auf $m = 3,76$ ab.

Die charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten (5 %-Quantilwerte) nach einer Verstärkung ohne Vorspannung sind für beide Klebstoffe ähnlich groß und betragen $\Delta\sigma_c = 30,6$ MPa (MC-DUR 1280) bzw. $\Delta\sigma_c = 29,9$ MPa (Sikadur-370). Bei Betrachtung der 5 %-Quantilkurven ist die geringe Streuung der Versuchsergebnisse hervorzuheben. Die Streuung der verstärkten Proben ist sogar geringer, als die der unverstärkten Referenzproben.

6.6.3.4 Einfluss einer einseitigen Verstärkungsanordnung

Nachfolgend wird der Einfluss einer einseitigen Verstärkungsanordnung auf die Restlebensdauererhöhung vorgestellt. In Abbildung 6-21 sind exemplarisch die Faktoren der Restlebensdauererhöhung für eine einseitige Verstärkung mit dem Klebstoff Sikadur-370 dargestellt. Für weitere Ergebnisse von Versuchen an einseitig verstärkten Proben wird auf (Ummenhofer et al. 2019) verwiesen. Wie zuvor gezeigt, wird durch eine beidseitige Verstärkung ohne Vorspannung eine deutliche Erhöhung der Restlebensdauer erreicht. Mit zunehmender Vorspannkraft kann diese tendenziell weiter gesteigert werden.

Infolge einer einseitigen Lamellenapplikation ist der Verstärkungseffekt hingegen deutlich schwächer ausgeprägt. Durch eine Verstärkung ohne Vorspannung wird die Restlebensdauer je nach Lastniveau lediglich um 65 % bzw. 64 % erhöht. Mit einer zusätzlichen Vorspannung lässt sich bei LN50 eine geringfügige Steigerung der Restlebensdauer beobachten. Die Ergebnisse bei dem höheren Lastniveau

LN70 zeigen, dass sich die Lamellenvorspannung sogar negativ auf die Restlebensdauer auswirken kann. Ohne eine Vorspannung wird die Restlebensdauer im Mittel um 64 % gesteigert, wohingegen mit einer zusätzlichen Vorspannkraft von 6 kN je Lamelle nur eine mittlere Erhöhung von 28 % einhergeht.

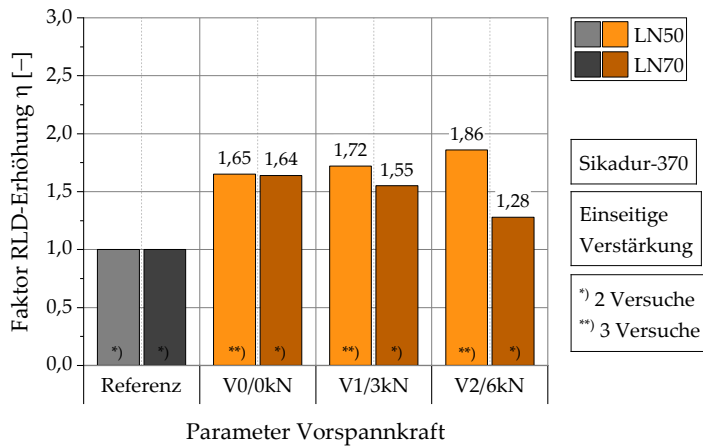


Abbildung 6-21: Einfluss der Vorspannkraft auf die Restlebensdauererhöhung infolge einseitiger Verstärkung (Klebstoff Sikadur-370) (Ummenhofer et al. 2019)

Infolge der einseitigen Vorspannung wird ein sekundäres Biegemoment im Stahlblech eingebracht. Dieses erhöht die Beanspruchung der Risspitze und somit die Rissfortschrittsgeschwindigkeit auf der unverstärkten Seite. Die Höhe des Biegemomentes wird maßgeblich durch die Vorspannkraft bestimmt. Wenn aus konstruktiven Gründen nur eine einseitige Lamellenapplikation möglich ist, ist dieser Effekt im Rahmen einer Bemessung zu beachten und sollte während der Planung detailliert analysiert werden. Es ist davon auszugehen, dass die negativen Auswirkungen einer einseitigen Verstärkung auf die Restlebensdauer geringer ausgeprägt sind, je höher die Biegesteifigkeit des verstärkten Bauteils ist.

6.6.3.5 Bruchmechanische Kennwerte des Baustahls S355J2

Abschließend werden die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte C und m des verwendeten Stahlblechs, die zur Beschreibung des Rissfortschrittverhaltens mit-

hilfe des Risswachstumsgesetzes nach (Paris/Erdogan 1963) erforderlich sind, ermittelt. Dies erfolgt in Anlehnung an (ASTM E647-15e1). Dazu werden die Ergebnisse der Rissfortschrittmessungen an den unverstärkten zentrisch gerissenen Proben mit $R = 0,1$ und $R = 0,5$ ausgewertet. Zur Auswertung der Ergebnisse werden die Proben herangezogen, welche die Voraussetzungen nach (ASTM E647-15e1) hinsichtlich eines symmetrischen Risswachstums erfüllen. In Abbildung 6-22 sind die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten über den zyklischen SIF aus den Rissfortschrittversuchen (EXP) und nach (Paris/Erdogan 1963) mit den abgeleiteten, durch Regression bestimmten Paris-Koeffizienten dargestellt. Der Gültigkeitsbereich des stabilen Risswachstums $\Delta K_{th} < \Delta K < \Delta K_c$ wurde unter der Annahme eines Schwellenwertes $\Delta K_{th} = 330 \text{ N/mm}^{3/2}$ für $R = 0,1$ und $\Delta K_{th} = 160 \text{ N/mm}^{3/2}$ für $R = 0,5$ sowie einer Risszähigkeit $K_c = 3000 \text{ N/mm}^{3/2}$ in Anlehnung an (Berger et al. 2018) definiert. Die ermittelten Werte für C und m des Baustahls S355J2 sind für die untersuchten Spannungsverhältnisse in der nachfolgenden Tabelle 6-3 zusammengefasst.

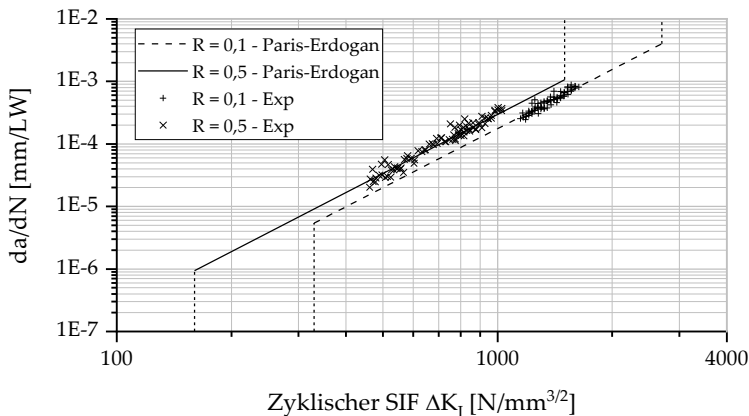


Abbildung 6-22: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit des zyklischen SIF für $R = 0,1$ und $R = 0,5$ nach (Paris/Erdogan 1963) und aus experimentellen Daten (EXP)

Tabelle 6-3: Bruchmechanische Werkstoffkennwerte C und m des Baustahls S355J2 für $R = 0,1$ und $R = 0,5$

$R = 0,1$		$R = 0,5$	
C [mm·(MPa·mm ^{0,5}) ^{-m}]	m [-]	C [mm·(MPa·mm ^{0,5}) ^{-m}]	m [-]
6,70E-14	3,14	1,13E-13	3,14

6.6.4 Zusammenfassung

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche an zentrisch gekerbten, verstärkten Stahlblechen zusammengefasst:

- Durch eine Verstärkung ohne Vorspannung geht für beide Klebstoffe eine etwa 6-fache Restlebensdauererhöhung im Vergleich zu unverstärkten Referenzproben einher.
- Nach einer Verstärkung ohne Vorspannung kann mit steigender Klebstoffsteifigkeit eine Zunahme der Restlebensdauer beobachtet werden.
- Die Höhe der Vorspannung beeinflusst maßgeblich die Wirksamkeit der Verstärkung
 - Klebstoff MC-DUR 1280, beidseitige Applikation: Mit steigender Vorspannung erhöht sich die Restlebensdauer.
 - Klebstoff Sikadur-370, beidseitige Applikation: Die Versuchsergebnisse deuten darauf hin, dass für eine nennenswerte positive Wirkung der Vorspannung auf die Restlebensdauer ein definierter Mindestwert der Vorspannkraft aufgebracht werden muss. Ein möglicher Grund dafür liegt in der geringeren Steifigkeit des Klebstoffs im Vergleich zum Klebstoff MC-DUR 1280.
 - Einseitige Applikation: Je nach Höhe der äußeren Belastung kann aufgrund des bei einseitiger Applikation auftretenden sekundären Biegemomentes eine Verringerung der Restlebensdauer mit zunehmender Vorspannkraft beobachtet werden. Dies ist bei der Anwendung dringend zu beachten.
- Der Faktor der Restlebensdauerverlängerung bzw. die Wirksamkeit ist deutlich höher bei geringeren Spannungsschwingbreiten.

7 Entwicklung eines numerischen Berechnungsverfahrens

7.1 Zielsetzung und Vorgehen

Das Ziel ist, ein abgesichertes, numerisches Verfahren zur Quantifizierung der Rissspitzenbeanspruchung und der Rissfortschrittsrate zu entwickeln. Dieses ermöglicht es das untersuchte Parameterfeld zu erweitern und detailliert die Einflüsse auf den Rissfortschritt zu untersuchen. Zur Berechnung von Spannungsfaktoren wird ein parametrisiertes, numerisches Modell mithilfe des Finite-Elemente-Programms Ansys Mechanical APDL 2020 R1 (ANSYS) erstellt. Zudem wird ein Verfahren erarbeitet, welches es im Anschluss an die SIF-Berechnung ermöglicht, die Rissfortschrittsrate im Stahl unter Berücksichtigung des Einflusses der Lamellenvorspannung auf maßgebende risstreibende Beanspruchungsgrößen zu berechnen. Mithilfe des numerischen Verfahrens wird der Rissfortschritt in den unverstärkten und verstärkten Stahlblechen simuliert, die in den Rissfortschrittsversuchen im vorangegangenen Kapitel 6 untersucht wurden. Zur Validierung des Verfahrens werden die Ergebnisse der numerischen Berechnungen anschließend den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Die Validierung wird durch einen Vergleich mit vorhandenen Näherungslösungen des SIF in unverstärkten Blechen mit zentrischem Innenriss ergänzt.

7.2 Numerisches Modell und Berechnungsmethode

7.2.1 Modellbildung und SIF-Bestimmung

Im Folgenden wird ein parametrisiertes, numerisches Modell des beidseitig verstärkten, zentrisch gekerbte Stahlblechs aus dem vorangegangenen Kapitel 6 erstellt. Das Modell bildet ein Stahlblech mit zentrischem Innenriss ab, welches auf

jeder Blechseite durch zwei aufgeklebte CFK-Lamellen verstärkt ist. Zur Steigerung der Recheneffizienz wird unter Ausnutzung der Symmetrie ein Achtelmodell mit drei Symmetrieebenen erstellt (siehe Abbildung 7-1). Das Stahlblech, die Klebschicht und die CFK-Lamelle werden mithilfe von Volumenelementen SOLID186 mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration diskretisiert.

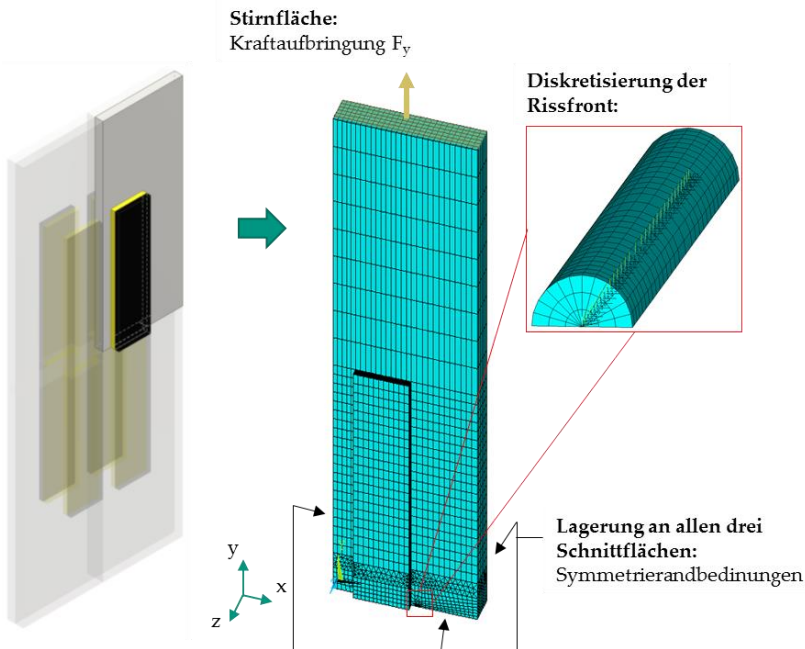


Abbildung 7-1: FE-Achtel-Modell des CFK-verstärkten, zentrisch gerissenen Stahlblechs mit Lagerbedingungen

Für alle Bauteile wird ein linear-elastisches Materialverhalten angenommen. Die verwendeten Materialkennwerte sind in Tabelle 5-2 und Tabelle 5-3 dokumentiert. Die Rissspitzenbeanspruchung wird unter Anwendung der LEBM in Form des Spannungsintensitätsfaktors K_I mithilfe der Verschiebungsextrapolationsmethode (engl.: Displacement Extrapolation Method) (DEM) bestimmt (Kuna 2008). Dazu wird der Bereich um die Rissfront mit dreieckigen Viertelpunkt-Elementen diskretisiert, bei denen die an die Rissspitze angrenzenden Elementmittelnknoten

auf den Viertelpunkt der entsprechenden Elementkante verschoben sind (siehe Abbildung 7-2).

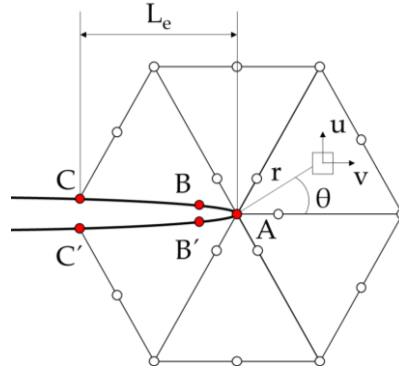


Abbildung 7-2: Schematische Vernetzung und Verschiebungsauswertung mit Viertelpunktelementen

Der Verschiebungsansatz (Ansatzfunktion) dieser speziellen Rissspitzenelemente setzt sich zum einen, wie bei üblichen isoparametrischen Elementen auch, aus einem konstanten und einem linearen Funktionsteil zur Abbildung von Starrkörperbewegungen und Verformungen zusammen. Durch die Verschiebung der Mittelknoten kann der Verschiebungsansatz durch einen Funktionsteil mit \sqrt{r} -Verlauf ergänzt werden, welcher es ermöglicht, das Verschiebungsfeld um die Rissspitze genauer abzubilden (Kuna 2008). Die SIF-Ermittlung mithilfe der DEM stellt ein sehr robustes und recheneffizientes Verfahren dar.

Zur Ermittlung des SIF an einem bestimmten Punkt der Rissfront werden nach der strukturmechanischen Berechnung an den zwei nächstgelegenen Knoten am Rissufer (Punkte B und C, Abbildung 7-2) zunächst die entsprechenden Vertikalverschiebungen u_θ ausgelesen. Unter Verwendung eines linearen Extrapolationsansatzes lässt sich anschließend in einem Postprocessing-Schritt K_I mithilfe der Gleichungen 7.1 bis 7.3 nach (Guinea et al. 2000) berechnen.

$$K_I = \frac{E'}{12} \sqrt{\frac{2\pi}{L_e}} (8u_\theta^B - u_\theta^C) \quad (7.1)$$

$$\text{Ebener Dehnungszustand (EDZ): } E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \quad (7.2)$$

Ebener Spannungszustand (ESZ): $E^{\cdot} = E$ (7.3)

Es wird ein ebener Spannungszustand (ESZ) an den Blechoberflächen und ein ebener Dehnungszustand (EDZ) an den restlichen (inneren) Punkten entlang der Rissfront angenommen.

Im Gegensatz zur Spannungsberechnung mit finiten Elementen (geometrische Singularitäten ausgenommen) zeigt sich bei der Ermittlung des SIF mit Viertel-punkt-Elementen kein charakteristisches Konvergenzverhalten der Ergebniswerte mit steigender Netzfeinheit. Ab einem bestimmten Grenzwert ist die Elementkantenlänge zu klein, um die $1/\sqrt{r}$ -Dehnungssingularität im Bereich um die Riss-spitze vollständig zu erfassen (Broek 1986). Der SIF strebt dann mit weiter abneh-mender Elementkantenlänge gegen unendlich, was zu einem signifikanten Fehler führen kann. Auf Grundlage einer umfangreichen Analyse des Netzeinflusses auf den SIF wurde die Länge der an den Riss angrenzenden Viertelpunktelementkan-ten zu $L_e = 0,2$ mm gewählt. Werte in vergleichbarer Größenordnung wurden in (Kačianauskas et al. 2005) und (Neimitz 2002) bei der Berechnung ähnlicher Riss-probleme verwendet. In tangentialer Richtung um die Riss-spitze erfolgt die Ver-netzung mit einer Einteilung von 15° . Mit zunehmendem Abstand von der hoch beanspruchten Riss-spitze wird die Netzfeinheit zur Erhöhung der Recheneffizi-enz, aber stets unter Gewährleistung einer ausreichenden Ergebnisgenauigkeit, verringert.

An den Symmetrieebenen werden den Elementknoten die Symmetrierandbedin-gungen zugewiesen. Die in der Prüfmaschine aufgebrauchte Ober- bzw. Unterlast wird im Modell gleichmäßig auf die Knoten der Blechstirnseite verteilt.

Modellierung der Lamellenvorspannung

Bei der Berechnung vorgespannt verstärkter Proben wird in einem vorangehen-den Lastschritt eine thermische Ersatzlast in Form einer Temperaturänderung auf die Lamelle aufgebracht. Die Höhe der Temperaturänderung ΔT ergibt sich aus dem Elastizitätsmodul E_c , dem Temperatúrausdehnungskoeffizienten $\alpha_{T,c}$ und der Lamellenvorspannung σ_{Vor} nach Gleichung 7.4. Die Lamellenvorspannung ergibt sich aus der Vorspannkraft, bezogen auf die Querschnittsfläche der La-melle, nach Gleichung 7.5.

$$\Delta T = \frac{\sigma_{Vor}}{\alpha_{T,c} \cdot E_c} \quad (7.4)$$

$$\sigma_{Vor} = \frac{F_{Vor}}{W_c \cdot t_c} \quad (7.5)$$

Aufgrund der Schubverformung der Klebschicht ist die resultierende Lamellenvorspannung in Lamellenmitte geringer als die ursprünglich aufgebraachte Nennvorspannung. Vergleiche der FE-Lösungen mit den Ergebnissen der DMS-Messungen mittig auf der Lamellenoberfläche zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. In Tabelle 7-1 sind die resultierenden Vorspannungen bezogen auf die Nennvorspannung für beide Klebstoffe zusammengefasst. Die FE-Lösung weicht mit etwa -3 % geringfügig von den mittleren Messwerten der Versuche ab. Das temperaturbasierte Verfahren zur Aufbringung der Vorspannung im numerischen Modell ist somit sehr gut geeignet.

Tabelle 7-1: Resultierende Lamellenvorspannung bezogen auf die Nennvorspannung aus Versuchen und Simulationen für die betrachteten Klebstoffe

	Experiment		FE	Abweichung Exp-FE
	Mittelwert	Standardabweichung		
Sikadur-360	77,4 %	2,6 %	75,2 %	-2,8 %
MC-DUR 1280	78,6 %	1,5 %	76,2 %	-3,1 %

Plastizitätsinduziertes Riss schließen

Zur Berücksichtigung eines möglichen plastizitätsinduzierten Riss schließens (vgl. Abschnitt 2.1.3) sind nichtlineare Berechnungen unter Verwendung eines elastisch-plastischen Materialmodells erforderlich. Dies würde den Berechnungsaufwand erheblich erhöhen. Eine Abschätzung des effektiven Spannungsverhältnisses mit der in (Colombi *et al.* 2015a) angegebenen Gleichung 2.18 zeigt, dass der Einfluss des plastizitätsinduzierten Riss schließeffektes auf die Riss spitzenbeanspruchung für die hier untersuchten Versuche mit einem hohen Spannungsverhältnis ($R = 0,5$) vernachlässigbar klein ist. Durch eine Vernachlässigung des plastizitätsinduzierten Riss schließeffektes, welcher zu einer geringeren

Risspitzenbeanspruchung führen kann, liegen die numerischen Berechnungen im Allgemeinen auf der konservativen Seite.

7.2.2 Verfahren zur Bestimmung der Restlebensdauer

7.2.2.1 Modellierung der Rissfront

Bei der Wahl des Verfahrens zur Bestimmung der Restlebensdauer muss das charakteristische Fortschrittsverhalten von Rissen in Dickenrichtung scheibenförmiger Bauteile berücksichtigt werden. Im Versuch stellt sich im Stahlblech eine gekrümmte Rissfront ein, bei der die Risslänge in Blechmitte vorausleitet. Diese ist schematisch im Querschnitt des Stahlblechs in Abbildung 7-3 dargestellt.

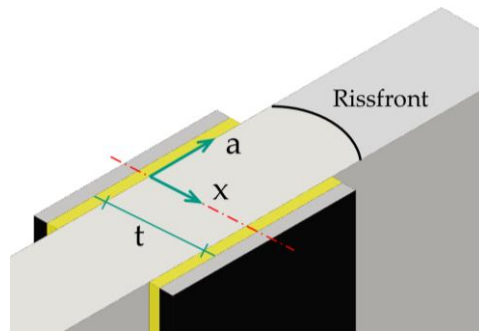


Abbildung 7-3: Schematische Darstellung der in Dickenrichtung gekrümmten Rissfront im Querschnitt des Stahlblechs

Der Grund dafür liegt in den unterschiedlichen Beanspruchungszuständen in Bauteilmitte (EDZ) und am Bauteilrand (ESZ) (*Edel* 2015). An einer (anfangs) geraden Rissfront variiert der SIF über die Bauteildicke. In Bauteilmitte ist dieser dann maximal. Mit zunehmendem Rissfortschritt stellt sich eine Krümmung der Rissfront ein und der SIF nähert sich einem konstanten Verlauf über die Bauteildicke an. Dies ist schematisch in Abbildung 7-4 dargestellt. Auf der x -Achse ist die Position in Bauteildickenrichtung x bezogen auf die Blechdicke t dargestellt (vgl. Abbildung 7-3).

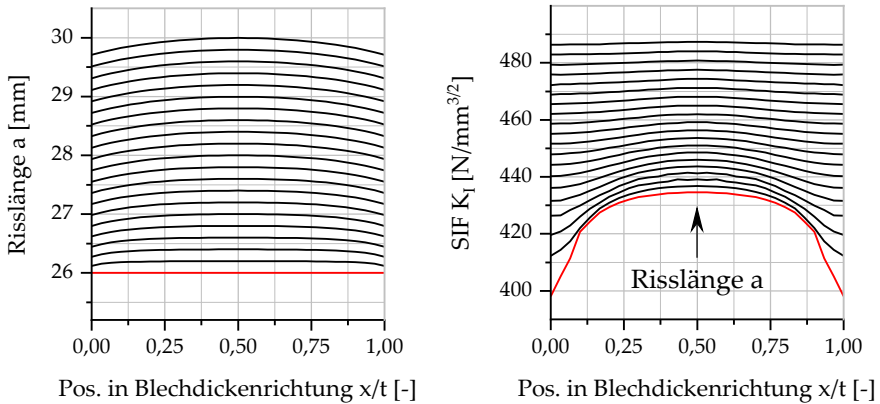


Abbildung 7-4: Schematische Darstellung der Risslänge und des zugehörigen SIF über die Position in Blechdickenrichtung mit Berücksichtigung der Rissfrontkrümmung

Zur Bestimmung der Restlebensdauer lassen sich zwei Verfahren anwenden. Bei dem genauen Verfahren wird für eine bestimmte Anfangsrisslänge an jedem Knoten der Rissfront der SIF bestimmt. In einem nachfolgenden Schritt wird anschließend mithilfe der Paris-Erdogan Gleichung für den maximal beanspruchten Knoten die für ein vorgegebenes Rissfortschrittsinkrement benötigte Lastwechselzahl berechnet. Mit dieser Lastwechselzahl wird dann für die übrigen Knoten jeweils das entsprechende Risswachstumsinkrement bestimmt. Die so gewonnenen neuen Knotenpositionen bilden die Grundlage für den nächsten Berechnungsgang (vgl. Abbildung 7-4). Dieses iterative Vorgehen wird so lange wiederholt, bis ein definiertes Abbruchkriterium durch Erreichen einer Endrisslänge oder durch Überschreiten eines kritischen Spannungsintensitätsfaktors erfüllt ist. Bei diesem Vorgehen muss aus Gründen der numerischen Stabilität ein ausreichend kleines Rissfortschrittsinkrement gewählt werden, was zu hohen Berechnungsdauern führen kann (*Branco/Antunes 2008*).

Alternativ kann vereinfacht die Rissfront mit einem stets konstanten Verlauf über die Bauteildicke modelliert werden (vgl. Abbildung 7-5). Zur Berechnung der Rissfortschrittsrate wird die Annahme getroffen, dass der SIF und das Rissfortschrittsinkrement an jeder Stelle der Rissfront gleich groß sind.

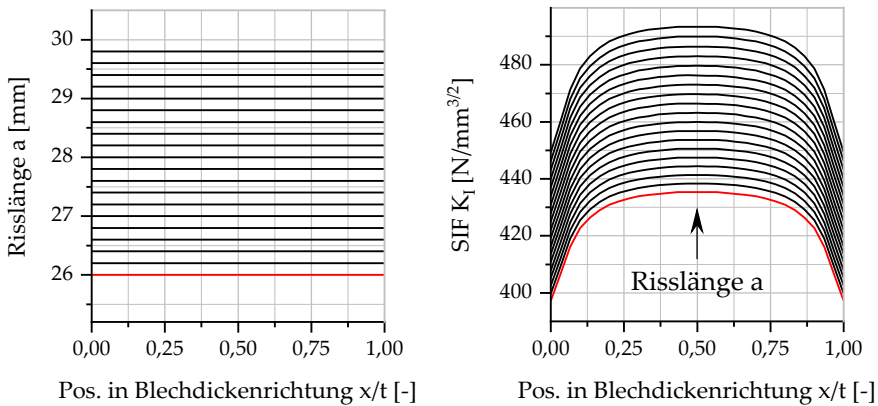


Abbildung 7-5: Schematische Darstellung der Risslänge und des zugehörigen SIF über die Position in Blechdickenrichtung ohne Berücksichtigung der Rissfrontkrümmung

Da der SIF in Wirklichkeit über die Bauteildicke variiert, wird zur Berechnung der Rissfortschrittsrate ein Vergleichswert des SIF benötigt. Dieser kann durch den quadratischen Mittelwert (engl.: Root Mean Square Value) (RMS) der SIF-Werte entlang der Rissfront gebildet werden (*Boscolo/Zhang 2010a*). Der qualitative Verlauf der Rissfront über die Bauteildicke ist im Vergleich zum genauen Verfahren immer unabhängig von dem Ergebnis eines vorangegangenen Berechnungsschrittes. Die Restlebensdauer ergibt sich durch eine iterative Berechnung mithilfe der Paris-Erdogan Gleichung. Die Wahl des Rissfortschrittsinkrements ist dann lediglich von der Zahl der Stützstellen abhängig, die im Rahmen der Iteration für ein ausreichend genaues Ergebnis nötig sind. Daher kann das Rissfortschrittsinkrement größer gewählt werden. Der Rechenaufwand wird so deutlich reduziert.

Eigene Vergleichsrechnungen an unverstärkten und verstärkten zentrisch gekerbten Blechen zeigen, dass die Abweichungen der Rissfortschrittsrate bei Annahme einer stets geraden Rissfront von der Rissfortschrittsrate bei Annahme einer gekrümmten Rissfront im relevanten Risslängenbereich zwischen -1 % und 0 % betragen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wird daher eine stets gerade Rissfront angenommen und zur Berechnung der Restlebensdauer der RMS-Wert des SIF verwendet. Das Rissfortschrittsinkrement hat sich mit $\Delta a = 0,2$ mm als ausreichend klein erwiesen. Mit einer Halbierung des Rissfortschrittsinkrements auf

0,1 mm würde eine Änderung der berechneten Restlebensdauer von weniger als 1 % einhergehen.

7.2.2.2 Einfluss der Vorspannung auf die Rissfortschrittsrate

Gemäß der Paris-Erdogan Gleichung ist die Rissfortschrittsrate $\frac{da}{dN}$ u.a. abhängig vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK . Die FE-Untersuchungen zeigen, dass der SIF bei Oberlast $K_{I,o}$ und bei Unterlast $K_{I,u}$ infolge einer Verstärkung mit schlaff aufgeklebten Lamellen gleichermaßen um einen bestimmten Faktor sinkt. Folglich sinkt auch ΔK bzw. $\frac{da}{dN}$. Eine zusätzliche Vorspannung der Lamellen führt im Vergleich zu einer Verstärkung ohne Vorspannung dazu, dass $K_{I,o}$ und $K_{I,u}$ jeweils um den gleichen Betrag reduziert werden. Der zyklische SIF ΔK bleibt somit unbeeinflusst durch eine zusätzliche Vorspannung verglichen mit einer Verstärkung ohne Vorspannung. Zur Verdeutlichung ist in Abbildung 7-6 der SIF über die Bauteildicke für ein unverstärktes, ein schlaff verstärktes sowie vorgespannt verstärktes Blech infolge einer äußeren Schwingbelastung (markierter Bereich) dargestellt.

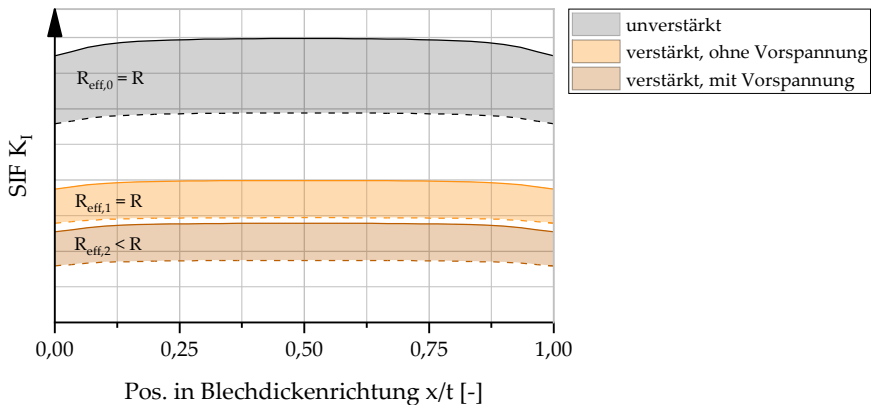


Abbildung 7-6: Schematische Darstellung des SIF über die Bauteildicke infolge eines Schwingspiels für ein unverstärktes, ein schlaff verstärktes sowie ein vorgespannt verstärktes Blech

Die Ergebnisse der experimentellen Rissfortschrittsuntersuchungen (siehe Abschnitt 6.6) zeigen jedoch einen ausgeprägten Einfluss einer Lamellenvorspannung auf die Restlebensdauer und damit auch auf die Rissfortschrittsrate $\frac{da}{dN}$. Der Grund dafür liegt in der Abhängigkeit der Rissfortschrittsrate vom Spannungsverhältnis R . Das Nennspannungsverhältnis R infolge der äußeren, zyklischen Belastung ist im von der Lamelle unbeeinflussten Stahlquerschnitt unabhängig von der Lamellenvorspannung und konstant über den Verlauf des Dauerschwingversuchs. Infolge der Lamellenvorspannung entsteht an der Rissspitze jedoch ein reduziertes, effektives Spannungsverhältnis R_{eff} . Der Rissfortschritt wird maßgeblich durch das effektive Spannungsverhältnis an der Rissspitze bestimmt.

Für die Berechnung der Rissfortschrittsrate in vorgespannt verstärkten Stahlblechen wird daher eine Beziehung zwischen dem effektiven Spannungsverhältnis R_{eff} und dem Paris-Faktor C hergestellt. Dazu wird die Paris-Erdogan Gleichung mit einem Ansatz nach (Walker 1968) wie folgt erweitert (Gleichungen 7.6 bis 7.8).

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad \text{für} \quad \Delta K > \Delta K_{th} \quad (7.6)$$

mit

$$C = \frac{C_0}{(1-R_{eff})^{m(1-\gamma)}} \quad (7.7)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}}{K_{I,o}} \quad (7.8)$$

C_0 ist in Gleichung 7.7 der Paris-Faktor für $R = 0$. Der Walker-Parameter γ ist eine werkstoffabhängige Konstante und stellt ein Maß für die Mittelspannungssensitivität des Werkstoffes dar. Das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} wird mit der Gleichung 7.8 aus dem Verhältnis des SIF bei Unterlast zum SIF bei Oberlast gebildet. Mit diesem Ansatz kann im Gegensatz zu der Methode nach (Ye *et al.* 2020) der maßgebende Beanspruchungszustand direkt an der Rissspitze berücksichtigt werden (vgl. Abschnitt 2.6.2.2).

Auf Grundlage der experimentell gewonnenen, bruchmechanischen Kennwerte C und m für $R = 0,1$ und $R = 0,5$ werden die Werte der Parameter C_0 und γ in Gleichung 7.7 durch eine Regressionsanalyse bestimmt. Diese ergeben sich dann zu $\gamma = 0,717$ und $C_0 = 6,10E-14$ mm/LW.

Ist der Paris-Faktor C_0 bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ nicht bekannt, so lässt sich dieser alternativ nach (Gurney 1979) abschätzen. Anhand einer Auswertung umfangreicher Daten für hochfeste Stähle, Baustähle, Material der Wärmeeinflusszone und des Schweißguts stellte Gurney (1979) die Größe des Paris-Faktors C_0 in Abhängigkeit des Paris-Exponenten m dar (siehe Gleichungen 7.9 bis 7.11). Diese Abhängigkeit zeigt Abbildung 7-7.

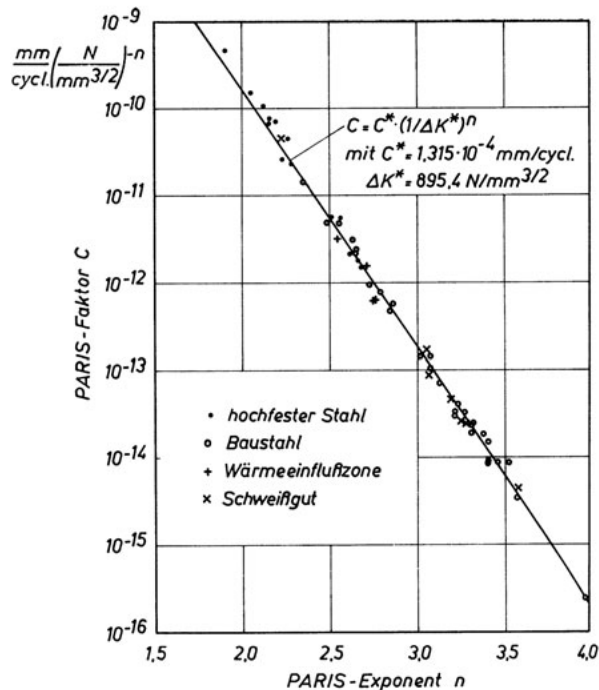


Abbildung 7-7: Abhängigkeit des Paris-Faktors vom Paris-Exponenten nach (Gurney 1979)

$$C_0 = C^* \left(\frac{1}{\Delta K^*} \right)^m \quad (7.9)$$

$$C^* = 1,315 \cdot 10^{-4} \text{ mm/LW} \quad (7.10)$$

$$\Delta K^* = 895,4 \text{ N/mm}^{3/2} \quad (7.11)$$

Nach (Dowling/Calhoun 2009) besteht ein linearer Zusammenhang zwischen dem Walker-Parameter γ und der Zugfestigkeit R_m von Stahlwerkstoffen. Mit steigendem R_m sinkt demnach der Mittelspannungseinfluss (siehe Gleichung 7.12).

$$\gamma = -0,0002R_m + 0,8818 \quad (7.12)$$

Für den untersuchten Baustahl S355J2 lässt sich der Walker-Parameter durch Einsetzen der in Zugversuchen ermittelten Zugfestigkeit $R_m = 557$ MPa abschätzen. Dieser ergibt sich dann zu $\gamma = 0,771$. Der anhand der experimentellen Daten bestimmte Wert von $\gamma = 0,717$ ist somit plausibel. Für die folgenden Berechnungen wird $\gamma = 0,717$ verwendet.

Zur Validierung des so ergänzten Rissfortschrittsgesetzes werden die mithilfe der Versuchsergebnisse abgeleiteten Rissfortschrittskurven nach dem Ansatz von (Walker 1968) (vgl. Gleichungen 7.6 bis 7.8) und (Paris/Erdogan 1963) (vgl. Gleichung 2.7) für $R = 0,1$ und $R = 0,5$ gegenübergestellt. In Abbildung 7-8 sind die Rissfortschrittskurven nach (Walker 1968) sowie aus den Rissfortschrittsversuchen dargestellt. Da die Rissfortschrittskurven beider Ansätze praktisch übereinander liegen, sind nur die mithilfe des Ansatzes nach (Walker 1968) berechneten Kurven dargestellt.

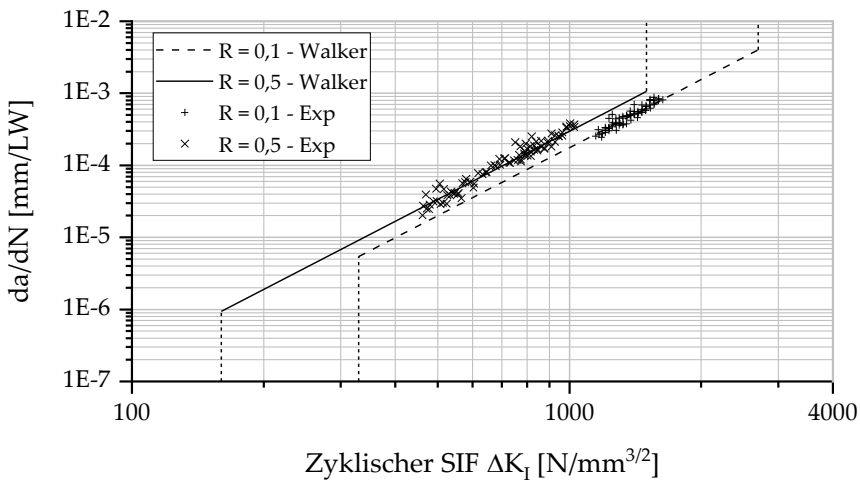


Abbildung 7-8: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit des zyklischen SIF für $R = 0,1$ und $R = 0,5$ nach dem Ansatz von (Walker 1968) und aus Versuchen (EXP)

Die Werte der Rissfortschrittsrate nach Walker weichen für $R = 0,5$ und $R = 0,1$ um weniger als -1 % von den versuchstechnisch ermittelten Werten nach Paris-Erdogan ab. Mit dem Ansatz nach Walker ergibt sich somit eine geringfügig konservative Abschätzung der Rissfortschrittsrate.

Abschließend wird der Einfluss der Verstärkung ohne und mit Vorspannung auf die Rissfortschrittsrate exemplarisch an Proben erläutert, welche mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 verstärkt und bei LN50 geprüft wurden. In Abbildung 7-9 sind die ermittelten Rissfortschrittsraten über den zyklischen SIF für einen Rissfortschritt von 31 mm bis 45 mm aufgetragen.

Infolge einer schlaffen Verstärkung reduziert sich $\Delta K_I'$. Dies führt dazu, dass sich die Rissfortschrittskurve im doppelt-logarithmischen Diagramm entlang ihrer Ausrichtung nach unten verschiebt. Wird zusätzlich eine Vorspannung aufgebracht, reduziert sich in diesem Fall das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} bzw. die Paris-Konstante C . Im Diagramm äußert sich dies in einer Verschiebung der Kurve nach unten und parallel zur y-Achse. Der zyklische SIF wird nicht durch die Vorspannung beeinflusst.

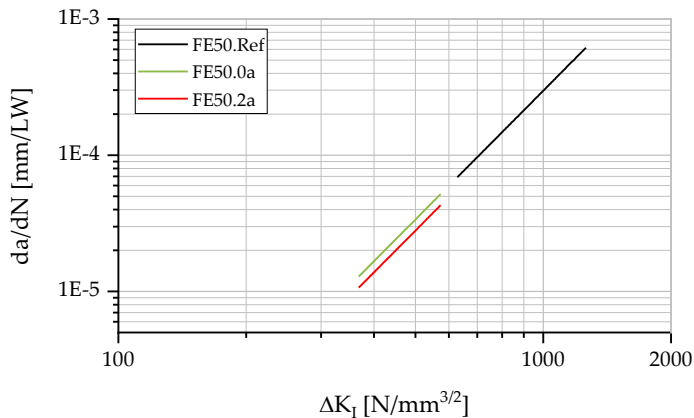


Abbildung 7-9: Numerisch berechnete Rissfortschrittsrate da/dN aufgetragen über den zyklischen SIF ΔK_I unverstärkter, schlaff sowie vorgespannt verstärkter Proben für ein Risswachstum von 31 mm bis 45 mm (LN50, MC-DUR 1280)

7.2.2.3 Anwendungsgrenze der LEBM

Mit Blick auf ein praxisgerechtes Bemessungskonzept wird im Rahmen dieser Arbeit das K-Konzept in Verbindung mit der Rissfortschrittsgleichung nach (Paris/Erdogan 1963), erweitert nach (Walker 1968), zur Berechnung des Rissfortschritts angewendet. Dieses Verfahren setzt die Gültigkeit der LEBM bzw. eine ausreichend kleine plastische Zone im Bereich um die Rissspitze voraus. Ist die plastische Zone zu groß, muss die elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM) angewendet werden. Der Einsatz der EPBM beschränkt sich meist auf Bauteile mit hohen örtlichen Beanspruchungen, wie beispielsweise in Kerben, und Bauteile mit kurzen Rissen (Pyttel et al. 2007).

In der Literatur finden sich unterschiedliche Kriterien, die sich zur Abschätzung der Gültigkeit der LEBM heranziehen lassen. Nach (ASTM E647-15e1) herrschen in einem zentrisch gekerbten, unverstärkten Stahlblech elastische Beanspruchungen vor, wenn gilt:

$$(W_s - 2a) \geq 1,25 \cdot F_{max} / (t_s \cdot R_{eH}) \quad (7.13)$$

$$F = \sigma_{Lig} \cdot t_s \cdot (W_s - 2a) \quad (7.14)$$

F ist die Kraft im Stahlblech und σ_{Lig} ist die resultierende Nennspannung im ungerissenen Stahlquerschnitt (Ligament). Durch Einsetzen von Gleichung 7.14 in Gleichung 7.13 ergibt sich:

$$\sigma_{Lig} \leq 0,8 \cdot R_{eH} \quad (7.15)$$

Demnach ist die LEBM gültig, solange die Nennspannung im ungerissenen Stahlquerschnitt σ_{Lig} kleiner ist als 80 % der Streckgrenze R_{eH} des Stahlblechs. Anhand dieses Grenzkriteriums lassen sich unter der vereinfachten Annahme eines Verbundquerschnitts mit schubstarrem Verbund die Grenz-Risslängenverhältnisse $2a/W$ für die untersuchten Lastniveaus bestimmen. In Tabelle 7-2 sind die Werte zusammengefasst.

Tabelle 7-2: Grenzkriterien der LEBM in Form von maximal zulässigen, bezogenen Risslängen $2a/W$, abgeleitet aus dem Kriterium für ein Vorherrschen elastischer Beanspruchungen im Stahlrestquerschnitt nach (ASTM E647-15e1)

	Grenzkriterium LEBM: max. $2a/W$		
	LN40	LN50	LN70
Referenzproben	0,750	0,690	0,568
CFK-verstärkte Proben	0,842	0,781	0,655

7.3 Validierung der numerischen Berechnungsmethode

Im Folgenden wird die erarbeitete Methode zur Berechnung des Rissfortschritts in Stahlblechen, die unverstärkt oder mit schlaff oder vorgespannt aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt sind, validiert. Dazu werden die Rissfortschrittsversuche an zentrisch gekerbten Proben, die in Kapitel 6 vorgestellt wurden, mithilfe der numerischen Methode simuliert. Anschließend werden die numerischen Ergebnisse den SIF-Näherungslösungen einfacher bruchmechanischer Probleme aus (Tada et al. 2000) und den experimentellen Untersuchungsergebnisse gegenübergestellt.

7.3.1 Ergebnisse der numerischen Berechnungen

Zunächst werden exemplarisch für die Lastniveaus LN50 und LN70 die Risslängen a über der Lastwechselzahl, bezogen auf die Anfangsrisslänge 31 mm, aus Simulation und Versuch aufgetragen. In Abbildung 7-10 und Abbildung 7-11 sind die experimentellen Ergebnisse in Form von Datenpunkten und die numerischen Ergebnisse in Form von Linien dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist je Konfiguration exemplarisch ein Versuchsergebnis dargestellt. Wie in Abschnitt 6.6 bereits erläutert, ist die Streuung der Versuchsergebnisse gering. Exemplarische Ergebnisse für LN40 sind in Abbildung A-1, Anhang wiedergegeben. Auf Grundlage dieser Daten werden die Rissfortschrittsraten da/dN aus Simulation und Versuch abgeleitet und im Rahmen einer umfassenden Validierung in den nachfolgenden Abschnitten gegenübergestellt.

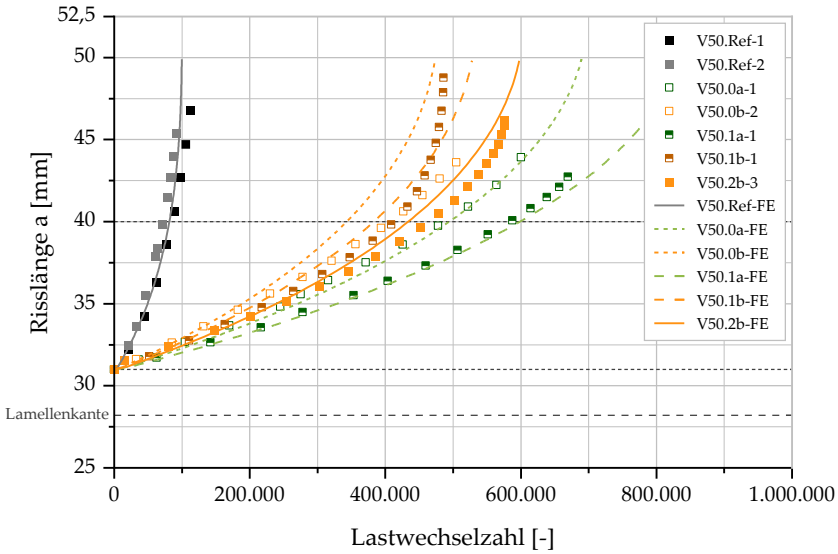


Abbildung 7-10: Zunahme der Risslänge mit steigender Lastwechselzahl – Vergleich zwischen Versuch und Simulation (LN50)

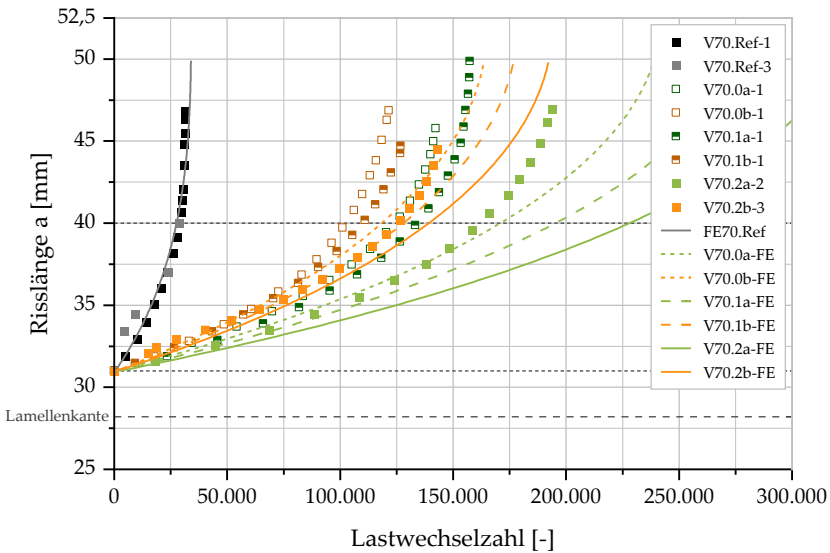


Abbildung 7-11: Zunahme der Risslänge mit steigender Lastwechselzahl – Vergleich zwischen Versuch und Simulation (LN70)

Zudem werden die Restlebensdauern für die Validierung herangezogen. In Tabelle 7-3 sind die numerisch berechneten und experimentell ermittelten, mittleren Restlebensdauern zusammengefasst. Diese gelten wie bereits in Kapitel 6 für ein (halbseitiges) Risswachstum von 31 mm bis 40 mm.

Tabelle 7-3: Experimentell und numerisch ermittelte Restlebensdauern beidseitig verstärkter Stahlbleche für ein Risswachstum von 31 mm bis 40 mm

Lastniveau ($R = 0,5$)	LN40	LN50	LN70	
	$\Delta\sigma = 40$ MPa	$\Delta\sigma = 50$ MPa	$\Delta\sigma = 70$ MPa	
MC-DUR 1280 (a)	Vorspannkraft V0 - schlaff geklebt			
	MW Versuch:	1.000.400	490.100	124.500
	FE:	984.200	488.400	169.800
	Vorspannkraft V1 - 5 kN/Lamelle			
	MW Versuch:	-	576.400	132.300
	FE:	1.253.00	589.400	193.400
	Vorspannkraft V2 - 10 kN/Lamelle			
	MW Versuch:	-	-	170.070
	FE:	1.750.000	748.500	225.300
Sikadur-370 (b)	Vorspannkraft V0 - schlaff geklebt			
	MW Versuch:	992.700	418.200	112.800
	FE:	681.400	338.100	117.600
	Vorspannkraft V1 - 3 kN/Lamelle			
	MW Versuch:	-	421.750	103.130
	FE:	781.300	376.600	126.800
	Vorspannkraft V2 - 6 kN/Lamelle			
	MW Versuch:	-	440.300	124.200
	FE:	919.100	426.000	137.800

7.3.2 Ermüdungswiderstand der Klebverbindung

Für die im nächsten Abschnitt folgende Validierung des numerischen Berechnungsverfahrens wird vorausgesetzt, dass der Klebverbund intakt ist. Zur Überprüfung wird ein Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Klebverbindung mithilfe der an zweischnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindungen experimentell bestimmten Wöhlerlinien (siehe Abbildung 5-16) durchgeführt. Das Versagen ist

als erster Anriss definiert. Dazu werden zunächst die Schwingbreiten der Lamellenkräfte je Rissfortschrittsversuch für die gemessenen Risslängen durch numerische Berechnungen bestimmt. Dies ist notwendig, da sich die Beanspruchung der Lamellen mit zunehmender Risslänge erhöht. Für jeden Versuch ergibt sich dadurch ein bestimmtes Beanspruchungskollektiv. Anschließend wird unter der Annahme, dass die lineare Schadensakkumulationshypothese nach (*Miner* 1945) gilt, je Versuch ein Ermüdungsnachweis geführt. Für die Berechnungen werden konservativ die 5%-Quantilwerte der über 2 Mio. Lastwechsel ertragbaren Lastschwingbreiten sowie die in Abbildung 5-16 angegebenen Steigungen der Wöhlerlinien m verwendet.

Für die Versuche mit den Lastniveaus LN40 und LN50 sind die Ermüdungsnachweise für einen Rissfortschritt innerhalb der ausgewerteten Risslängenbereiche erfüllt. Dies gilt für beide Klebstoffe. Bei dem höchsten Lastniveau LN70 wird die Ermüdungsfestigkeit für Versuche mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 im Mittel bis zu einer Risslänge von 32,9 mm (Min: 32,1 mm; Max: 33,9 mm) nachgewiesen. Bei Risslängen, die darüber hinaus gehen, muss von einer teilweisen Lamellenablösung bzw. von einer Verringerung der Wirksamkeit ausgegangen werden. Für Versuche mit dem Klebstoff Sikadur-370 ist der Ermüdungsnachweis bei dem Lastniveau LN70 nur bei zwei Einzelversuchen (V70.0b-2 und V70.1b-1) nicht erfüllt. Die kritischen Risslängen betragen für diese Versuche 39,5 mm und 39,8 mm. Der Einfluss auf die zwischen 31 mm und 40 mm ausgewertete Restlebensdauer wird als vernachlässigbar klein angenommen. Der übrige Rissfortschritt bis 40 mm hat lediglich einen Anteil von 1,4 % bzw. 2,5 % an der gesamten Restlebensdauer.

7.3.3 Validierung - Unverstärkte Referenzproben

Um die Prognosegüte des numerischen Verfahrens hinsichtlich der Spannungsintensitätsfaktoren zu bewerten, werden zunächst die numerischen Lösungen mit den Näherungslösungen des SIF unverstärkter Referenzproben verglichen. Diese Ergebnisse sind unbeeinflusst von möglichen Ungenauigkeiten, die aus der Wahl des vereinfachten, linear-elastischen Materialmodells des Klebstoffs oder der CFK-Lamelle resultieren. Für alle untersuchten Lastniveaus zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren

mit der Näherungslösung nach (Tada et al. 2000). Die Abweichung des numerisch ermittelten SIF von der Näherungslösung beträgt lediglich +3,4 % für alle untersuchten Lastniveaus. Damit wird der SIF der Näherungslösung mithilfe der DEM geringfügig überschätzt, was Erkenntnisse von Untersuchungen zum Vergleich verschiedener Methoden zur SIF-Bestimmung in (Courtin et al. 2005) bestätigt.

Im nächsten Schritt werden die numerisch und experimentell ermittelten Rissfortschrittssraten da/dN miteinander verglichen.

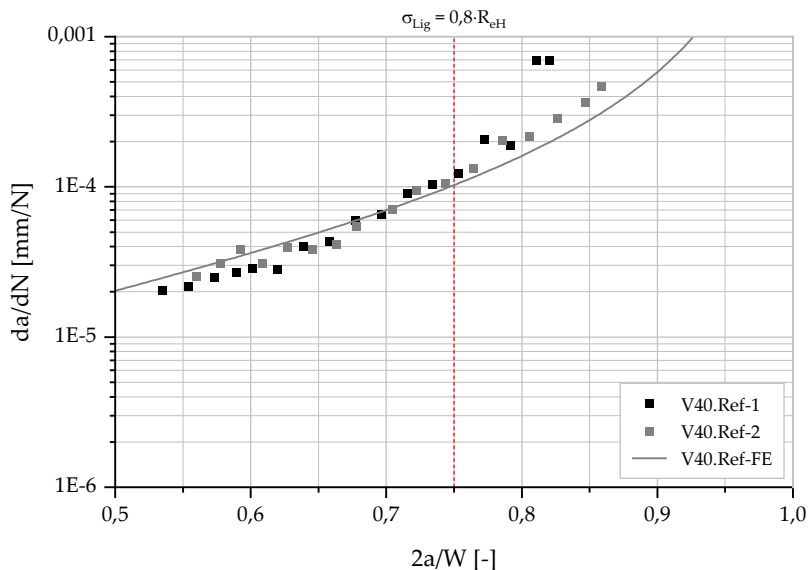


Abbildung 7-12: Vergleich der Rissfortschrittskurven (Rissfortschrittssrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN40, Referenzversuche)

Abbildung 7-12 zeigt die Rissfortschrittssrate der unverstärkten Referenzproben in Abhängigkeit der bezogenen Risslänge $2a/W$ aus der numerischen Berechnung (exemplarisch für LN40) sowie aus Versuchsergebnissen.

Der Vergleich zwischen Versuch und numerischer Berechnung zeigt, dass sich die numerische Methode bis etwa zu einem Wert von $2a/W = 0,75$ sehr gut zur Abschätzung der Rissfortschrittssrate da/dN eignet. Mit zunehmender bezogener Risslänge $2a/W$ steigt dann die Rissfortschrittssrate im Versuch stärker an als in der

FE-Lösung. Dies lässt sich durch eine zunehmende Plastizierung um die Risspitze erklären, wodurch die LEBM ihre Gültigkeit verliert. Dem zuvor eingeführten Grenzkriterium zufolge, ist dies ab einer bezogenen Risslänge von $2a/W = 0,750$ der Fall. Das Grenzkriterium ist in Abbildung 7-12 grafisch dargestellt. Ab diesem Punkt nehmen die Abweichungen zwischen Versuch und numerischer Berechnung deutlich zu. Bei $2a/W = 0,750$ beträgt der zyklische SIF $\Delta K = 707 \text{ N/mm}^{3/2}$. Diese Risspitzenbeanspruchung befindet sich im Bereich des stabilen Risswachstums (Bereich 2). Das numerische Verfahren eignet sich somit sehr gut zur Abschätzung des stabilen Rissfortschritts in unverstärkten Stahlblechen, solange die LEBM gültig ist.

7.3.4 Validierung - Verstärkte Proben

Im Anschluss an die Validierung anhand der Referenzproben erfolgt die Validierung mithilfe der Ergebnisse an verstärkten Proben. Diese ermöglichen es die eingesetzten Werkstoffmodelle der CFK-Lamelle und der Klebstoffe sowie das in Abschnitt 7.2.2.2 vorgestellte Verfahren zur Berücksichtigung des Einflusses der Vorspannung auf die Rissfortschrittsrate zu validieren. In Abbildung 7-13 bis Abbildung 7-15 sind je Lastniveau die experimentell und numerisch bestimmten Rissfortschrittsraten da/dN für exemplarische Verstärkungskonfigurationen mit CFK-verstärkten Proben dargestellt. Die Ergebnisse sind für den Klebstoff MC-DUR 1280 (a) in grün und für den Klebstoff Sikadur-370 (b) in orange-braun dargestellt.

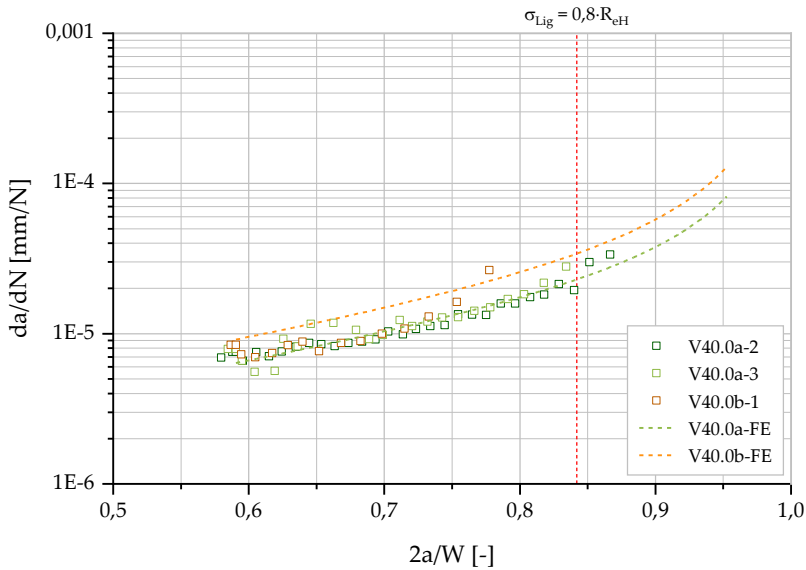


Abbildung 7-13: Vergleich der Rissfortschrittcurven (Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN40, ohne Vorspannung)

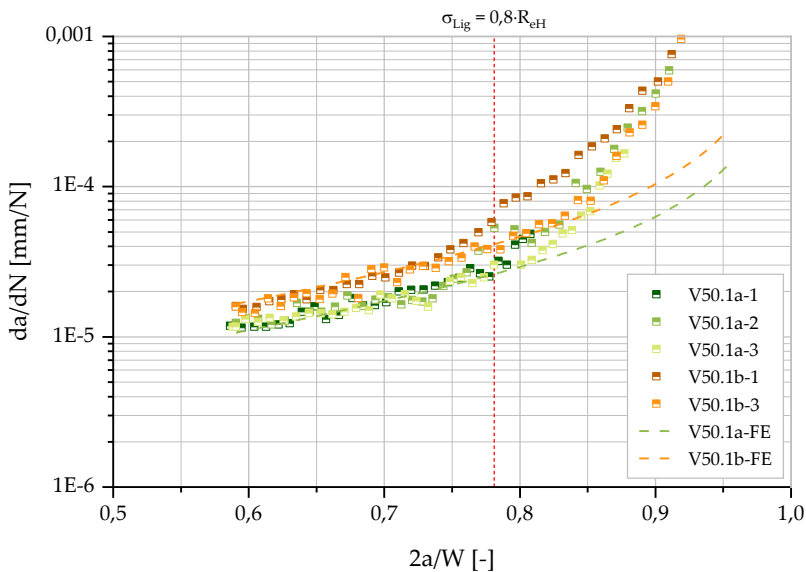


Abbildung 7-14: Vergleich der Rissfortschrittcurven (Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN50, Vorspannungsgrad 1)

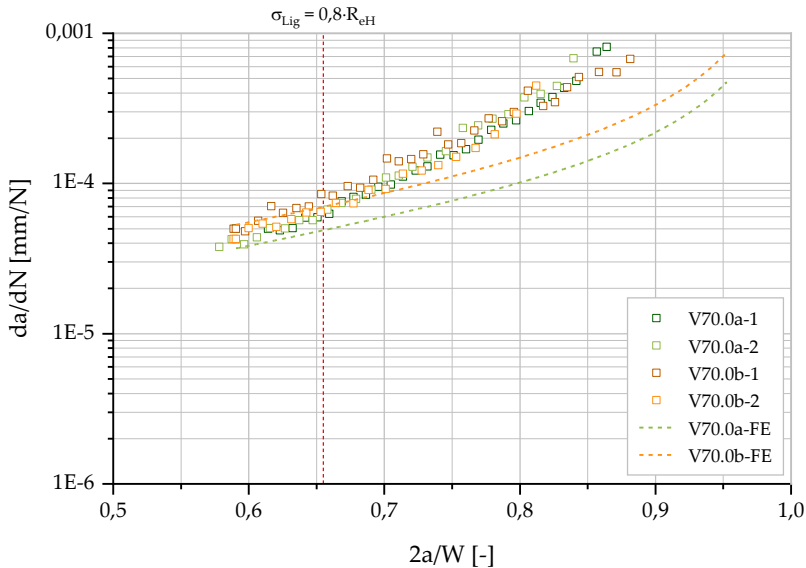


Abbildung 7-15: Vergleich der Rissfortschrittskurven (Rissfortschrittsrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN70, ohne Vorspannung)

Klebstoff MC-DUR 1280

Zunächst werden die Ergebnisse an mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 verstärkten Proben (grün) betrachtet. Der Klebstoff weist im Vergleich zum zähmodifizierten Klebstoff Sikadur-370 eine höhere Steifigkeit auf. Für die Lastniveaus LN40 und LN50 zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der numerischen Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen. Dies gilt für Verstärkungen ohne und mit einer Lamellenvorspannung. Die Abweichungen der numerisch ermittelten Restlebensdauern von den mittleren Versuchsergebnissen betragen lediglich $-1,6\%$ (LN40, ohne Vorspannung) bzw. $+2,3\%$ (LN50, Vorspanngrad 1). Die Grenzkriterien der LEBM dieser Lastniveaus liegen außerhalb des für die Bestimmung der Restlebensdauer maßgebenden Risslängenbereichs von 31 mm bis 40 mm. Bei dem höchsten Lastniveau LN70 weichen die numerisch und experimentell ermittelten Restlebensdauern mit $+36\%$ stärker voneinander ab als bei den übrigen Lastniveaus. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass das Grenzkriterium der LEBM aufgrund des höheren Lastniveaus bereits bei der Risslänge $a = 35,3$ mm erreicht wird. Mit zu-

nehmender Risslänge weicht ab diesem Punkt auch für LN70 die numerische Lösung zunehmend von den Versuchsergebnissen ab. Damit wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bereits innerhalb des betrachteten Risslängenbereichs (31 mm – 40 mm) durch die FE-Lösung unterschätzt und die ermittelten Restlebensdauern weichen stärker voneinander ab.

Wie in Abschnitt 7.3.2 gezeigt wurde, ist bei LN70 ab einer Risslänge von $a = 32,9$ mm mit einer Lamellenablösung zu rechnen, was zu einer Verringerung der Wirksamkeit bzw. zu einer Erhöhung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit führt. Aus Abbildung 7-15 wird ersichtlich, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten der Versuche mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten der Versuche mit dem Klebstoff Sikadur-370 mit zunehmender Risslänge übersteigen. In den Versuchen mit dem Klebstoff Sikadur-370 ist keine Lamellenablösung im ausgewerteten Risslängenbereich zu erwarten, was ein möglicher Grund für diesen Effekt ist.

Wertet man die Restlebensdauern nur bis zu der Risslänge $a = 32,9$ mm aus, für welche der Ermüdungsnachweis der Klebverbindung erbracht ist und für welche die LEBM gültig ist, verringert sich die Abweichung bereits deutlich auf 16 %.

Tendenziell erhöht sich die Restlebensdauer mit steigender Vorspannung. Die Ergebnisse der FE-Berechnungen zeigen, dass das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} an der Risspitze infolge einer Lamellenvorspannung verringert wird. Der resultierende Wert von R_{eff} wird maßgeblich durch die Höhe der äußeren Belastung und der Vorspannung beeinflusst. Für die untersuchten Lastniveaus sind die resultierenden effektiven Spannungsverhältnisse R_{eff} der numerischen Berechnungen in Tabelle 7-4 zusammengefasst. Zusätzlich ist jeweils das Nennspannungsverhältnis R_N angegeben, welches sich aus dem Verhältnis von Unterlast, abzüglich der Gesamtvorspannkraft $P_{Vor,ges}$, zu Oberlast, abzüglich der Gesamtvorspannkraft $P_{Vor,ges}$ ergibt.

Tabelle 7-4: Einfluss der Vorspannung auf das Nennspannungsverhältnis R_N , das effektive Spannungsverhältnis aus der FE-Berechnung R_{eff} sowie das Rissfortschrittsverhalten für verschiedene Lastniveaus und Vorspanngrade (Klebstoff MC-DUR 1280)

	LN40		LN50		LN70	
Unterlast F_u [kN]	42		52,5		73,5	
Oberlast F_o [kN]	84		105		147	
$R = F_u/F_o$	0,5		0,5		0,5	
Vorspannkraft $P_{Vor,ges}$ [kN]	-20	-40	-20	-40	-20	-40
Nennspannungsverhältnis R_N	0,344	0,045	0,382	0,192	0,421	0,313
Eff. Spannungsverhältnis R_{eff}	0,344	0,045	0,383	0,192	0,421	0,313
$C_{R_{eff}}/C_{R=0,5}$ [%]	78,5	56,2	82,9	65,3	87,8	75,4
Faktor RLD-Erhöpfung infolge Vorspannung – FE: $C_{R=0,5}/C_{R_{eff}}$	1,27	1,78	1,21	1,53	1,14	1,33
Faktor RLD-Erhöpfung infolge Vorspannung - Versuche	-	-	1,18	-	1,06	1,37

Das numerisch berechnete, effektive Spannungsverhältnis R_{eff} stimmt mit dem Nennspannungsverhältnis R_N überein und ändert sich in dem untersuchten Risslängenbereich von 31 mm bis 40 mm nicht. Die numerischen Berechnungen in Abschnitt 5.3.3 haben gezeigt, dass die Vorspannkraft im Wesentlichen lokal im Bereich der Lamellenenden in das Stahlblech übertragen wird. Daraus kann geschlossen werden, dass die Lamellenlänge zur Verteilung der Druckspannungen bis zur Rissebene ausreichend groß ist und die Vorspannkraft analog zu einer an den Blechenden aufgebrauchten Druckkraft wirkt.

Wie in Abschnitt 7.2 beschrieben, wird die Rissfortschrittsrate da/dN für vorgespannt verstärkte Proben mithilfe der Erweiterung der Paris-Erdogan Gleichung nach (Walker 1968) abgeschätzt. Dadurch wird der Einfluss des effektiven Spannungsverhältnisses R_{eff} auf den Paris-Faktor C berücksichtigt. In Tabelle 7-4 ist jeweils das Verhältnis des Paris-Faktors für R_{eff} zum Paris-Faktor für $R = 0,5$ angegeben. Dieser Verhältniswert stellt den Faktor da, um welchen die Rissfortschrittsrate infolge einer Lamellenvorspannung im Vergleich zu einer schlaffen Verstärkung verringert wird. Unter der Voraussetzung, dass R_{eff} im Verlauf des Rissfortschritts konstant ist, stellt analog der Kehrwert den Faktor der Restlebensdauererhöhung dar. Dieser ergibt sich dann aus der folgenden Gleichung 7.16:

$$\frac{N_{P>0}}{N_{P=0}} = \frac{C_{R=0,5}}{C_{R_{eff}}} = \frac{1,13 \cdot 10^{-13}}{\frac{C_0}{(1-R_{eff})^{m(1-\gamma)}}} \quad (7.16)$$

In Tabelle 7-4 sind die aus den numerischen Ergebnissen mit Gleichung 7.16 sowie die aus den mittleren experimentellen Restlebensdauern berechneten Werte für $\frac{C_{R=0,5}}{C_{R_{eff}}}$ angegeben. Für das Lastniveau LN50 und eine Vorspannkraft von 5 kN je Lamelle ergibt sich nach Gleichung 7.16 beispielsweise eine Verringerung auf 82,9 % der Rissfortschrittsrate nach einer Verstärkung ohne Vorspannung. Dies resultiert theoretisch in einer etwa 21 % höheren Restlebensdauer. Im Versuch resultiert die Erhöhung der Vorspannkraft von 0 kN auf 5 kN je Lamelle im Mittel in einer etwa 18 % höheren Restlebensdauer. Damit weichen die experimentellen Ergebnisse nur geringfügig von den numerischen Berechnungsergebnissen ab. Dies zeigt sich auch für die übrigen Lastniveaus und Vorspanngrade. Mit steigender äußerer Belastung nimmt der Anteil der Restlebensdauererhöhung, der aus der Vorspannung resultiert, sowohl in den Versuchen als auch in den numerischen Berechnungen ab.

Klebstoff Sikadur-370

Abschließend erfolgt die Validierung anhand der Untersuchungsergebnisse mit dem zweiten Klebstoff Sikadur-370. Die experimentell bestimmten Restlebensdauern werden durch die numerischen Berechnungen unterschätzt. Die Abweichungen zwischen FE-Lösung und Versuchen nehmen dabei mit zunehmendem Lastniveau ab, was sich, wie bereits zuvor bei dem Klebstoff MC-DUR 1280 erläutert, auf zunehmende Plastizierungen und das Verlassen des Gültigkeitsbereichs der LEBM zurückführen lässt. Besonders stark wirkt sich dieser Effekt bei LN70 aus. Lässt man die Ergebnisse dieses Lastniveaus daher außer Acht, so zeigt sich des Weiteren eine Verringerung der Abweichungen mit zunehmender Vorspannung. Für LN50 und Vorspanngrad 1 beträgt die Abweichung der FE-Lösung zu den Versuchsergebnissen -11 %, für Vorspanngrad 2 lediglich -3 %. Die FE-Lösung unterschätzt demnach die Restlebensdauer.

Ein möglicher Erklärungsansatz ist das ausgeprägte nichtlineare Verformungsverhalten des zähmodifizierten Klebstoffs Sikadur-370. Durch die gummiartige Phase weist der Klebstoff eine ausgeprägte Gleitratenabhängigkeit auf. Die Ergebnisse

von Zugversuchen an dicken Zugscherproben zeigen, dass sich der Klebstoff Sikadur-370 mit zunehmender Gleitrate deutlich steifer verhält (Büchel 2022). Die Werkstoffkennwerte des Klebstoffs wurden in quasi-statischen Zugscherversuchen ermittelt. Im Dauerschwingversuch wurden die verstärkten Proben jedoch mit Prüffrequenzen von bis zu 14 Hz belastet, woraus eine höhere Gleitrate bzw. Schubsteifigkeit resultiert. Ein maßgebender Parameter für die Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme ist die Verbindungssteifigkeit, welche u.a. von der Schubsteifigkeit des Klebstoffs abhängt. Diese würde durch das gewählte Klebstoffmaterialmodell in der FE-Lösung somit unterschätzt werden.

Des Weiteren weist der Klebstoff Sikadur-370 im Gegensatz zum Klebstoff MC-DUR 1280 mit steigender Beanspruchung ein zunehmend nichtlineares Verformungsverhalten auf. Mit steigender Beanspruchung verhält sich der Klebstoff zunehmend weicher, was möglicherweise zu einer geringeren Wirksamkeit der Verstärkungsmaßnahme führt. Die beiden oben erläuterten Effekte wirken gegensätzlich auf die Restlebensdauer. Dadurch lässt sich die mit steigender Vorspannung bzw. steigender Klebschichtbeanspruchung abnehmende Abweichungen zwischen den FE-Lösungen und den Versuchsergebnissen begründen.

Mit steigender Vorspannung erhöht sich tendenziell auch für den Klebstoff Sikadur-370 die Restlebensdauer, da sich das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} an der Risspitze zunehmend verringert. Für die untersuchten Lastniveaus und den Klebstoff Sikadur-370 sind die resultierenden effektiven Spannungsverhältnisse der FE-Lösung sowie die Nennspannungsverhältnisse in Tabelle 7-5 zusammengefasst.

Wie bereits für den Klebstoff MC-DUR 1280 beobachtet, stimmen die effektiven Spannungsverhältnisse R_{eff} der FE-Lösung mit den zugehörigen Nennspannungsverhältnissen R_N überein. Für das Lastniveau LN50 und eine Gesamtvorspannkraft von 12 kN ergibt sich eine Verringerung der Rissfortschrittsrate auf etwa 90 % des Wertes ohne Vorspannung. Aufgrund der geringeren Vorspannung ist der Verstärkungseffekt schwächer ausgeprägt als bei dem Klebstoff MC-DUR 1280. Mit steigender äußerer Belastung nimmt der Anteil der Restlebensdauererhöhung, der aus der Vorspannung resultiert, sowohl im Versuch als auch in den numerischen Berechnungsergebnissen ab.

Tabelle 7-5: Einfluss der Vorspannung auf das Nennspannungsverhältnis R_N , das effektive Spannungsverhältnis aus der FE-Berechnung R_{eff} sowie das Rissfortschrittsverhalten für verschiedene Lastniveaus und Vorspanngrade (Klebstoff Sikadur-370)

	LN40		LN50		LN70	
Unterlast F_u [kN]	42		52,5		73,5	
Oberlast F_o [kN]	84		105		147	
$R = F_u/F_o$	0,5		0,5		0,5	
Vorspannkraft $P_{Vor,ges}$ [kN]	-12	-24	-12	-24	-12	-24
Nennspannungsverhältnis R_N	0,417	0,300	0,435	0,352	0,456	0,402
Eff. Spannungsverhältnis R_{eff}	0,417	0,300	0,436	0,352	0,456	0,403
$C_{Reff}/C_{R=0,5}$ [%]	87,2	74,1	89,8	79,4	92,7	85,3
Faktor RLD-Erhözung infolge Vorspannung – FE $C_{R=0,5}/C_{Reff}$	1,15	1,35	1,11	1,26	1,08	1,17
Faktor RLD-Erhözung infolge Vorspannung - Versuche	-	-	1,01	1,05	0,91	1,10

7.3.5 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der Validierung lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Bei der Berechnung von Rissproblemen in ingenieurtechnischen Anwendungen liegen üblicherweise die Gesetzmäßigkeiten der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) vor. Daher erfolgt die Validierung des numerischen Verfahrens vor dem Hintergrund der Gültigkeit der LEBM. Zudem wird ein intakter Klebverbund vorausgesetzt.
- Aufgrund der vergleichsweise geringen Probenbreite wird die Grenze der LEBM insbesondere bei dem höchsten Lastniveau LN70 früh erreicht.
- Das Verfahren eignet sich für den Klebstoff MC-DUR 1280 sehr gut zur Abschätzung des stabilen Rissfortschritts in CFK-verstärkten Stahlblechen. Für die Lastniveaus LN40 und LN50 weichen die berechneten Restlebensdauern um weniger als 3 % von den Versuchsergebnissen ab.
- Mithilfe des numerischen Berechnungsverfahrens lassen sich die Restlebensdauern von Proben, die mit dem Klebstoff Sikadur-370 verstärkt wurden, konservativ abschätzen. Die Abweichungen bei niedrigeren Vorspanngraden lassen sich auf ein unzureichendes Klebstoffmaterialmodell zurückführen.

8 Ableitung eines ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens

8.1 Zielsetzung

Für die Realisierung der geklebten Verstärkungsmaßnahme im Stahlbau ist es von zentraler Bedeutung, die Restlebensdauer zuverlässig rechnerisch ermitteln zu können. Dies ermöglicht den Verzicht auf aufwändige Bauteilversuche. Das numerische Verfahren zur Rissfortschrittsberechnung aus dem vorangegangenen Kapitel 7 eignet sich sehr gut zur Prognose der Restlebensdauer nach einer CFK-Verstärkung. Es ist jedoch aufgrund der hohen Komplexität für einen Einsatz in der Praxis ungeeignet. Den originären Beitrag der vorliegenden Arbeit stellt daher die Entwicklung eines validierten, ingenieurmäßigen Verfahrens zur Prognose der Rissfortschrittsgeschwindigkeit auf Basis eines bruchmechanischen Berechnungsansatzes mit Modifikationsfaktoren dar.

8.2 Vorgehen

Zunächst wird ein bruchmechanischer Ansatz zur Berechnung risstreibender Beanspruchungsgrößen (ΔK_I und R_{eff}) aufgestellt. Die Einflüsse der CFK-Verstärkung werden dabei durch zwei Modifikationsfaktoren berücksichtigt. Im Rahmen einer numerischen Parameterstudie wird anschließend der Einfluss geometrischer und werkstofflicher Größen auf die Modifikationsfaktoren quantifiziert. Dazu wird das validierte, numerische Berechnungsverfahren angewendet. Mithilfe einer Sensitivitätsanalyse werden abschließend maßgebende Parameter identifiziert.

Im Rahmen einer Dimensionsanalyse werden die Modifikationsfaktoren für ausgewählte Rissprobleme in einen funktionalen Zusammenhang mit den zuvor definierten Einflussgrößen gebracht. Dies erfolgt auf Grundlage einer numerischen Datenbasis, welche mithilfe des validierten, numerischen Verfahrens erzeugt

wird. Die untersuchten Rissprobleme umfassen dabei Stahlbleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss und mit einseitigem Randriss. Abschließend erfolgt die Validierung des ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens mithilfe von Versuchsergebnissen.

8.3 Bruchmechanischer Ansatz mit Modifikationsfaktoren

Auf Grundlage der experimentellen und numerischen Untersuchungen lässt sich die Reduzierung der Rissfortschrittsrate infolge einer geklebten CFK-Verstärkung auf drei Wirkmechanismen zurückführen. Die Reduzierung der Rissfortschrittsrate ist dabei stets auf ein unverstärktes Stahlbauteil derselben Geometrie und äußeren Belastung bezogen.

1. Reduzierung der Beanspruchung im Stahlquerschnitt infolge der Wirkung des Verbundquerschnitts (Versteifungseffekt)
2. Reduzierung der Rissuferverschiebung durch lokale Überbrückung des Risses (Überbrückungseffekt)
3. Reduzierung der Rissuferverschiebung durch Einbringen von Druckspannungen infolge der Lamellenvorspannung (Risschließeffekt)

Im Folgenden werden diese Wirkmechanismen mithilfe von Modifikationsfaktoren in einem bruchmechanischen Ansatz beschrieben.

8.3.1 Einfluss der CFK-Verstärkung auf risstreibende Beanspruchungsgrößen

Zunächst wird eine Verstärkung mit nicht vorgespannten CFK-Lamellen betrachtet. Infolge der Verbundwirkung des zusammengesetzten Querschnitts aus Stahlblech, Klebschicht und CFK-Lamelle sinkt die Beanspruchung des Stahlblechs bzw. der Spannungsintensitätsfaktor K_I (Versteifungseffekt). Durch die über den Riss geklebte Lamelle wird zudem lokal die Rissuferverschiebung verringert, was zu einer weiteren Verringerung des Spannungsintensitätsfaktors K_I führt (Überbrückungseffekt).

Die Reduzierung des SIF infolge des Versteifigungs- und des Überbrückungseffekts lässt sich zusammengefasst durch einen Modifikationsfaktor n_c^K berücksichtigen (siehe Gleichung 8.1). Dieser stellt einen Abminderungsfaktor dar und berechnet sich aus dem Verhältnis des SIF in einem CFK-verstärkten Stahlblech K_I' zu dem SIF im unverstärkten Referenzstahlblech K_I^0 . K_I^0 wiederum kann mithilfe der Gleichung 8.2 berechnet werden. Y_0 ist der Formfaktor für das betrachtete (Referenz)Rissproblem, der z.B. (Tada et al. 2000) entnommen werden kann. Der Einfluss der schlaffen Verstärkung auf den SIF ist schematisch in Abbildung 8-1 dargestellt (siehe: $P_{Vor} = 0$).

$$K_I' = n_c^K \cdot K_I^0 \quad (8.1)$$

$$K_I^0 = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y_0 \quad (8.2)$$

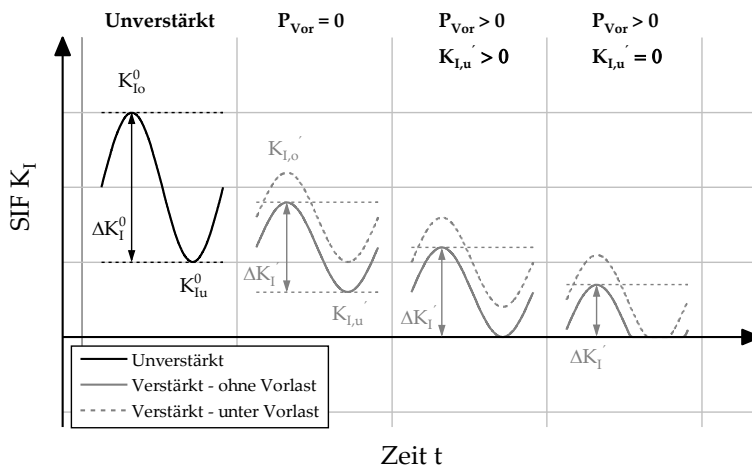


Abbildung 8-1: Schematische Darstellung des SIF (K_I^o , K_I^u und ΔK_I) während eines Schwingenspiels ohne Verstärkung sowie nach einer CFK-Verstärkung ohne Vorspannung ($P_{Vor} = 0$) und mit Vorspannung ($P_{Vor} > 0$); Darstellung ohne und mit Berücksichtigung einer Vorlast

Der Abminderungsfaktor für die Rissfortschrittsrate n_c ergibt sich im Fall einer Verstärkung ohne Vorspannung durch den funktionellen Zusammenhang der Paris-Erdogan Gleichung nach Gleichung 8.3 aus dem Verhältnis der Rissfortschrittsrate nach einer Verstärkung $\left(\frac{da}{dN}\right)_{CFK}$ zu der ohne eine Verstärkung $\left(\frac{da}{dN}\right)_0$.

$$n_c = \left(\frac{da}{dN} \right)_{CFK} / \left(\frac{da}{dN} \right)_0 = (n_c^K)^m \quad (8.3)$$

Eine steigende Wirksamkeit ist durch einen sinkenden Abminderungsfaktor n_c gekennzeichnet.

Im nächsten Schritt wird der zusätzliche Einfluss einer Lamellenvorspannung betrachtet. Durch eine Vorspannung der Lamelle wird eine Druckbeanspruchung in das verstärkte Bauteil eingebracht, die der Zugbeanspruchung aus der äußeren Belastung entgegenwirkt (Riss-schließeffekt). Der SIF wird dadurch um einen bestimmten Betrag $K_{I,p}$ reduziert. Unter Annahme des Superpositionsprinzips lässt sich dieser Zusammenhang wie folgt ausdrücken.

$$K_I' = n_c^K \cdot K_I^0 - K_{I,p} \quad (8.4)$$

$K_{I,p}$ kann in Abhängigkeit der gesamten Lamellenvorspannkraft $P_{Vor,ges}$ nach Gleichung 8.5 berechnet werden.

$$K_{I,p} = (P_{Vor,ges}/A_s) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y_0 \cdot F_p^K \quad (8.5)$$

Die anzusetzende Beanspruchung berechnet sich aus der Gesamtvorspannkraft bezogen auf die Querschnittsfläche des Stahlblechs. Durch den Formfaktor F_p^K wird der Einfluss von geometrischen und werkstofflichen Verstärkungsrandbedingungen berücksichtigt. Dieser stellt einen weiteren Modifikationsfaktor dar. Eine steigende Wirksamkeit der vorgespannten Verstärkung ist durch einen steigenden Formfaktor F_p^K gekennzeichnet.

Infolge einer Lamellenvorspannung ist der Riss bis zu einer bestimmten äußeren Belastung geschlossen, d.h. über die Rissufer werden Druckspannungen übertragen (Passiver Zustand). Bei einer Steigerung der äußeren Last öffnet sich der Riss ab einem gewissen Punkt und es herrscht der aktive Zustand vor. Der Spannungsintensitätsfaktor ist im passiven Risszustand gleich null und steigt erst ab dem Beginn des aktiven Risszustands an. Auf Grundlage dessen lässt sich der Einfluss einer Lamellenvorspannung in Kombination mit einer äußeren Zugschwellbelastung ($R > 0$) auf die Beanspruchung der Risspitze ableiten. Infolge einer Lamellenvorspannung sinkt zunächst das effektive Spannungsverhältnis an der Risspitze R_{eff} bzw. die Rissfortschrittsrate.

Je nach Höhe der Vorspannung und der äußeren Belastung können sich zwei Beanspruchungsfälle einstellen. Diese sind schematisch in Abbildung 8-1 dargestellt.

Ist der Riss dauerhaft im aktiven Zustand, so übt die Vorspannung lediglich einen Einfluss auf das effektive Spannungsverhältnis aus (Beanspruchungsfall 1: $P_{Vor} > 0, K_{I,u}' > 0$). Wenn der Riss über den Verlauf der zyklischen Belastung teilweise geschlossen ist, verringert sich zusätzlich die Spannungsschwingbreite bzw. die Rissfortschrittsrate (Beanspruchungsfall 2: $P_{Vor} > 0, K_{I,u}' = 0$). Das effektive Spannungsverhältnis ist dann gleich null.

In dem Grenzfall, dass sich der Riss auch bei Oberlast im geschlossenen Zustand befindet, findet kein Risswachstum statt ($\Delta K_I = 0$). Grundsätzlich ist zu beachten, dass kein Risswachstum stattfindet, wenn $\Delta K_I < \Delta K_{I,th}$.

Die Rissfortschrittsrate $\left(\frac{da}{dN}\right)_{CFK}$ lässt sich durch die Gleichungen 7.6 bis 7.8 berechnen und ist abhängig vom zyklischen SIF $\Delta K_I'$ sowie dem effektiven Spannungsverhältnis R_{eff} . Zusammenfassend lassen sich diese Beanspruchungswerte wie folgt berechnen:

Für $K_{I,u}' > 0$:

$$\Delta K_I' = K_{I,o}' - K_{I,u}' = (n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}) - (n_c^K \cdot K_{I,u}^0 - K_{I,p}) = n_c^K \cdot \Delta K_I^0 \quad (8.6)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = \frac{n_c^K \cdot K_{I,u}^0 - K_{I,p}}{n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}} \quad (8.7)$$

Für $K_{I,u}' = 0$:

$$\Delta K_I' = K_{I,o}' = n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p} \quad (8.8)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = 0 \quad (8.9)$$

Einfluss einer Vorlast

Vor dem Hintergrund ihrer spezifischen Beanspruchung sind bei einer geklebten CFK-Verstärkung von Brückenbauteilen besondere Randbedingungen zu beachten. Im Folgenden wird angenommen, dass die Verstärkungsmaßnahme unter ru-

hendem Verkehr und ohne weitere Stützmaßnahmen der Bestandsstruktur durchgeführt wird. Das rissgeschädigte Bauteil wird dann nur durch das Eigengewicht (Vorlast) beansprucht und es kann angenommen werden, dass der Riss geöffnet ist. Dieser Belastungszustand entspricht der Unterlast. Infolge der Verkehrsbelastung entsteht dann eine zyklisch wiederkehrende Oberlast bzw. die für den Rissfortschritt wirksame Beanspruchung.

Ohne eine Vorspannung wird der SIF bei Oberlast infolge der Verstärkung reduziert, nicht jedoch der SIF bei Unterlast. Infolgedessen erhöht sich das effektive Spannungsverhältnis. Dies ist schematisch mit gestrichelten Linien in Abbildung 8-1 dargestellt. Eine zusätzliche Vorspannung wirkt dieser Erhöhung von R_{eff} entgegen.

Zur Ermittlung des SIF bei Oberlast nach einer Verstärkung darf der Abminderungsfaktor n_c^K nur auf die Beanspruchung infolge Verkehr angesetzt werden (siehe Gleichung 8.10). Denn die Verstärkung ist nur für diesen Teil der Beanspruchung wirksam.

$$K_{I,o}' = K_{I,u}^0 + n_c^K \cdot (K_{I,o}^0 - K_{I,u}^0) - K_{I,p} \quad (8.10)$$

Der zyklische SIF ergibt sich für den Fall, dass $K_{I,u}' > 0$ ist, zu:

$$\Delta K_I' = (K_{I,u}^0 + n_c^K \cdot (K_{I,o}^0 - K_{I,u}^0) - K_{I,p}) - (K_{I,u}^0 - K_{I,p}) = n_c^K \cdot \Delta K_I^0 \quad (8.11)$$

Aus Gleichung 8.11 wird ersichtlich, dass eine Applikation unter einer Vorlast dann keinen Einfluss auf den zyklischen SIF hat. Das effektive Beanspruchungsverhältnis wird jedoch durch die Vorlast beeinflusst und berechnet sich wie folgt.

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = \frac{K_{I,u}^0 - K_{I,p}}{K_{I,u}^0 + n_c^K \cdot (K_{I,o}^0 - K_{I,u}^0) - K_{I,p}} \quad (8.12)$$

8.3.2 Einfluss von Schweißeigenstressungen

Im Folgenden wird der Einfluss von Schweißeigenstressungen auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit in einem CFK-verstärkten Bauteil beschrieben. Dazu wird ein Ermüdungsriss betrachtet, welcher am Schweißnahtübergang einer Stumpf-

naht entsteht und in Längsrichtung der Naht fortschreitet. Infolge des Schweißprozesses entstehen Eigenspannungen mit Komponenten in der Blechebene (transversal und longitudinal) sowie in Dickenrichtung. Die Höhe und die Verteilung der Eigenspannungen wird von der Bauteilgeometrie, lokalen und globalen Zwängungen, den Materialeigenschaften sowie der eingebrachten Energie beeinflusst (Friedrich 2020). Die transversalen Zugeigenspannungen quer zur Naht beeinflussen maßgeblich den SIF.

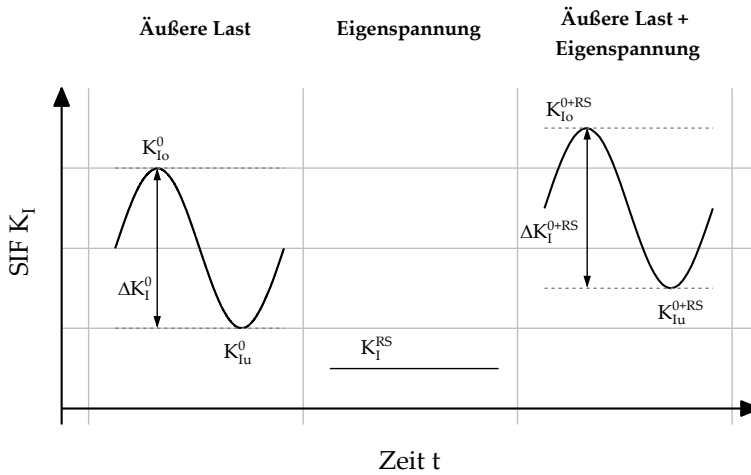


Abbildung 8-2: Schematische Darstellung des Einflusses von Eigenspannungen und äußeren Lasten auf den SIF (K_I^o , K_I^u und ΔK_I) während eines Schwingenspiels (Macherauch 1983)

In Abbildung 8-2 ist schematisch die Risspitzenbeanspruchung infolge einer äußeren, zyklischen Last, infolge von Zugeigenspannungen sowie infolge einer kombinierten Beanspruchung dargestellt. Das angewendete Superpositionsprinzip setzt die Gültigkeit der LEBM voraus. Infolge der Zugeigenspannungen erhöht sich das effektive Spannungsverhältnis bzw. die Rissfortschrittsgeschwindigkeit um K_I^{RS} . Der zyklische SIF wird hingegen nicht durch die Zugeigenspannungen beeinflusst.

Im nächsten Schritt wird der Einfluss einer geklebten CFK-Verstärkung auf den Rissfortschritt in einem eigenspannungsbehafteten Bauteil erläutert. In jedem Fall erfolgt die Applikation der Verstärkungslamelle nach der Ausführung der

Schweißnaht. Der Abminderungsfaktor n_c^K kann daher nicht auf K_I^{RS} angesetzt werden.

Für $K_{I,u}' > 0$ gilt dann für den zyklischen SIF und das effektive Beanspruchungsverhältnis:

$$\Delta K_I' = (K_I^{RS} + n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}) - (K_I^{RS} + n_c^K \cdot K_{I,u}^0 - K_{I,p}) = n_c^K \cdot \Delta K_I^0 \quad (8.13)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = \frac{K_I^{RS} + n_c^K \cdot K_{I,u}^0 - K_{I,p}}{K_I^{RS} + n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}} \quad (8.14)$$

Der zyklische SIF wird nicht durch die Zugeigenspannungen beeinflusst. R_{eff} erhöht sich infolge von Zugeigenspannungen, was zu einer Erhöhung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit führt. Eine Lamellenvorspannung kann gezielt zur Reduzierung des Einflusses von Zugeigenspannungen eingesetzt werden.

Die Quantifizierung des SIF infolge von Eigenspannungen K_I^{RS} kann mithilfe von Formfunktionen erfolgen. Diese werden in der Regel auf Grundlage numerischer Berechnungen für spezifische Randbedingungen hergeleitet. Formfaktoren für verschiedene eigenspannungsbehaftete Rissprobleme können der Literatur entnommen werden (siehe z.B. (Nguyen/Wahab 1995); (Tada et al. 2000); (Shi et al. 1990)).

8.4 Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse

Im Rahmen von Parameterstudien werden mithilfe des validierten, numerischen Berechnungsverfahrens die Einflüsse verschiedener geometrischer und werkstofflicher Parameter auf die zuvor definierten Modifikationsfaktoren untersucht:

- n_c : Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Einflusses einer CFK-Verstärkung ohne Vorspannung
- F_p^K : Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des zusätzlichen Einflusses einer Lamellenvorspannung

Dazu wird der Abminderungsfaktor der Rissfortschrittsrate n_c , der sich infolge einer schlaffen Verstärkung ergibt, als Zielgröße einer Parameterstudie gewählt. Ein abnehmender Wert des Abminderungsfaktors n_c bedeutet eine zunehmende

Wirksamkeit der schlaffen Verstärkung. Der Formfaktor F_p^K , welcher zur Berücksichtigung des Einflusses einer Lamellenvorspannung auf den SIF herangezogen werden kann, stellt die Zielgröße einer weiteren Parameterstudie dar. Mit einem abnehmenden Wert des Formfaktors F_p^K geht eine abnehmende Wirksamkeit der Vorspannung auf den SIF einher.

Eine wesentliche Einflussgröße des SIF bzw. der Rissfortschrittsrate stellt die bezogene Risslänge $2a/W$ dar. Daher wird der Einfluss der im Folgenden untersuchten Parameter auf die Modifikationsfaktoren stets für verschiedene Werte von $2a/W$ betrachtet. Zur Auswertung der Ergebnisse werden je Parameter und Modifikationsfaktor zwei Diagramme erstellt. In einem Diagramm wird der Modifikationsfaktor über den Parameter für verschiedene $2a/W$ dargestellt. Zudem wird in einem zweiten Diagramm die bezogene Risslänge $2a/W$ auf der Abszisse aufgetragen und Kurven für verschiedene Parameterwerte erstellt.

Durch eine abschließende Sensitivitätsanalyse werden für jeden Modifikationsfaktor die maßgebenden Parameter identifiziert.

8.4.1 Parameterwahl

Wie die Versuche in Kapitel 6 sowie die Erfahrungen weiterer Forschungsarbeiten zeigen, gibt es verschiedene geometrische und werkstoffliche Parameter, die einen Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung haben. Zunächst sind die globalen Steifigkeitsverhältnisse zu nennen, welche durch die Werkstoffsteifigkeiten und Querschnittsabmessungen des Stahlblechs, der Klebschicht und der CFK-Lamelle bestimmt werden. Entsprechend der maßgeblichen Beanspruchung werden in diesem Zusammenhang die einzelnen Bestandteile der Dehnsteifigkeiten der beiden Fügeiteile ($E_s; t_s; W_s$ bzw. $E_c; t_c; W_c$) und der Schubsteifigkeit der gesamten Klebschicht ($G_a; t_a; W_c$) betrachtet.

Die Risslänge a hat einen wesentlichen Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung. Mit zunehmender Risslänge bzw. abnehmendem Stahlquerschnitt ändern sich die lokalen Steifigkeitsverhältnisse im Bereich des Risses. Zudem steigt die Rissuferverschiebung im Laufe des Rissfortschritts. Dies führt zu einer zunehmenden Beteiligung der Lamelle am Lastabtrag.

Als weiterer Parameter wird die Lamellenposition, ausgedrückt als Abstand von der Probenmitte x_c bezogen auf die (halbe) Stahlblechbreite $W_s/2$, betrachtet. In diesem Zusammenhang soll insbesondere untersucht werden, ob die Wirksamkeit der Verstärkung am größten ist, wenn die Lamelle an der Stelle der größten Rissuferverschiebung (Rissmitte) oder möglichst nah an der Risspitze appliziert wird. Zudem wird der Einfluss der Überlapplänge l_c untersucht. Dazu wird die Überlapplänge zwischen der halben und der doppelten Mindestüberlapplänge $l_{c,min}$ nach (Xia/Teng 2005) variiert. Im Übrigen wird stets die Mindestüberlapplänge angesetzt.

Für die Einflussgrößen wird auf Grundlage der in den Kapitel 2 und 3 zusammengetragenen Anforderungen und konstruktiven Randbedingungen ein Parameterraum definiert (siehe Tabelle 8-1). In Abbildung 8-1 sind die Parameter zudem schematisch dargestellt. Der Elastizitätsmodul des Stahlfügeteils wird stets zu $E_s = 210.000$ MPa angenommen und nicht variiert.

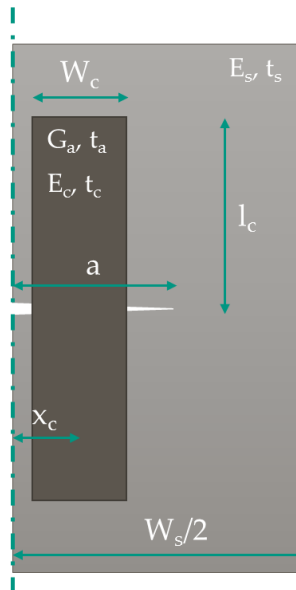


Abbildung 8-3: Schematische Darstellung der untersuchten Parameter

Tabelle 8-1: Zusammenstellung der Parameter und des betrachteten Parameterraums

Parameter			Min	Max
Breite Stahlblech	$W_s/2$	[mm]	150	300
Dicke Stahlblech	t_s	[mm]	5	20
Breite CFK-Lamelle	W_c	[mm]	20	150
Dicke CFK-Lamelle	t_c	[mm]	1,2	3
E-Modul CFK-Lamelle	E_c	[MPa]	150.000	460.000
Dicke Klebschicht	t_a	[mm]	0,5	2,0
Schubmodul Klebstoff	G_a	[MPa]	500	3500
Position CFK-Lamelle	$x_c/(W_s/2)$	[-]	0,0375	0,80
Überlapplänge CFK-Lamelle	l_c	[mm]	$0,5 \cdot l_{c,min}$	$2 \cdot l_{c,min}$

Zur Beurteilung der Auswirkungen einer Parameteränderung auf die Modifikationsfaktoren werden im Folgenden alle Parameter einzeln betrachtet. Je Parameter werden die Werte innerhalb des entsprechenden Parameterraums variiert, alle anderen Parameter bleiben konstant.

Die Modifikationsfaktoren n_c und F_p^K werden auf Basis von Spannungsintensitätsfaktoren, die mithilfe des numerischen Verfahrens berechnet werden, mit den Gleichungen in Abschnitt 8.3.1 bestimmt. Um lediglich den Einfluss eines Parameters auf die Modifikationsfaktoren untersuchen zu können, wird stets eine konstante äußere Beanspruchung σ und eine, bezogen auf den Stahlquerschnitt, konstante Vorspannung $P_{Vor,ges}/A_s$ aufgebracht. Die Rissfortschrittsraten werden mit den Gleichungen 7.6 bis 7.8 bestimmt. Dabei wird ein Paris-Exponent von $m = 3$ zugrunde gelegt. Zudem wird $\gamma = 0,717$ und $C_0 = 6,10E-14$ mm/LW gewählt. Eine Zusammenstellung der weiteren Eingangswerte der Berechnungen findet sich im Anhang, Tabelle A-4.

8.4.2 Ergebnisse und Diskussion der Parameterstudie - Abminderungsfaktor n_c

8.4.2.1 Einfluss der Stahlblechdicke t_s und -breite W_s

Nachfolgend wird auf den Einfluss der Stahlblechdicke t_s und der Stahlblechbreite W_s auf den Abminderungsfaktor n_c eingegangen. In den Diagrammen in

Abbildung 8-4 und Abbildung 8-5 ist n_c in Abhängigkeit der Blechdicke und -breite für verschiedene bezogene Risslängen $2a/W$ dargestellt.

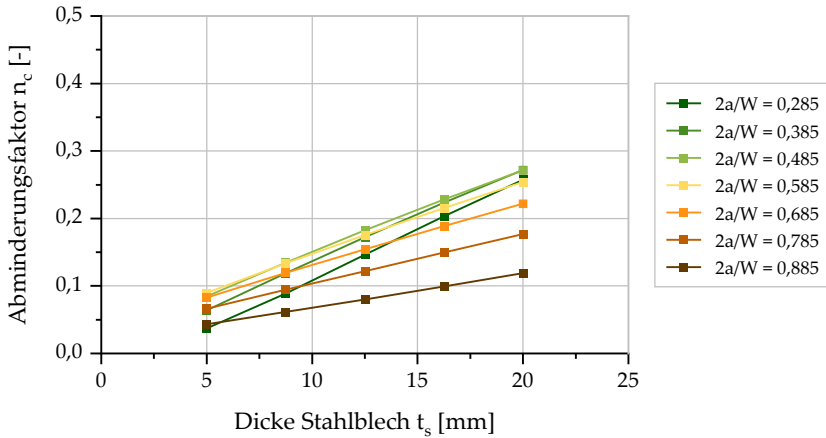


Abbildung 8-4: Einfluss der Stahlblechdicke t_s auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

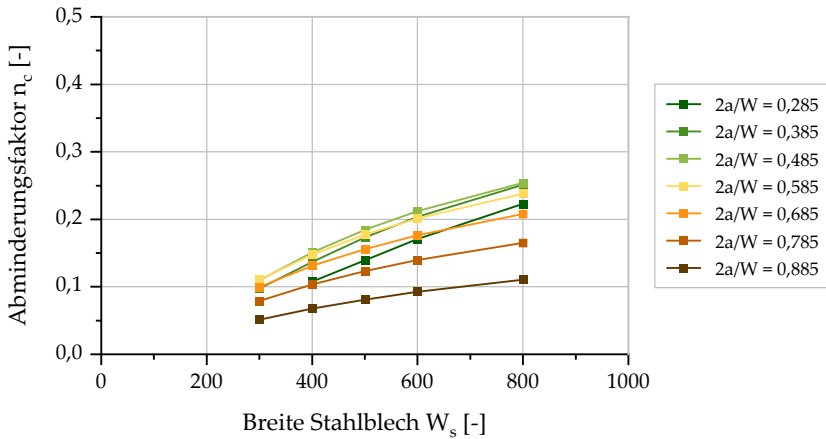


Abbildung 8-5: Einfluss der Stahlblechbreite W_s auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

Zunächst wird das obere Diagramm in Abbildung 8-4 betrachtet, in dem n_c über t_s aufgetragen ist. Es wird ersichtlich, dass die Stahlblechdicke einen deutlichen

Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung hat. Wie zu erwarten ist, sinkt die Wirksamkeit mit zunehmender Blechdicke. Der Zusammenhang zwischen dem Abminderungsfaktor und der Blechdicke ist annähernd linear. Bei der kleinsten betrachteten Blechdicke von 5 mm wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, gemittelt über die bezogene Risslänge, auf etwa 7 % der Rissfortschrittsgeschwindigkeit des unverstärkten Blechs reduziert. Die Auswirkung einer Blechdickenänderung auf den Abminderungsfaktor nimmt mit steigender Risslänge ab, was sich an den mit steigendem $2a/W$ flacher werdenden Kurven zeigt. Der Einfluss einer Blechdickenänderung ist am stärksten bei geringen bezogenen Risslängen ausgeprägt.

Die Stahlblechbreite W_s hat im untersuchten Bereich qualitativ und quantitativ einen vergleichbaren Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung wie die Stahlblechdicke t_s .

Im Diagramm in Abbildung 8-6 ist der Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Abminderungsfaktor n_c für verschiedene t_s dargestellt. Das Diagramm zeigt, dass die Wirksamkeit je nach bezogener Risslänge $2a/W$ unterschiedlich stark ausgeprägt ist.

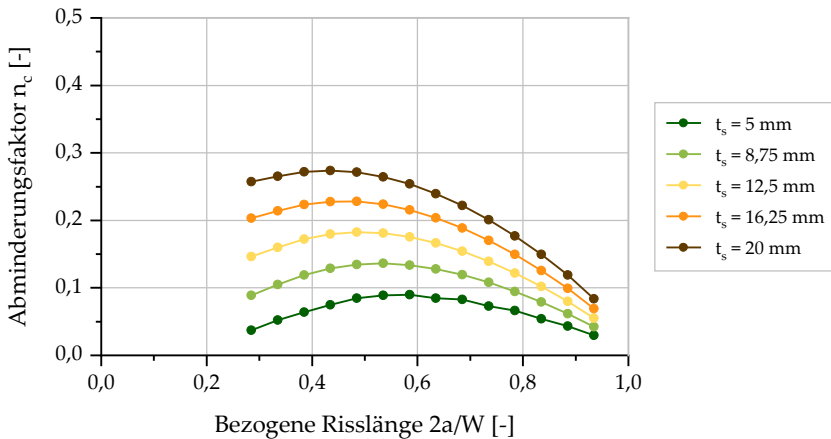


Abbildung 8-6: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Stahlblechdicken t_s

Mit zunehmender Risslänge steigt n_c zunächst und sinkt dann ab einem bestimmten Wert $2a/W$, der sich je nach Blechdicke im Bereich zwischen 0,4 und 0,6 befindet, wieder ab. Die Wirksamkeit nimmt also ab diesem Punkt mit steigender Risslänge wieder zu. Dies deutet darauf hin, dass grundsätzlich zwei unterschiedliche Verstärkungsmechanismen wirken. Zum einen entsteht durch die Verstärkung ein Verbundquerschnitt, infolgedessen ein Teil der Belastung durch die Lamellen und die Klebschichten abgetragen wird (Versteifungseffekt). Unter der vereinfachten Annahme eines schubstarrten Verbundes und der Vernachlässigung der Klebschicht lässt sich in Abhängigkeit des Dehnsteifigkeitsverhältnisses ein Abminderungsfaktor der Stahlblechbeanspruchung bzw. des Spannungsintensitätsfaktors in Anlehnung an (*Wu et al.* 2013c) bestimmen. Der kritische Querschnitt befindet sich in der Rissebene, d.h. die Steifigkeitsverhältnisse ändern sich mit zunehmender Risslänge bzw. mit abnehmendem Stahlquerschnitt. Durch Einsetzen in die Paris-Erdogan-Gleichung ergibt sich dann ein Abminderungsfaktor der Rissfortschrittsrate $n_{c,1}$. Dieser lässt sich mithilfe der Gleichung 8.15 berechnen.

$$n_{c,1} = \left(1 / \left(1 + \frac{4E_c W_c t_c}{E_s (W_s - 2a) t_s}\right)\right)^m \quad (8.15)$$

Der zweite Verstärkungsmechanismus lässt sich auf einen lokalen Effekt zurückführen. Durch die aufgeklebte Lamelle wird der Riss örtlich überbrückt und die Rissuferverschiebung beschränkt (Überbrückungseffekt). Unter der Annahme, dass sich der Abminderungsfaktor n_c aus dem Produkt der Abminderungsfaktoren der Teileffekte bildet, ergibt sich der Abminderungsfaktor infolge des Überbrückungseffekts $n_{c,2}$ wie folgt:

$$n_{c,2} = n_c / n_{c,1} \quad (8.16)$$

In Abbildung 8-7 sind exemplarisch für eine Blechdicke von $t_s = 8,75$ mm die Abminderungsfaktoren getrennt nach Versteifungs- und Überbrückungseffekt grafisch dargestellt. Demnach ist der Überbrückungseffekt besonders bei niedrigen bezogenen Risslängen ausgeprägt. Dann ist der Abstand der Risspitze von der Lamellenkante gering. Mit zunehmender Risslänge, d.h. mit zunehmendem Abstand der Risspitze von der Lamelle, reduziert sich der Effekt. Dies deutet darauf hin, dass der Überbrückungseffekt lokal wirkt. Gleichzeitig nimmt dann der Anteil des Versteifungseffekts an der Gesamtwirksamkeit zu. Dieser ist anfangs noch vergleichsweise gering ausgeprägt. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass sich

die Steifigkeitsverhältnisse durch den immer kleiner werdenden Stahlquerschnitt infolge des Risswachstums ändern.

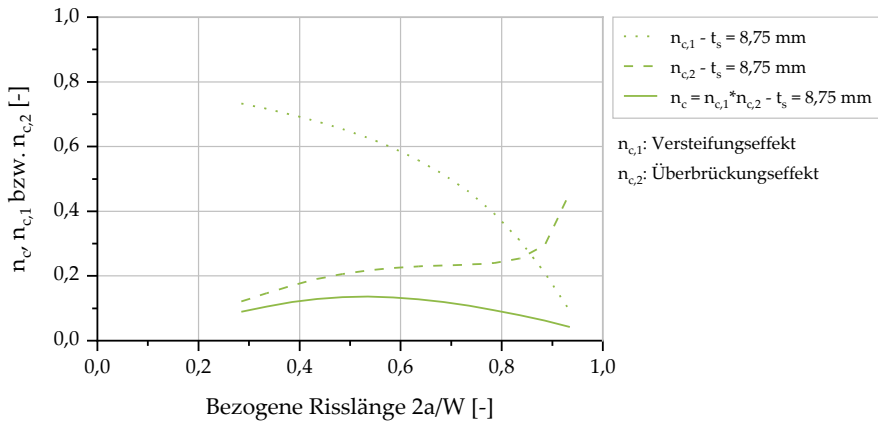


Abbildung 8-7: Einfluss des Versteifungs- und Überbrückungseffektes in Abhängigkeit der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Abminderungsfaktor $n_{c,1}$ bzw. $n_{c,2}$ (exemplarisch für $t_s = 8,75$ mm)

Daraus wird die große Bedeutung der Klebverbindung für die Wirksamkeit der Verstärkung ersichtlich. Durch die Klebverbindung werden die Kräfte lokal im Bereich des Risses in die Lamelle eingetragen bzw. die Rissöffnung verringert. Würde die Verstärkungslamelle anstelle mit einer vollflächigen Klebung beispielsweise nur mit einer punktuellen Verankerung an ihren Enden an das zu verstärkende Bauteil angebunden werden, wäre der Überbrückungseffekt nur schwach oder sogar gar nicht ausgeprägt. Mit zunehmendem Abstand der Verankerung von der Rissebene nimmt der Überbrückungseffekt ab, bis im Wesentlichen nur noch der Versteifungseffekt wirksam ist. Dadurch lassen sich auch die in (Ghafoori *et al.* 2012a) ermittelten, deutlich niedrigeren Restlebensdauer nach Verstärkungen mit mechanisch befestigten Lamellen im Vergleich zu aufgeklebten Lamellen erklären (vgl. Abschnitt 2.6). Zudem nimmt aufgrund des exponentiellen Zusammenhangs zwischen SIF und Rissfortschrittsrate die Bedeutung des Rissfortschritts für die Gesamtrestlebensdauer mit zunehmender Risslänge ab. Dies unterstreicht die große Bedeutung des Überbrückungseffekts bzw. der Klebverbindung (vgl. Abschnitt 2.6).

Dieser lokal ausgeprägte Verstärkungseffekt infolge der Rissüberbrückung ist möglicherweise auch positiv mit Blick auf eine Verstärkung eines Großbauteils. In Abbildung 8-8 sind die Abminderungsfaktoren getrennt nach Versteifigungs- und Überbrückungseffekt exemplarisch für zwei verschiedene Stahlblechbreiten ($W_s = 300$ mm und $W_s = 400$ mm) grafisch dargestellt.

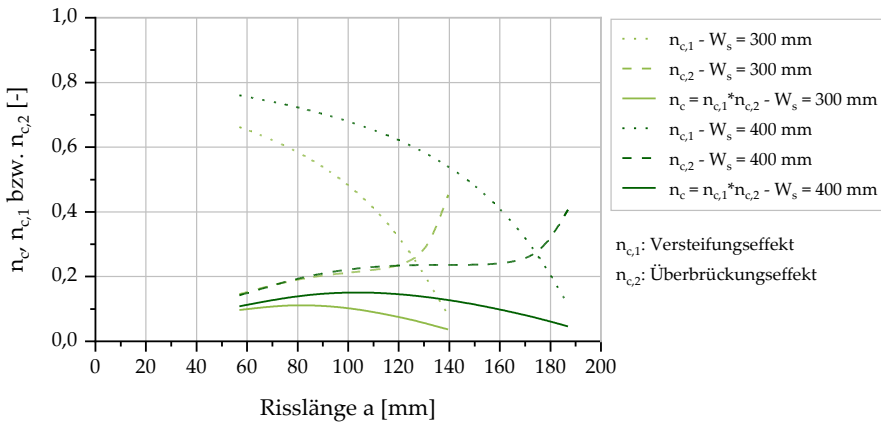


Abbildung 8-8: Einfluss des Versteifigungs- und Überbrückungseffektes in Abhängigkeit der Risslänge a auf den Abminderungsfaktor $n_{c,1}$ bzw. $n_{c,2}$ (exemplarisch für $W_s = 300$ mm und $W_s = 400$ mm)

Auf der Abszisse sind die absoluten Risslängen a aufgetragen. Daraus lässt sich erkennen, dass $n_{c,2}$ für Risslängen bis etwa $a = 120$ mm praktisch unabhängig von der Stahlblechbreite W_s ist. Der Versteifigungseffekt ($n_{c,1}$) wird hingegen deutlich stärker von W_s bzw. von den Steifigkeitsverhältnissen beeinflusst. Diese Ergebnisse deuten an, dass der Überbrückungseffekt (gekennzeichnet durch $n_{c,2}$) weitestgehend unabhängig von den Steifigkeitsverhältnissen ist. Der Überbrückungseffekt beeinflusst maßgeblich die Wirksamkeit. Daher ist auch nach einer geklebten CFK-Verstärkung eines Großbauteils, welches verglichen mit den untersuchten Proben ggfs. deutlich ungünstigere Steifigkeitsverhältnisse aufweist, mit einer hohen Wirksamkeit der Verstärkung zu rechnen.

Diese differenzierte Betrachtung der Wirksamkeit zeigt wesentliche Vorteile des Fügeverfahrens Kleben zur Anbindung des Verstärkungselements gegenüber einer punktuellen Anbindung auf:

- Deutlich höhere Wirksamkeit infolge der lokalen Rissüberbrückung
- Verstärkungseffekt ist bereits bei kleineren Risslänge stark ausgeprägt
- Höhere Wirksamkeit der Verstärkung auch bei Bauteilen mit ungünstigen Steifigkeitsverhältnissen

Das Diagramm zum Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Abminderungsfaktor n_c für verschiedene W_s zeigt qualitativ vergleichbare Kurvenverläufe wie in Abbildung 8-6. Daher wird in diesem Kapitel nicht näher darauf eingegangen. Dementsprechend wird auch bei den folgenden Parametern vorgegangen, es sei denn die über $2a/W$ aufgetragenen Kurven zeigen einen anderen charakteristischen Verlauf. Der Vollständigkeit wegen sind diese Diagramme in Abbildung A-6 bis Abbildung A-12, Anhang, aufgeführt.

8.4.2.2 Einfluss der Lamellendicke t_c und –breite W_c

Im Folgenden wird der Einfluss der Lamellendicke und –breite auf den Abminderungsfaktor vorgestellt. Wie Abbildung 8-9 zeigt, ist der Einfluss der Lamellendicke t_c auf die Wirksamkeit relativ gering. Dies gilt unabhängig von der Risslänge. Eine Änderung der Lamellendicke in dem untersuchten Wertebereich beeinflusst die Dehnsteifigkeitsverhältnisse aufgrund des dominanten Anteils des Stahlquerschnitts nur in vergleichsweise geringem Maß.

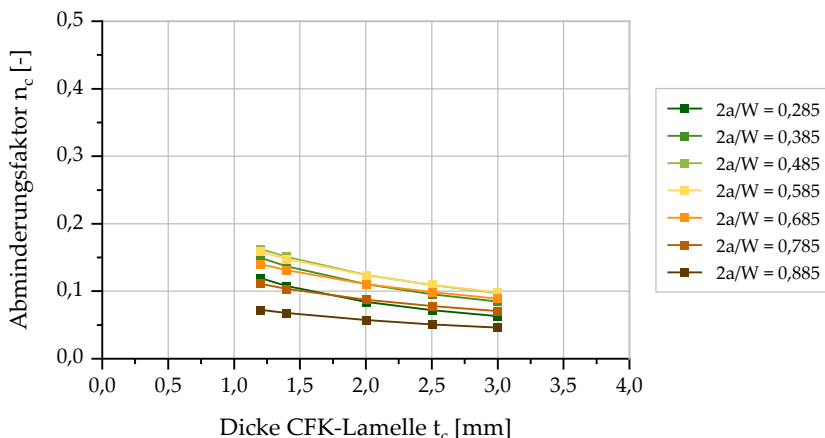


Abbildung 8-9: Einfluss der Lamellendicke t_c auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

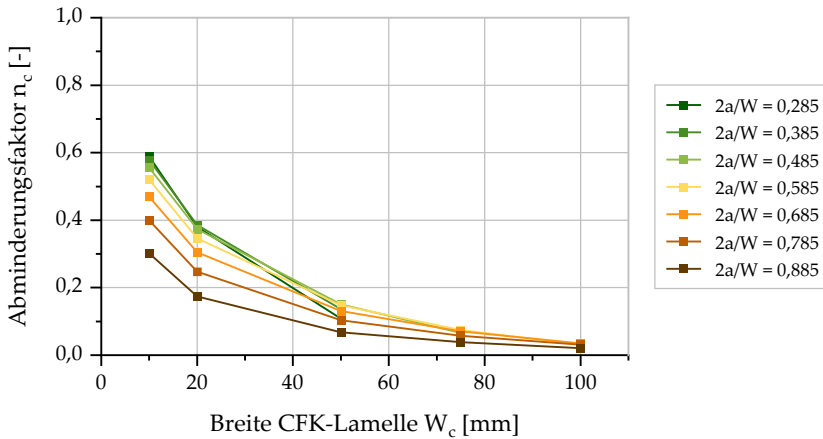


Abbildung 8-10: Einfluss der Lamellenbreite W_c auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

Einen weitaus größeren Einfluss auf die Wirksamkeit hat die Lamellenbreite W_c . Abbildung 8-10 zeigt den Einfluss der Lamellenbreite W_c auf den Abminderungsfaktor n_c . Bis zu einer Lamellenbreite von etwa 50 mm ist dieser sehr stark ausgeprägt. Darüber hinaus bewirkt eine breitere Lamelle jedoch nur eine geringfügige Änderung des Abminderungsfaktors. Die Lamellenbreite von 50 mm entspricht hier lediglich 25 % der halben Stahlblechbreite $W_s/2$. Ein möglicher Grund dafür ist, dass sich die Rissöffnung von der Rissmitte zur Risspitze hin nicht linear, sondern exponentiell verringert. Eine steigende Lamellenbreite, welche den Riss zunehmend zur Risspitze hin überdeckt, würde somit die gesamte Rissöffnung immer weniger beeinflussen.

Abbildung 8-11 zeigt den Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellenbreiten W_c . Die Kurventendenz ist für niedrige Lamellenbreiten von $W_c = 10$ mm und $W_c = 20$ mm fallend. Der Einfluss der Lamellenbreite ist bei niedrigen bezogenen Risslängen stärker ausgeprägt als bei höheren bezogenen Risslängen. Dies spricht dafür, dass der bei geringeren Werten von $2a/W$ stärker ausgeprägte Überbrückungseffekt wesentlich von der Lamellenbreite beeinflusst wird. Daher hat eine Änderung der Lamellenbreite insbesondere für bezogene Risslängen von $2a/W < 0,6$ einen großen Effekt auf die Wirksamkeit.

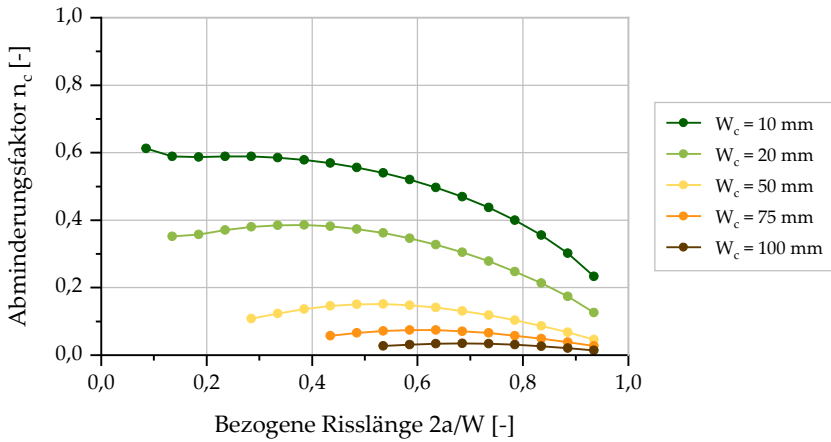


Abbildung 8-11: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellenbreiten W_c

8.4.2.3 Einfluss des Elastizitätsmoduls der Lamelle E_c

Im Diagramm in Abbildung 8-12 ist der Einfluss des Elastizitätsmoduls der Lamelle E_c auf den Abminderungsfaktor n_c dargestellt.

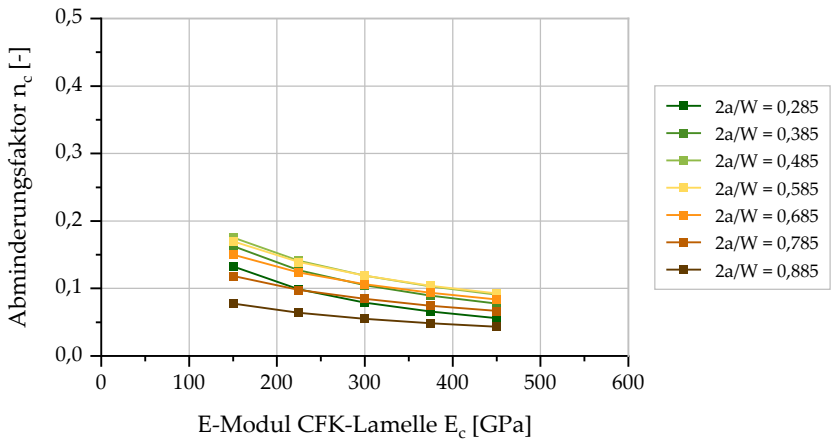


Abbildung 8-12: Einfluss des E-Moduls der Lamelle E_c auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

Der Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf n_c für verschiedene Werte von E_c ist qualitativ vergleichbar mit dem der Stahlblechdicke und -breite und wird daher nicht näher diskutiert. Dieser ist in Abbildung A-8, Anhang, dargestellt.

Der Einfluss des E-Moduls der Verstärkungslamelle ist vergleichbar mit dem der Lamellendicke (vgl. Abbildung 8-9) und ist bei niedrigeren bezogenen Risslängen etwas stärker ausgeprägt. So geht bei $2a/W = 0,385$ mit der Verdopplung der Lamellensteifigkeit von 150 GPa auf 300 GPa eine Verringerung des Abminderungsfaktors n_c bzw. der Rissfortschrittsgeschwindigkeit um etwa 35 % einher. Bei $2a/W = 0,785$ beträgt die Verringerung 28 %.

Eine Änderung der Dehnsteifigkeit der Lamelle hat grundsätzlich auch einen Einfluss auf die Beanspruchung der Klebverbindung. Die Beanspruchungsspitzen an den Fügeteilenden resultieren aus den Fügeteildehnungen. Eine Erhöhung der Dehnsteifigkeit eines Fügeteils bewirkt daher eine Verringerung der Spannungsspitzen. Infolge einer Verdopplung des E-Moduls der Lamelle wird in der zweischnittigen CFK-Stahl-Klebung aus Abschnitt 5.3.3 das Schubspannungsmaximum um 22 % reduziert. Dies ist insbesondere für die Ermüdungsbeanspruchbarkeit relevant. Aufgrund der vergleichsweise hohen Steigung m bzw. des flachen Verlaufs der Wöhlerlinien von Klebverbindungen, ist die ertragbare Lastwechselzahl sehr sensitiv gegenüber einer Änderung der Beanspruchungsschwingbreite. Daher kann eine geringfügige Reduzierung der Beanspruchung bereits eine erhebliche Erhöhung der ertragbaren Lastwechselzahl bewirken.

8.4.2.4 Einfluss des Klebstoffschubmodul G_a und der Klebschichtdicke t_a

Sowohl die Klebschichtdicke als auch der Klebstoffschubmodul haben insbesondere im hohen Risslängenbereich einen geringen Einfluss. Dies wird aus den Diagrammen in Abbildung 8-13 und Abbildung 8-14 ersichtlich. Im niedrigeren Risslängenbereich, in dem der Überbrückungseffekt maßgeblich wirkt, ist der Einfluss hingegen höher. Je größer der Verhältniswert G_a/t_a , desto stärker wird die Rissöffnung durch die Überbrückung verringert. Auffällig ist, dass eine Änderung des Klebstoffschubmodul bis etwa 1500 MPa einen vergleichsweise großen Einfluss auf die Wirksamkeit hat. Darüber hinaus ist der mögliche Wirksamkeitsgewinn hingegen deutlich geringer. Daraus lässt sich für die Klebstoffauswahl ein Mindestwert des Klebstoffschubmoduls von 1500 MPa definieren.

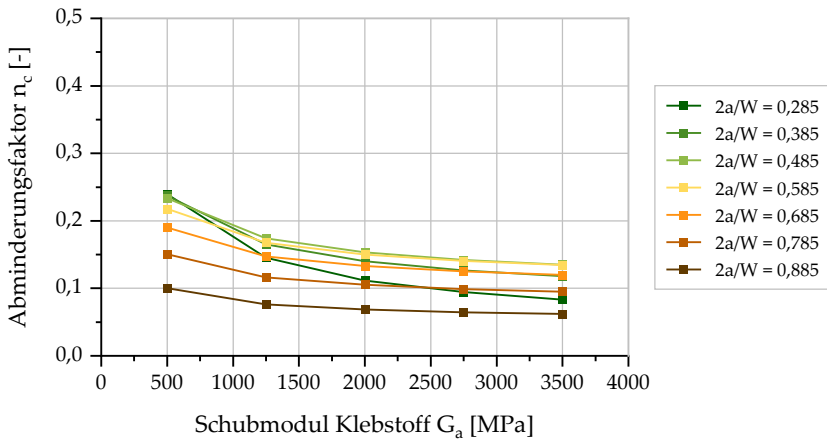


Abbildung 8-13: Einfluss des Klebstoffschubmodul G_a auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

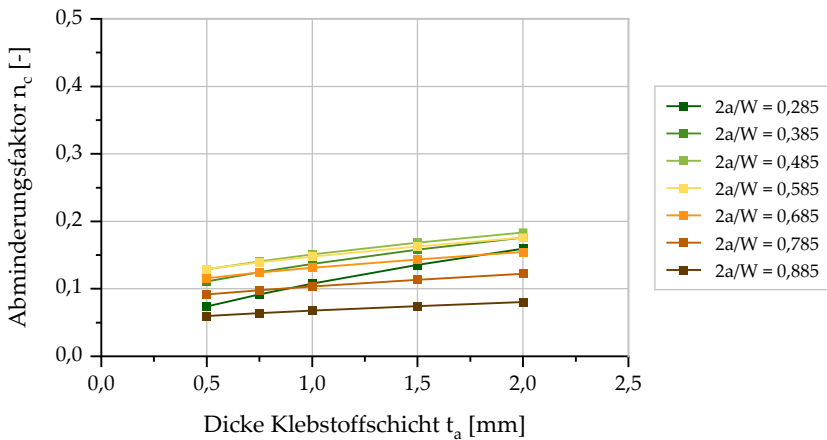


Abbildung 8-14: Einfluss der Klebschichtdicke t_a auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

8.4.2.5 Einfluss der Lamellenposition $x_c/(W_s/2)$

Neben Steifigkeits- und Querschnittsparametern wird auch der Einfluss der Lamellenposition auf die Wirksamkeit der Verstärkung untersucht. Der Parameter berechnet sich aus dem Abstand der Lamellenmitte von der Probenmitte x_c bezogen auf die halbe Stahlblechbreite $W_s/2$.

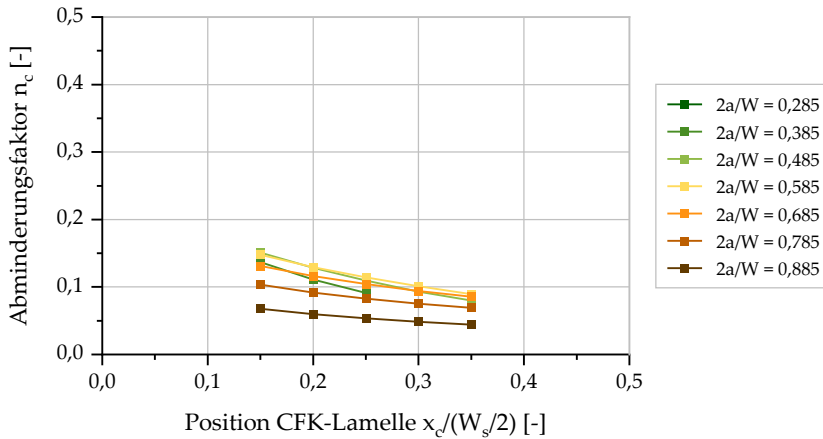


Abbildung 8-15: Einfluss der Lamellenposition $x_c/(W_s/2)$ auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

Bei Betrachtung des Diagramms in Abbildung 8-15 wird ersichtlich, dass sich bei konstanter bezogener Risslänge $2a/W$ mit steigendem Verhältnis $x_c/(W_s/2)$ auch der Abminderungsfaktor n_c verringert bzw. die Wirksamkeit erhöht. Das bedeutet, dass die Wirksamkeit umso stärker ausgeprägt ist, je näher sich die Verstärkungslamelle an der Risspitze befindet. Die Wirksamkeit ist nicht am stärksten ausgeprägt, wenn sich die Lamelle an der Stelle der größten Rissöffnung befindet, d.h. in diesem Fall in Probenmitte ($x_c/(W_s/2) = 0$). Dies unterstreicht den lokalen Einfluss der Verstärkung auf die Risspitzenbeanspruchung.

8.4.2.6 Einfluss der Überlapplänge l_c

In dem Diagramm in Abbildung 8-16 ist der Einfluss der Überlapplänge l_c auf den Abminderungsfaktor n_c dargestellt. Die Wirksamkeit wird demnach nur in geringem Maß von der Überlapplänge beeinflusst. Dies gilt auch für Überlappängen, die geringer als die Mindestüberlapplänge $l_{c,min}$ nach dem verifizierten Ansatz von (Xia/Teng 2005) sind. Der geringe Einfluss der Überlapplänge lässt sich darauf zurückführen, dass der wesentliche Teil der Kräfte über einen vergleichsweise kleinen Überlappbereich in Lamellenmitte, d.h. im Bereich der Rissufer, in die Lamelle eingetragen wird (vgl. Abbildung 5-9).

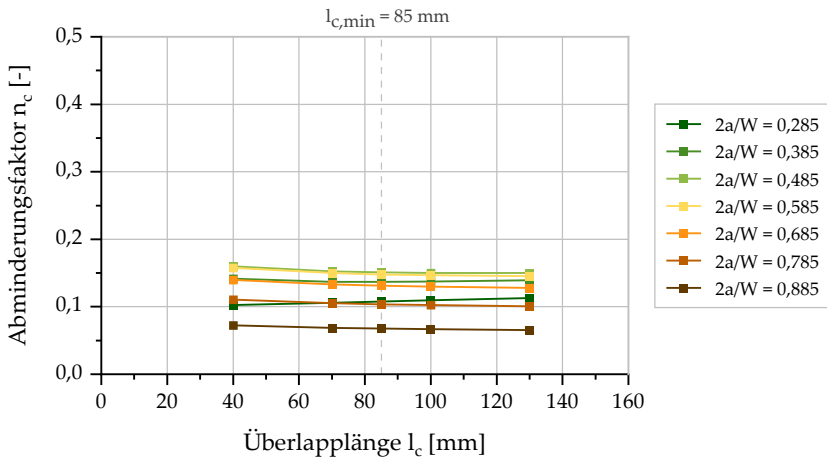


Abbildung 8-16: Einfluss der Überlapplänge l_c auf den Abminderungsfaktor n_c der geklebten CFK-Verstärkung

Es ist zu beachten, dass mit dem Unterschreiten der Mindestüberlapplänge die maximale Beanspruchung der Klebschicht deutlich zunimmt und ggfs. die Ermüdungsbeanspruchbarkeit überschritten wird. Ab einer bestimmten Überlapplänge verliert das vereinfachte linear-elastische Materialverhalten seine Gültigkeit. Im Rahmen dieser Parameterstudie wird stets angenommen, dass der Klebverbund intakt ist.

8.4.3 Ergebnisse und Diskussion der Parameterstudie – Formfaktor F_p^K

8.4.3.1 Voruntersuchung zum Einfluss der Lamellenvorspannung

Zunächst wird der Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ sowie der Lamellenvorspannkraft P_{Vor} auf das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} und den zyklischen SIF quantitativ anhand eines exemplarischen, zentrisch gerissenen Stahlblechs untersucht. Die Lamellenvorspannung wird zwischen 0 kN und 40% der statischen Verbundbruchkraft F_{Lb} nach den Gleichungen 2.13 und 2.14 je Lamelle variiert. Es wird eine Klebstoffzugfestigkeit von $f_{t,a} = 30$ MPa zugrunde gelegt (vgl. Klebstoff MC-DUR 1280: $f_{t,a} = 33,6$ MPa). Die übrigen Eingangswerte der Berechnungen können dem Anhang, Tabelle A-4 entnommen werden.

In Abbildung 8-17 ist der Einfluss der bezogenen Risslänge und Vorspannung auf das effektive Spannungsverhältnis an der Risspitze R_{eff} dargestellt.

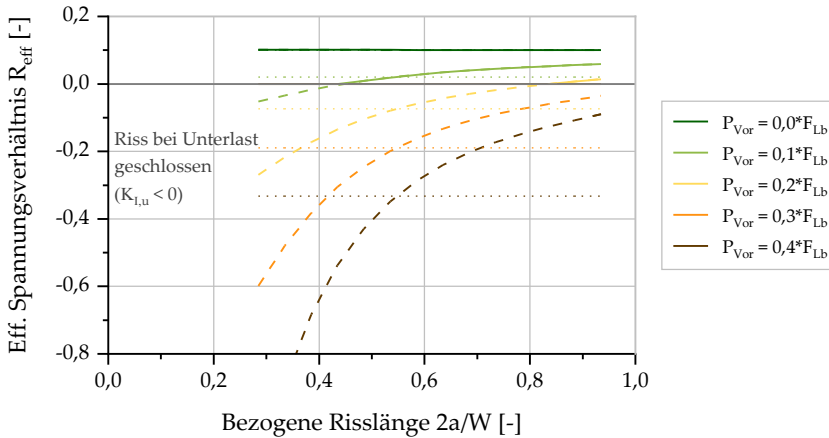


Abbildung 8-17: Einfluss der bezogenen Vorspannung P_{Vor}/F_{Lb} und der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf das effektive Spannungsverhältnis R_{eff}

Grundsätzlich wird durch eine Vorspannung das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} reduziert (vgl. Abschnitt 7.2). Ab einer bestimmten Vorspannung ist der Riss während eines Lastzyklus teilweise geschlossen. Da im numerischen Modell der Kontakt der beiden Rissufer zueinander nicht berücksichtigt wird, ergibt sich in diesem Fall ein negativer SIF. Daher nimmt in der Rechnung auch R_{eff} negative Werte an, wenn der Riss bei Unterlast geschlossen ist. Zur Berechnung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit $\left(\frac{da}{dN}\right)_{CFK}$ wird im Falle eines bei Unterlast negativen SIF ($K_{I,u} < 0$) das effektive Spannungsverhältnis zu $R_{eff} = 0$ angenommen. Der zyklische SIF wird analog mit $K_{I,u} = 0$ berechnet, falls $K_{I,u} < 0$ ist.

Das Diagramm in Abbildung 8-17 zeigt, dass infolge einer steigenden Vorspannung das effektive, numerisch berechnete Spannungsverhältnis R_{eff} sinkt. Für $P_{Vor}/F_{Lb} = 0,1$ ist der Riss bis zu einer Risslänge von etwa $2a/W = 0,45$ bei Unterlast geschlossen ($R_{eff} < 0$). Für größere Risslängen ist der Riss im Verlauf eines Lastzyklus jedoch vollständig geöffnet. Der Einfluss der Vorspannung nimmt also mit

zunehmender Risslänge ab. Dies widerspricht zunächst den Ergebnissen der numerischen Berechnungen der zentrisch gekerbten Proben aus Abschnitt 7.3. Dort ist das effektive Spannungsverhältnis über den gesamten Rissfortschritt hinweg konstant und kann mithilfe von Nennspannungen berechnet werden. Dies ist für die hier untersuchte Bauteilgeometrie nicht möglich. Zum Vergleich sind in Abbildung 8-17 die effektiven Spannungsverhältnisse, die mithilfe von Nennspannungen bestimmt wurden, mit gepunkteten Linien dargestellt.

Die Vorspannung führt zusätzlich im Vergleich zu einer schlaffen Verstärkung zu einer geringeren Schwingbreite des SIF, wenn der Riss während des Lastzyklus teilweise geschlossen ist bzw. $R_{eff} < 0$ ist. Dies wird anhand der folgenden Abbildung 8-18 deutlich.

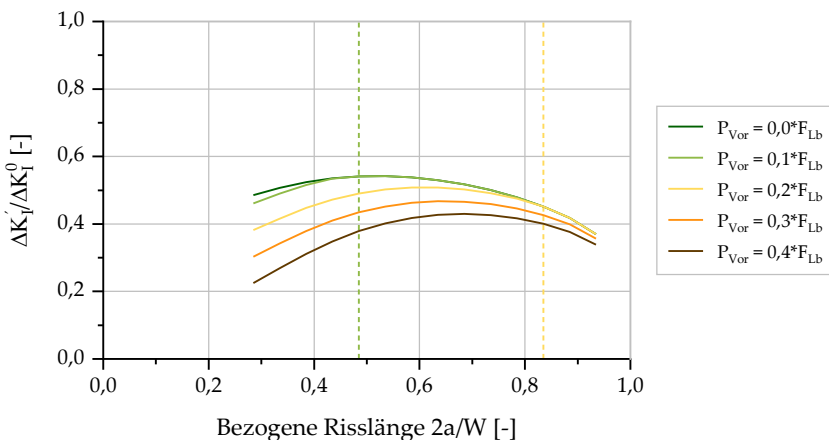


Abbildung 8-18: Einfluss der bezogenen Vorspannung P_{Vor}/F_{Lb} und der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den bezogenen zyklischen SIF $\Delta K_I'/\Delta K_I^0$

Darin ist der zyklische SIF nach der Verstärkung, bezogen auf das unverstärkte Referenzbauteil $\Delta K_I'/\Delta K_I^0$, in Abhängigkeit der bezogenen Risslänge $2a/W$ für verschiedene Vorspanngrade P_{Vor}/F_{Lb} dargestellt. Für $P_{Vor}/F_{Lb} = 0,1$ und $0,2$ ist der Riss ab einer bestimmten Risslänge vollständig geöffnet (gekennzeichnet durch die gestrichelten Linien). Der zyklische SIF entspricht dann wieder dem einer schlaff verstärkten Probe ($P_{Vor}/F_{Lb} = 0$), da die Vorspannung nicht mehr ausreicht, den Riss teilweise zu überdrücken.

8.4.3.2 Einfluss der Stahlblechdicke t_s und -breite W_s

In den Diagrammen in Abbildung 8-19 und Abbildung 8-20 ist der Einfluss der Stahlblechdicke t_s bzw. der Stahlblechbreite W_s auf den Formfaktor F_p^K dargestellt.

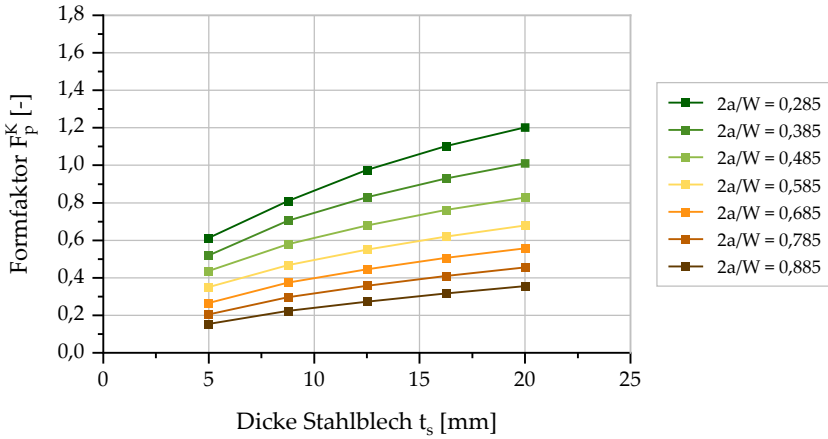


Abbildung 8-19: Einfluss der Stahlblechdicke t_s auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

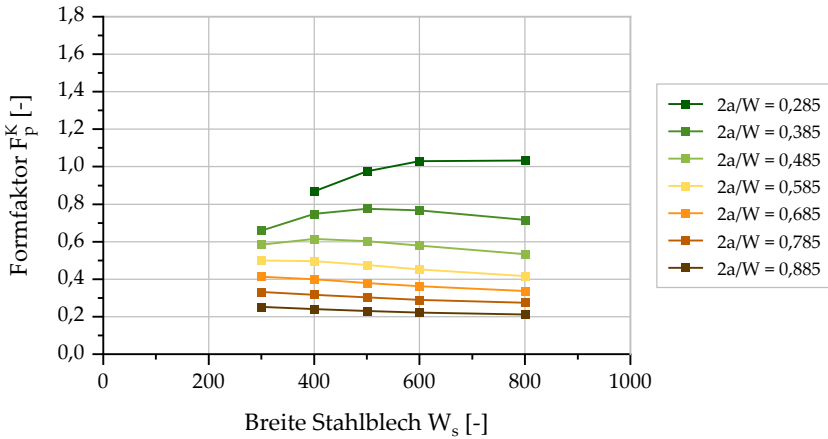


Abbildung 8-20: Einfluss der Stahlblechbreite W_s auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

Die Ergebnisse zeigen, dass der Formfaktor F_p^K mit steigender Dicke des Stahlblechs zunimmt. Entsprechend nimmt auch die Wirksamkeit der Vorspannung hinsichtlich der Reduzierung des SIF zu. Verglichen mit dem Abminderungsfaktor n_c , bei dem mit steigender Blechdicke eine abnehmende Wirksamkeit einhergeht, ist der Einfluss der Blechdicke auf die Wirksamkeit der Vorspannung gegensätzlich. Für kleinere bezogene Risslängen $2a/W$ ist der Einfluss der Blechdicke stärker ausgeprägt, was sich am steileren Kurvenverlauf erkennen lässt.

Betrachtet man das Diagramm in Abbildung 8-20 so ist keine eindeutige Aussage zum Einfluss der Stahlblechbreite auf den Formfaktor F_p^K möglich. Für kleine bezogene Risslängen von $2a/W = 0,285$ und $2a/W = 0,385$ steigt F_p^K tendenziell an. Dabei ist der Einfluss bis zu einer Blechbreite von etwa 600 mm vergleichsweise stark ausgeprägt. Für größere Blechbreiten ist der Einfluss deutlich geringer. Mit zunehmender bezogener Risslänge ist hingegen tendenziell ein leicht fallender Kurvenverlauf erkennbar. Der Einfluss der Blechbreite auf F_p^K ist dann jedoch vernachlässigbar gering bzw. praktisch nicht mehr vorhanden.

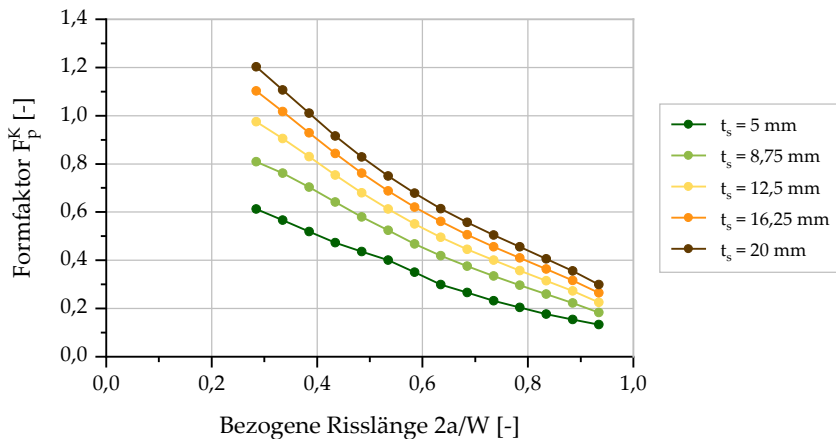


Abbildung 8-21: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Stahlblechdicken t_s

Abbildung 8-21 zeigt den Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K für verschiedene Stahlblechdicken t_s . Anhand des Diagramms ist zunächst erkennbar, dass F_p^K für alle untersuchten Blechdicken mit zunehmender bezogener Risslänge $2a/W$ deutlich sinkt.

Bei einer Blechdicke von $t_s = 5$ mm und $2a/W = 0,785$ beträgt F_p^K beispielsweise 0,204. Unter der vereinfachten Annahme einer gleichförmigen Verteilung der Vorspannkraft im Stahlquerschnitt bedeutet das, dass lediglich etwa 20 % der Vorspannung an der Risspitze wirksam sind. Die Wirksamkeit der Vorspannung sinkt also mit zunehmendem Rissfortschritt bzw. zunehmendem Abstand von der Verstärkungslamelle. Dadurch lässt sich auch der charakteristische Verlauf des effektiven Spannungsverhältnisses R_{eff} in Abbildung 8-17 erklären. Die höhere Wirksamkeit der Vorspannung auf die Risspitzenbeanspruchung bei niedrigen bezogenen Risslängen $2a/W$ führt zu einer stärkeren Reduzierung von R_{eff} . Mit zunehmender Risslänge steigt R_{eff} , da die Vorspannung zunehmend weniger wirksam ist. Dies deutet zudem darauf, dass der Verlauf der durch die Vorspannung eingetragenen Druckbeanspruchung über die Breite des Stahlblechs in der Rissebene nicht konstant ist.

Der Verlauf des Formfaktors F_p^K über die bezogene Risslänge $2a/W$ ist auch bei Variierung der übrigen, nachfolgenden Parameter qualitativ vergleichbar. Daher wird im Folgenden, außer bei der Überlapplänge l_c , nicht weiter darauf eingegangen. Der Vollständigkeit wegen sind diese Diagramme für die nachfolgenden Parameter im Anhang, Abbildung A-13 bis Abbildung A-19 zu finden.

8.4.3.3 Einfluss der Lamellendicke t_c und –breite W_c

Im Gegensatz zu den Querschnittsabmessungen des Stahlblechs sinkt der Formfaktor F_p^K bzw. die Wirksamkeit der Vorspannung mit steigender Dicke und Breite der Lamelle. Dies wird aus den Diagrammen in Abbildung 8-22 und Abbildung 8-23 ersichtlich. Der Einfluss der beiden Parameter auf F_p^K ist dabei auch umso geringer ausgeprägt, je größer die bezogene Risslänge ist. Ab einem bestimmten Wert von $2a/W$ ist der Einfluss der Lamellendicke vernachlässigbar gering.

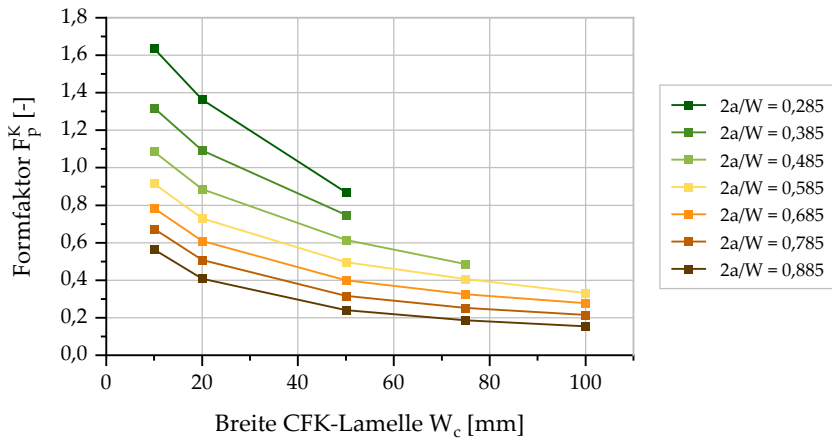


Abbildung 8-22: Einfluss der Lamellenbreite W_c auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

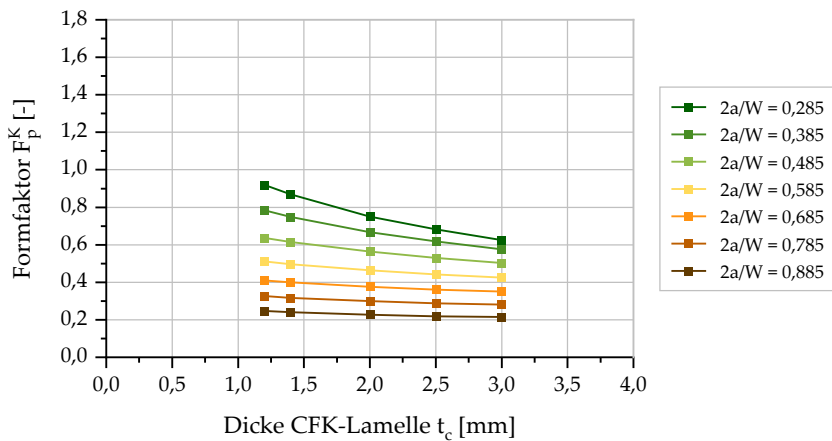


Abbildung 8-23: Einfluss der Lamellendicke t_c auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

8.4.3.4 Einfluss des Elastizitätsmoduls der Lamelle E_c

Im Diagrammen in Abbildung 8-24 ist der Einfluss des Elastizitätsmoduls der Lamelle E_c auf den Formfaktor F_p^K dargestellt. Mit steigender Steifigkeit nimmt der Formfaktor bzw. Wirksamkeit der Vorspannung ab. Wie bereits bei den vorherigen Parametern nimmt der Einfluss mit zunehmender Risslänge ab.

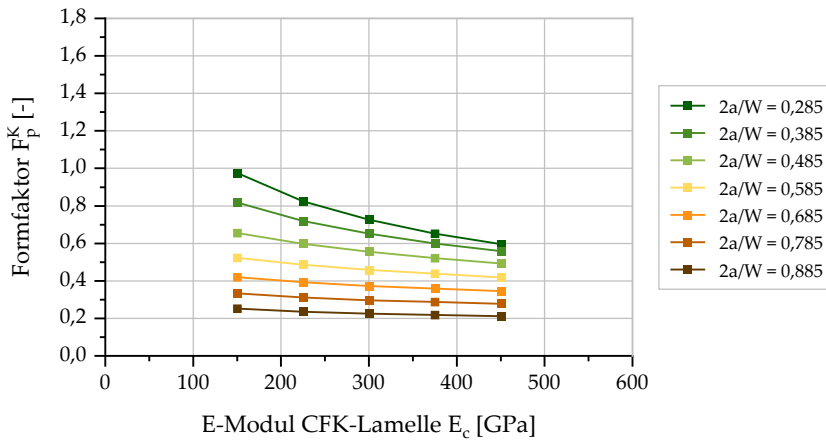


Abbildung 8-24: Einfluss des E-Moduls der Lamelle E_c auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

Im Gegensatz zur Abminderungsfaktor n_c wirkt sich eine Erhöhung des E-Moduls der Lamelle negativ auf die Wirksamkeit aus. Dieser gegensätzliche Effekt wurde auch bei den Parametern Stahlblechbreite und -dicke sowie Lamellenbreite und -dicke beobachtet. Daraus lässt sich schließen, dass auch eine Änderung des Dehnsteifigkeitsverhältnisses der Fügebauteile einen gegensätzlichen Effekt auf die Wirksamkeit hat. Anschaulich lässt sich dies durch den stattfindenden Kraftfluss erklären. Für eine hohe Wirksamkeit einer schlaffen Verstärkung muss ein möglichst großer Teil der Beanspruchungen infolge äußerer Belastung aus dem verstärkten Bauteil in die Lamelle übertragen werden. Dazu ist ein möglichst großes Verhältnis von Lamellendehnsteifigkeit zu Bauteildehnsteifigkeit erforderlich. Für eine hohe Wirksamkeit der Vorspannung muss hingegen ein möglichst großer Teil der Vorspannung aus der Lamelle in das zu verstärkende Bauteil eingeleitet werden. Dazu ist ein möglichst niedriges Verhältnis von Lamellendehnsteifigkeit zu Bauteildehnsteifigkeit erforderlich.

8.4.3.5 Einfluss des Klebstoffschubmodul G_a und der Klebschichtdicke t_a

Abbildung 8-25 und Abbildung 8-26 zeigen den Einfluss des Klebstoffschubmoduls G_a und der Klebschichtdicke t_a auf den Formfaktor F_p^K . Mit steigendem Schubmodul sinkt der Formfaktor, d.h. der Effekt der Vorspannung auf den SIF verringert sich. Eine Erhöhung der Klebschichtdicke wirkt sich hingegen positiv

auf die Wirksamkeit aus. Diese Effekte sind, wie bereits zuvor erläutert, gegensätzlich zu den Effekten, wie sie bei der Untersuchung des Abminderungsfaktors n_c beobachtet wurden. Dort wirken sich eine Erhöhung des Schubmoduls und eine Verringerung der Klebschichtdicke positiv auf die Wirksamkeit aus. Die Kurvengradienten sind für die Parameter G_a und t_a nahezu unabhängig von der bezogenen Risslänge $2a/W$.

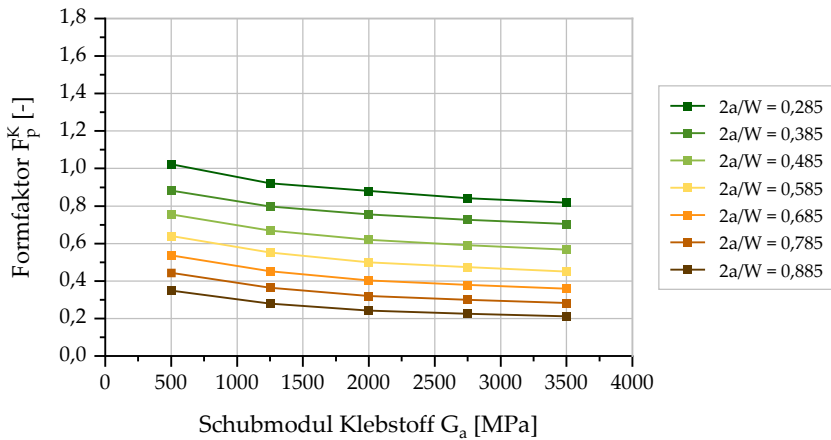


Abbildung 8-25: Einfluss des Klebstoffschubmoduls G_a auf den Formfaktor F_p^K der CFK-Verstärkung

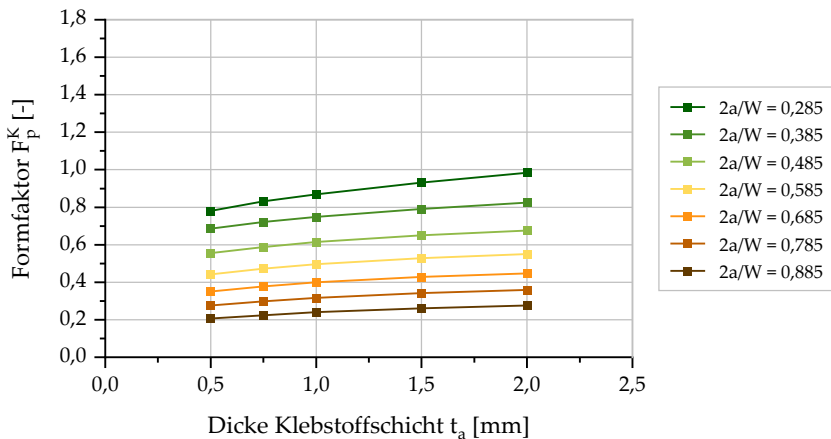


Abbildung 8-26: Einfluss der Klebschichtdicke t_a auf den Formfaktor F_p^K der CFK-Verstärkung

8.4.3.6 Einfluss der Überlapplänge l_c

Im Diagramm in Abbildung 8-27 ist der Einfluss der Überlapplänge l_c auf den Formfaktor F_p^K dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass der Formfaktor F_p^K in höherem Maß von der Überlapplänge beeinflusst wird als der Abminderungsfaktor n_c . Für geringe bezogene Risslängen sinkt die Wirksamkeit der Vorspannung mit zunehmender Überlapplänge. Dieser Effekt kehrt sich mit zunehmender bezogener Risslänge jedoch um, sodass sich eine Erhöhung der Überlapplänge positiv auf die Wirksamkeit auswirkt.

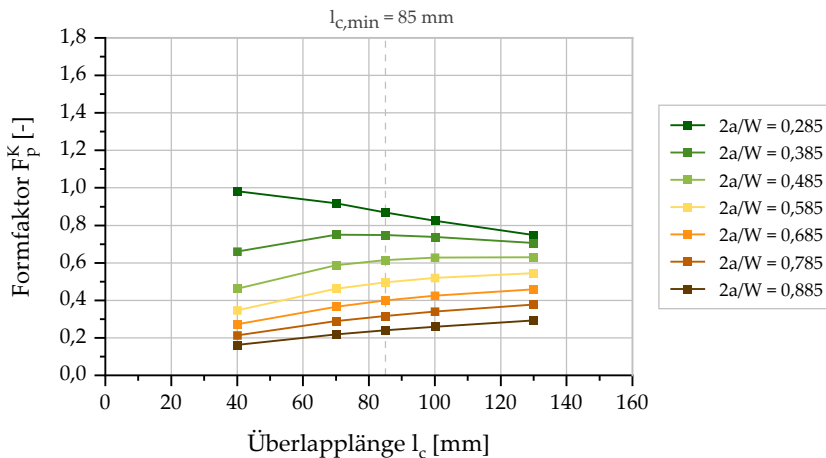


Abbildung 8-27: Einfluss der Überlapplänge l_c auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

Im Vergleich zum Abminderungsfaktor n_c ist der Effekt der Überlapplänge deutlich stärker ausgeprägt. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass der wesentliche Teil der Vorspannkraft über einen relativ kleinen Überlappungsbereich an den Lamellenenden und nicht im Bereich des Risses in das verstärkte Bauteil eingetragen wird. Dies wird anhand der Schubspannungsverteilung in Abbildung 5-10 ersichtlich. Je höher die Schubbeanspruchung in einem Überlappungsbereich ist, desto größer ist der Anteil der Kraft, der an dieser Stelle von einem Fügeteil in das andere übertragen wird. Nach der Annahme des Modells von (Täljsten et al. 2009)

wird die Vorspannung gleichmäßig verteilt über die Lamellenlänge in das Stahlbauteil eingeleitet (siehe Abbildung 2-30). Mit zunehmender Überlapplänge ist diese Modellannahme somit nicht zutreffend.

Mit zunehmender Überlapplänge nimmt der Abstand des Einleitungsbereichs des überwiegenden Anteils der Vorspannkraft von der Rissebene zu. Ab einer bestimmten Überlapplänge ist der Abstand zur Rissebene ausreichend groß, damit sich die lokal eingeleitete Vorspannkraft gleichförmig über den Stahlquerschnitt verteilen kann.

In Abbildung 8-28 ist der Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf F_p^K für verschiedene Überlapplängen dargestellt. Mit zunehmender Überlapplänge nähert sich der Formfaktor F_p^K dem Abminderungsfaktor des SIF n_c^K an. Ab einer bestimmten Überlapplänge ändert sich F_p^K dann nicht mehr und F_p^K entspricht n_c^K (siehe Abbildung 8-28). Dies gilt in diesem Fall etwa für ein Verhältnis der Überlapplänge ($l_c = 400$ mm) zur Breite des Stahlblechs von $l_c/W_s = 1$.

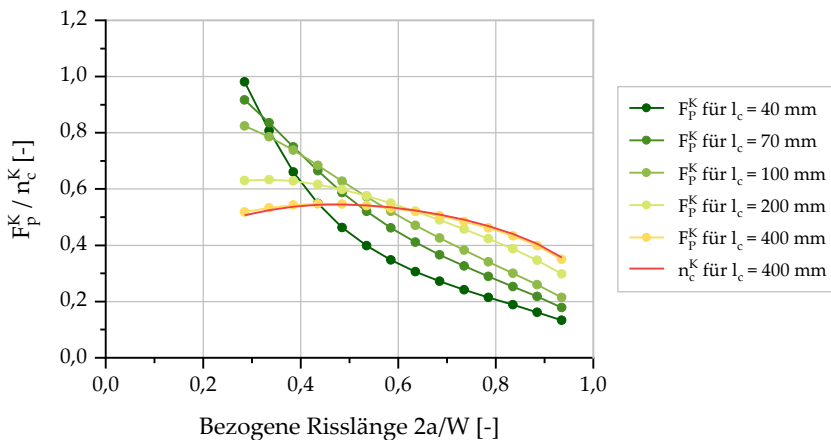


Abbildung 8-28: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Überlapplängen l_c

Ersetzt man F_p^K durch n_c^K in der Gleichung 8.5 und setzt diese anschließend in Gleichung 8.9 ein, so erhält man durch Herauskürzen von n_c^K die folgende Gleichung für das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} .

$$R_{eff} = \frac{\sigma_u - (P_{Vor,ges}/A_s)}{\sigma_o - (P_{Vor,ges}/A_s)} \quad (8.17)$$

Dies erklärt auch, dass sich das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} der in Kapitel 6 untersuchten Proben mithilfe der Nennspannungen berechnen lässt. Bei diesen Proben wurde eine vergleichsweise große Überlapplänge gewählt. Das Verhältnis von Überlapplänge l_c zu Stahlblechbreite W_s betrug 1,43 für den Klebstoff MC-DUR 1280 und 2,1 für den Klebstoff Sikadur-370.

Zudem lässt sich Gleichung 8.8 wie folgt umformen, wenn $F_p^K = n_c^K$ gilt.

$$\Delta K_I' = K_{I,o}' = n_c^K \cdot (\sigma_o - P_{Vor,ges}/A_s) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y_o \quad (8.18)$$

Die Druckvorspannung kann dann direkt mit der Oberspannung im Stahl überlagert werden.

8.4.3.7 Einfluss der Lamellenposition $x_c/(W_s/2)$

In Abbildung 8-29 ist der Formfaktor F_p^K in Abhängigkeit der Lamellenposition bezogen auf die Stahlblechbreite $x_c/(W_s/2)$ dargestellt. Die Lamellenposition hat nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf F_p^K . Aus den Kurvenverläufen wird auch ersichtlich, dass der Einfluss des Abstands der Lamellenkante zur Risspitze ebenfalls gering ist. Dieser nimmt mit zunehmendem Wert $x_c/(W_s/2)$ ab, da W_s und W_c bei den Berechnungen stets konstant sind. Ein möglicher Grund ist, dass die Vorspannung, wie zuvor gezeigt, im Bereich der Lamellenenden in das Stahlblech eingetragen wird. Dadurch kann sich die Vorspannkraft in gewissem Maß bis zur Rissebene in Richtung der Querschnittsbreite verteilen und die Lamellenposition entlang der Rissachse verliert an Bedeutung für die Wirksamkeit.

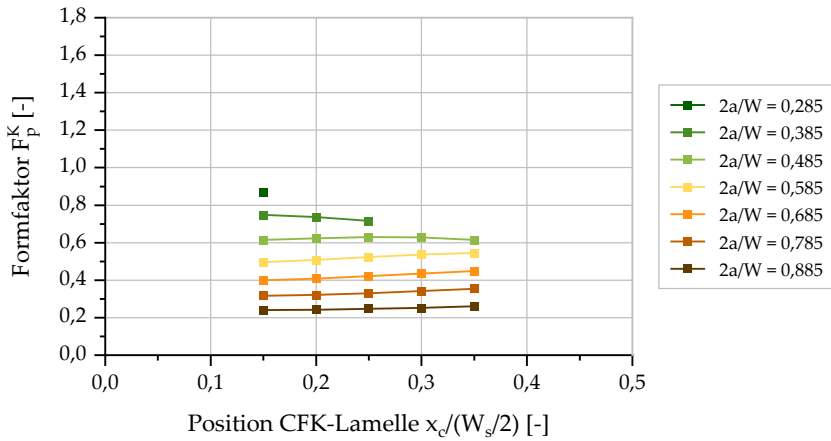


Abbildung 8-29: Einfluss der Lamellenposition $x_c/(W_s/2)$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung

8.4.4 Sensitivitätsanalyse

Zur Beurteilung der Sensitivität der Modifikationsfaktoren n_c und F_p^K bezüglich einer Änderung der vorgenannten Parameter wird abschließend jeweils der Sensitivitätsindex S_{DR} in Anlehnung an (De Roo 1993) berechnet. Zunächst werden Regressionsrechnungen mit einem linearen Ansatz durchgeführt, um jeweils einen formellen Zusammenhang zwischen einem Parameter und einem Modifikationsfaktor herzustellen. Je Parameter werden die bezogenen Risslängen $2a/W = 0,285$, $0,585$ und $0,885$ untersucht. Anschließend wird jeweils ausgehend von einem Neutralpunkt der Parameter um +10 % und -10 % variiert und mithilfe der ermittelten Regressionsgleichung die Werte der Modifikationsfaktoren (NP im Neutralpunkt, P10 bei +10 % und M10 bei -10 %) berechnet. Der Neutralpunkt wird als Mittel des jeweiligen Parameterraums definiert. S_{DR} ergibt sich dann mithilfe der Gleichung 8.19.

$$S_{DR} = \left(\frac{P10 - M10}{NP} \right) / 2 \quad (8.19)$$

S_{DR} gibt an, wie stark sich eine Änderung des Eingangsparameters um +10 % auf die Modifikationsfaktoren auswirkt. Für den Abminderungsfaktor n_c gilt: Bei einem positiven Wert für S_{DR} sinkt die Wirksamkeit, bei einem negativen Wert erhöht sich die Wirksamkeit. Für den Formfaktor F_p^K gilt: Bei einem positiven Wert

für S_{DR} steigt die Wirksamkeit, bei einem negativen Wert verringert sich die Wirksamkeit. In Abbildung 8-30 und Abbildung 8-31 sind die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die Modifikationsfaktoren grafisch zusammengefasst dargestellt.

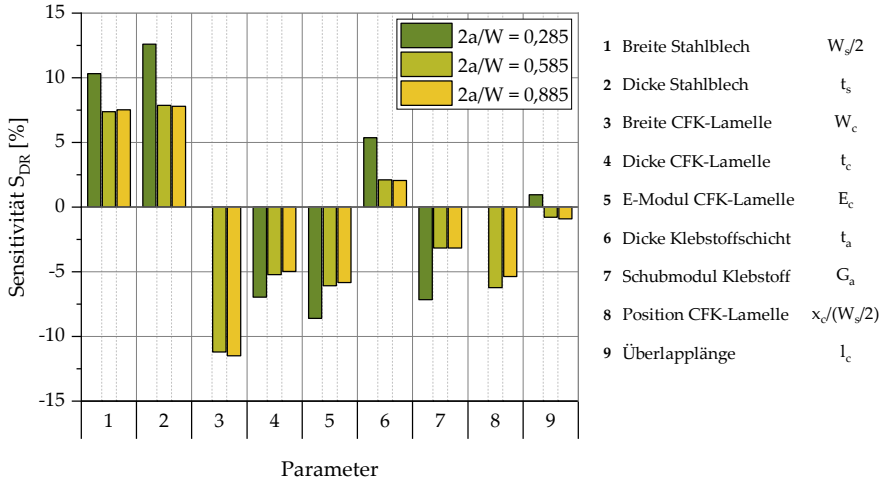


Abbildung 8-30: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für den Abminderungsfaktor n_c (Parameteränderung +10 %)

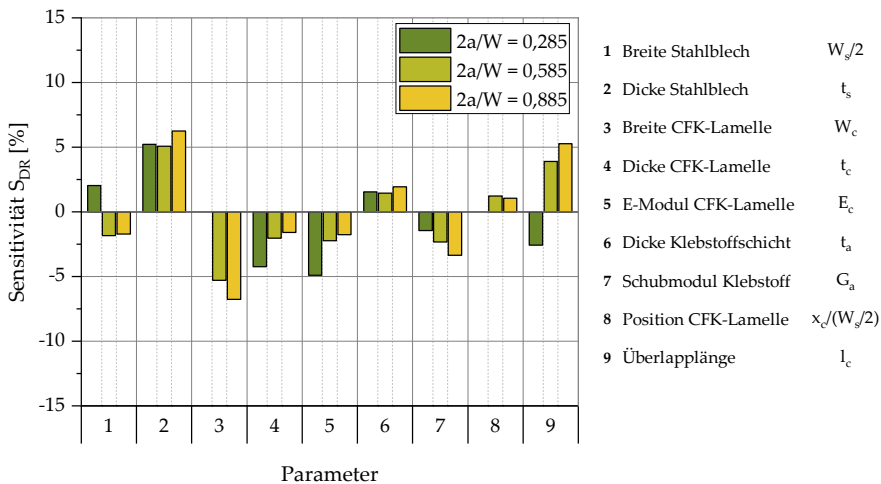


Abbildung 8-31: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für den Formfaktor F_p^K (Parameteränderung +10 %)

Zunächst wird auf die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für den Abminderungsfaktor n_c eingegangen. Aus Abbildung 8-30 wird ersichtlich, dass jeweils eine Änderung der Querschnittsabmessungen der Füge­teile (Parameter 1 und 2 bzw. 3 und 4) große Auswirkungen auf die Wirksamkeit haben. Der Effekt ist bei geringeren $2a/W$ stärker ausgeprägt. Zudem zeigt der gegensätzliche Effekt einer Querschnittsvergrößerung je eines Füge­teils, dass der Verhältniswert der Querschnittsflächen eine maßgebende Größe ist. Dies gilt auch für die Steifigkeiten der Füge­teilwerkstoffe (siehe Parameter 5), sodass das Verhältnis der Dehnsteifigkeiten der Füge­teile $(EA)_c/(EA)_s$ die Wirksamkeit der Verstärkung maßgeblich beeinflusst. Dies gilt auch für den Formfaktor F_p^K . Zwar kann sich eine Änderung der Blechbreite je nach bezogener Risslänge positiv oder negativ auf F_p^K auswirken, jedoch ist die Sensitivität verglichen mit den anderen Parametern 2 bis 5 gering. Verglichen mit dem Abminderungsfaktor n_c wirkt sich eine Änderung des Dehnsteifigkeitsverhältnisses allerdings gegensätzlich auf den Formfaktor F_p^K aus. Dies ist bei der Dimensionierung der Verstärkung zu beachten. Eine Verringerung des Verhältnisses $(EA)_c/(EA)_s$ wirkt sich positiv auf n_c , d.h. die Wirksamkeit einer schlaff aufgeklebten Verstärkung aus. Ist zusätzlich eine Lamellenvorspannung zur Reduzierung des SIF vorhanden, wirkt sich eine Verringerung von $(EA)_c/(EA)_s$ negativ auf die Wirksamkeit dieser Vorspannung aus.

Von geringerer Bedeutung als das Verhältnis der Füge­teildehnsteifigkeiten sind die Klebschichtdicke und der Klebstoffschubmodul (Parameter 6 und 7). Die Sensitivität sinkt für n_c bzw. steigt für F_p^K tendenziell mit wachsender Risslänge. Der gegensätzliche Effekt einer Erhöhung der beiden Parameter deutet an, dass vergleichbar zu den längsbeanspruchten Füge­teilen die Steifigkeit der schubbeanspruchten Klebschicht einen Einfluss auf die Wirksamkeit hat. Diese Steifigkeit lässt sich durch den Verhältniswert der Parameter G_a/t_a ausdrücken (vgl. (Li et al. 2018)). Wie schon bei dem Dehnsteifigkeitsverhältnis wirkt sich eine Änderung von G_a/t_a gegensätzlich auf die Wirksamkeiten der beiden Modifikationsfaktoren aus.

Der Sensitivitätsindex für den Parameter der Lamellenposition (Parameter 8) ist für n_c vergleichbar mit dem der Dicke oder des E-Moduls der Lamelle. Die Außenkante der Lamelle sollte möglichst nah an der Riss­spitze positioniert werden, um die größte Wirksamkeit zu erreichen. Auf die Wirksamkeit der Vorspannung

hat die Lamellenposition hingegen einen vernachlässigbaren Einfluss. Der Sensitivitätsindex ist hier kleiner 1,5 %.

Die Überlapplänge (Parameter 9) ist für n_c von untergeordneter Bedeutung; insbesondere dann, wenn die Mindestüberlapplänge realisiert werden kann. Der Formfaktor F_p^K reagiert hingegen deutlich sensitiver auf eine Änderung der Überlapplänge. Der Effekt ist stark abhängig von der bezogenen Risslänge. Während F_p^K mit zunehmender Überlapplänge bei niedrigen Risslängen abnimmt, nimmt sie bei größeren Risslängen zu. Wie die Untersuchungen im vorherigen Kapitel zeigen, geht die Sensitivität für $l_c/W_s > 1$ jedoch gegen null. F_p^K entspricht dann n_c^K und eine weitere Erhöhung der Überlapplänge beeinflusst F_p^K nicht.

Einflussgröße Verbindungssteifigkeit

Trotz der etwa doppelt so großen Schubsteifigkeit des Klebstoffs MC-DUR 1280 gegenüber dem Klebstoff Sikadur-370 sind in den experimentellen und numerischen Untersuchungen die Unterschiede zwischen den Klebstoffen hinsichtlich der Wirksamkeit deutlich geringer. Dies liegt möglicherweise daran, dass die Steifigkeit der gesamten Verbindung eine wesentliche Einflussgröße darstellt. Die Längssteifigkeit einer geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung lässt sich mithilfe der Gleichungen 2.10 bis 2.12 nach dem analytischen Ansatz von (Li *et al.* 2018) berechnen. Abbildung 8-32 zeigt die Längssteifigkeit einer Verbindung in Abhängigkeit des Klebstoffschubmodul. Die Eingangsparameter entsprechen denen der Parameterstudie, jedoch wurde die Fügeteilbreite zu $W_c = W_s = 50$ mm festgelegt.

Der Einfluss des Schubmodul auf die Längssteifigkeit der Verbindung ist bis etwa $G_a = 1000$ MPa sehr groß. Mit steigendem Schubmodul wird dieser jedoch deutlich geringer, da der Schubmodul mit einer Potenz von 0,5 in die Verbindungssteifigkeit eingeht (siehe Gleichung 2.11). Ein ähnlicher Effekt wurde auch im Rahmen der Parameteruntersuchung festgestellt. Ab einem Klebstoffschubmodul von etwa 1500 MPa war der Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung relativ gering.

Anhand der Gleichung 2.12 wird zudem ersichtlich, dass das zuvor erwähnte Verhältnis der Fügeteildehnsteifigkeiten die Verbindungssteifigkeit wesentlich beeinflusst. Die Verbindungssteifigkeit kann somit als wichtige Einflussgröße für die Wirksamkeit der Verstärkung identifiziert werden.

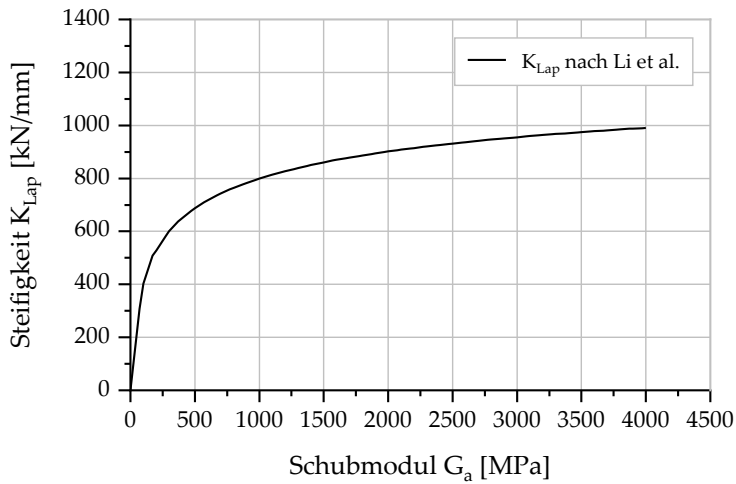


Abbildung 8-32: Einfluss des Klebstoffschubmodul G_a auf die Längssteifigkeit der geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindung K_{Lap} nach (Li et al. 2018) (Breite der Fügeiteile $W_c = W_s = 50$ mm)

8.4.5 Zusammenfassung

Nachfolgend werden die wichtigsten Erkenntnisse der Parameterstudie und der Sensitivitätsanalyse zusammengefasst:

- Mit steigendem Verhältnis der Dehnsteifigkeiten der Fügeiteile $(EA)_c/(EA)_s$ erhöht sich die Wirksamkeit der Verstärkung ohne Vorspannung. Auf die zusätzliche Verstärkungswirkung infolge einer Lamellenvorspannung wirkt sich eine Erhöhung von $(EA)_c/(EA)_s$ jedoch negativ aus.
- Die Klebschichtdicke und der Klebstoffschubmodul beeinflussen die Wirksamkeit nur geringfügig. Es wird eine Klebschichtdicke von 1 mm empfohlen, welche den Ausgleich eventuell vorhandener Unebenheiten auf der Stahloberfläche ermöglicht. Die Berechnungen zeigen, dass der Klebstoffschubmodul mindestens 1500 MPa betragen sollte. Darüber hinaus ist mit keiner wesentlichen Steigerung der Wirksamkeit mehr zu rechnen.
- Eine zunehmende Längssteifigkeit der CFK-Stahl-Klebschichtverbindung wirkt sich positiv auf die Wirksamkeit der Verstärkung aus.
- Die Wirksamkeit der geklebten Verstärkung ist umso größer, je näher sich die Risspitze an der Lamelle befindet. Mit zunehmendem Risswachstum

erhöht sich der Abstand zur Lamelle und die Wirksamkeit sinkt. Die Wirksamkeit einer Lamellenvorspannung wird nur unwesentlich durch die Lamellenposition beeinflusst.

- Die Wirksamkeit einer Lamellenvorspannung wird maßgeblich von der Lamellenüberlapplänge beeinflusst, da die aus der Vorspannung resultierende Druckbeanspruchung im Wesentlichen im Bereich der Lamellenenden in das Stahlblech eingetragen wird. Für eine Überlapplänge von $l_c > W_s$ ändert sich die Wirksamkeit hingegen nicht mehr. Der Modifikationsfaktor F_p^K entspricht dann dem Modifikationsfaktor n_c^K und das effektive Spannungsverhältnis R_{eff} lässt sich mithilfe von Nennspannungen berechnen. Die Gleichungen 8.6 bis 8.9 zur Berechnung der risstreibenden Größen vereinfachen sich zu:

Für $K_{I,u}' > 0$:

$$\Delta K_I' = K_{I,o}' - K_{I,u}' = n_c^K \cdot \Delta K_I^0 \quad (8.20)$$

$$R_{eff} = \frac{\sigma_u - (P_{Vor,ges}/A_s)}{\sigma_o - (P_{Vor,ges}/A_s)} \quad (8.21)$$

Für $K_{I,u}' = 0$:

$$\Delta K_I' = K_{I,o}' = n_c^K \cdot (\sigma_o - P_{Vor,ges}/A_s) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y_0 \quad (8.22)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = 0 \quad (8.23)$$

8.5 Dimensionsanalyse für ausgewählte Rissprobleme

8.5.1 Zielsetzung und Vorgehen

Im Rahmen der Dimensionsanalyse werden für ausgewählte Rissprobleme der Abminderungsfaktor des SIF n_c^K und der Formfaktor F_p^K jeweils in einen funktionalen Zusammenhang mit den zuvor in Abschnitt 8.4 identifizierten Einflussgrößen gebracht. Die untersuchten Rissprobleme umfassen dabei Stahlbleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss und mit einseitigem Randriss.

Bei der Dimensionsanalyse wird das Problem mithilfe dimensionsloser Kenngrößen abgebildet. Die dimensionslosen Kenngrößen werden aus den zuvor identifizierten, überwiegend dimensionsbehafteten Einflussgrößen gebildet und anschließend in funktionale Zusammenhänge mit den Modifikationsfaktoren n_c^K und F_p^K gebracht. Dies ermöglicht eine allgemeingültige Darstellung des Problems. Nähere Informationen zur Theorie und praktischen Anwendung der Dimensionsanalyse finden sich beispielsweise in (Herwig 2016) und (Müller 1964).

Zur Ermittlung funktioneller Zusammenhänge wird in zwei Schritten vorgegangen. Zunächst werden insgesamt 194 numerische Berechnungen mit dem experimentell validierten Modell durchgeführt. Die Eingangswerte dieser Berechnungen sind in Tabelle A-5 und Tabelle A-6 im Anhang aufgeführt. Jedes Berechnungsergebnis liefert einen Zusammenhang zwischen der Zielvariable n_c^K bzw. F_p^K und den zugehörigen dimensionslosen Kenngrößen. Dabei wird der gesamte Parameterraum durch gezielte Wahl und Kombinationen der Einflussgrößen berücksichtigt. Auf Grundlage der so erzeugten Datenbasis werden Regressionsanalysen durchgeführt, um die dimensionslosen Kennzahlen mit n_c^K bzw. F_p^K in einen geeigneten funktionalen Zusammenhang zu bringen. Die Analysen werden mithilfe der Datenverarbeitungssoftware OriginPro (OriginLab Corporation 2020) durchgeführt.

8.5.2 Bilden dimensionsloser Parameter

In Tabelle 8-2 sind die maßgebenden Einflussgrößen der Faktoren n_c^K und F_p^K zusammengefasst dargestellt, welche in der Dimensionsanalyse berücksichtigt werden sollen. Die Faktoren n_c^K und F_p^K werden im Folgenden als Zielvariablen bezeichnet.

Tabelle 8-2: Zusammenfassung der maßgebenden Einflussgrößen der Zielvariablen n_c^K und F_p^K

Parameter	Abminderungsfaktor n_c^K		Formfaktor F_p^K	
1	Breite Stahlblech	W_s	Breite Stahlblech	W_s
2	Dicke Stahlblech	t_s	Dicke Stahlblech	t_s
3	Elastizitätsmodul Stahl	E_s	Elastizitätsmodul Stahl	E_s
4	Breite CFK-Lamelle	W_c	Breite CFK-Lamelle	W_c
5	Dicke CFK-Lamelle	t_c	Dicke CFK-Lamelle	t_c
6	E-Modul CFK-Lamelle	E_c	E-Modul CFK-Lamelle	E_c
7	Dicke Klebschicht	t_a	Dicke Klebschicht	t_a
8	Schubmodul Klebstoff	G_a	Schubmodul Klebstoff	G_a
9	Position CFK-Lamelle	x_c	Überlapplänge	l_c
10	Risslänge	a	Risslänge	a

Durch Bilden von Quotienten mit den Einflussgrößen erhält man dimensionslose Kenngrößen Π_i . Mit diesen lässt sich das physikalisch, mathematische Problem in allgemeiner Form wie folgt darstellen.

$$F(\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4, \Pi_5, \Pi_6, \Pi_7, \Pi_8) = 0 \quad (8.24)$$

Die Anzahl i ergibt sich aus der Anzahl der Basisdimensionen und der dimensionsbehafteten Kennzahlen (einschließlich der dimensionslosen Zielvariablen n_c^K bzw. F_p^K) (Herwig 2016). Die beiden hier betrachteten Probleme lassen sich wie folgt mit dimensionslosen Kenngrößen beschreiben:

$$f_1\left(n_c^K, \frac{E_s}{G_a}, \frac{E_s}{E_c}, \frac{t_s}{a}, \frac{W_c}{a}, \frac{t_a}{t_c}, \frac{a}{W_s}, \frac{x_c}{a}\right) = 0 \quad (8.25)$$

und

$$f_2 \left(F_p^K, \frac{E_s}{G_a}, \frac{E_s}{E_c}, \frac{t_s}{a}, \frac{W_c}{a}, \frac{t_a}{t_c}, \frac{a}{W_s}, \frac{l_c}{a} \right) = 0 \quad (8.26)$$

Vor der Regressionsanalyse werden die dimensionslosen Kennzahlen auf Grundlage theoretischer Überlegungen zu physikalischen Zusammenhängen in verschiedenen Parametern (α_1 , α_2 und α_3) zusammengefasst. Durch diese Vorarbeit wird die Anzahl der Variablen reduziert, die in der Regressionsanalyse berücksichtigt werden müssen.

Parameter α_1

Wie in Abschnitt 8.4.4 erläutert wurde, übt die Längssteifigkeit der geklebten CFK-Stahl-Verbindung an der Stelle des Risses sowie die Risslänge einen großen Einfluss auf beide Zielvariablen n_c^K und F_p^K aus. Daher wird ein Teil der dimensionslosen Kenngrößen in dem Parameter α_1 zusammengefasst, welcher ein lokales Steifigkeitsverhältnis berücksichtigt.

$$\alpha_1 = \frac{x_1}{x_1 + x_2} \cdot x_3 \quad (8.27)$$

mit

$$x_1 = \frac{E_s W_s t_s}{a \cdot V_1 \left(\frac{2a}{W_s} \right)} \quad (8.28)$$

$$x_2 = 4 \cdot E_c W_c t_c \cdot \sqrt{\frac{G_a}{t_a} \left(\frac{2}{E_s t_s} + \frac{1}{E_c t_c} \right)} \quad (8.29)$$

$$x_3 = 1 / \left(1 + \frac{4 E_c W_c t_c}{E_s W_s t_s} \right) \quad (8.30)$$

Der Term $\frac{x_1}{x_1 + x_2}$ wird zur Berücksichtigung des Überbrückungseffekts eingeführt. x_1 beschreibt einen Steifigkeitswert, welcher sich aus dem Verhältnis einer äußeren Kraft zu der daraus resultierenden Rissöffnung in Rissmitte ($a = 0$) eines gerissenen Blechs mit endlicher Breite nach (Tada et al. 2000) ergibt. $V_1 \left(\frac{2a}{W_s} \right)$ ist der zugehörige Formfaktor. x_2 beschreibt ebenfalls einen Steifigkeitswert und lässt sich aus dem Verhältnis einer äußeren Kraft zu der daraus resultierenden Relativverschiebung zwischen Lamelle und Stahlblech einer 2-schnittigen CFK-Stahl-Überlappverbindung (vgl. u_{2s} in Abbildung 2-16) bilden. Die Formel zur Berechnung der Relativverschiebung kann (Li et al. 2018) entnommen werden. x_3 stellt einen

Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung des Versteifungseffekts dar, in den das Dehnsteifigkeitsverhältnis der beiden Fügeteile eingeht.

Zur Kontrolle der Parameter lassen sich die entsprechenden dimensionslosen Kennzahlen aus den Gleichungen 8.25 und 8.26 durch Multiplikations- und Potenzrechenoperationen in den Gleichungen 8.28, 8.29 bzw. 8.30 isoliert darstellen.

Parameter α_2

Der Parameter α_2 berücksichtigt die Position der Lamellen. Er bildet sich u.a. aus dem Abstand der äußeren Lamellenkante zur Rissmitte $x_c + W_c/2$ und der Risslänge a (siehe Gleichung 8.31). Wie im vorangegangenen Kapitel gezeigt wurde, beeinflusst die Lamellenposition die Zielvariable n_c^K . Der Einfluss auf die Zielvariable F_p^K wurde als vernachlässigbar gering eingeschätzt.

$$\alpha_2 = 1 - \frac{x_c + W_c/2}{a} \quad (8.31)$$

Wie auch bei dem Parameter α_1 ließen sich die verwendeten dimensionslosen Kennzahlen, in diesem Fall $\frac{W_c}{a}$ und $\frac{x_c}{a}$, isolieren.

Parameter α_3

Zur Berücksichtigung des Einflusses der Überlapplänge und der Risslänge auf die Zielvariable F_p^K werden die dimensionslosen Kennzahl $\frac{l_c}{a}$ und $\frac{a}{W_s}$ herangezogen.

$$\alpha_3 = \frac{a^2}{l_c W_s} \quad (8.32)$$

8.5.3 Ergebnisse und Diskussion der Regressionsanalysen

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Regressionsanalyse für Stahlbleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss vorgestellt.

Zielvariable n_c^K

Zunächst werden die Ergebnisse für den Abminderungsfaktor n_c^K erläutert. In Abbildung 8-33 sind zunächst die Ergebnisse der numerischen Berechnungen nach

Tabelle A-5 und Tabelle A-6, Anhang, wiedergegeben. Darin sind Werte der Zielvariable n_c^K in Abhängigkeit der zuvor definierten Parameter α_1 und α_2 grafisch als rote Punkte dargestellt. Die blauen und grünen Punkte sind die Projektionen der Datenpunkte auf die entsprechenden Ebenen ($n_c^K - \alpha_1$ bzw. $n_c^K - \alpha_2$). Diese Datenbasis bildet die Grundlage für die Regressionsanalyse mithilfe derer die Zielvariable und die Parameter einen geeigneten funktionalen Zusammenhang gebracht werden. Es ist zu erkennen, dass mit steigenden Werten der Parameter α_1 und α_3 tendenziell eine Erhöhung des Abminderungsfaktors n_c^K einhergeht.

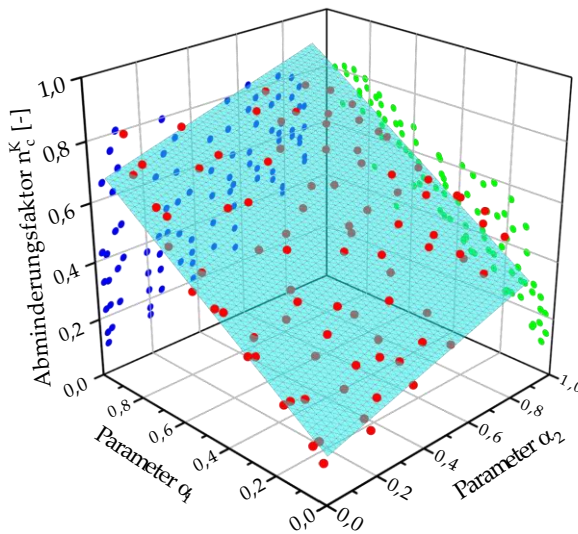


Abbildung 8-33: Zielvariable n_c^K in Abhängigkeit der Parameter α_1 und α_2 auf Grundlage der numerischen Berechnungsergebnisse (Eingangswerte aus Tabelle A-5 und Tabelle A-6, Anhang); Ausgleichsfläche (50 %-Quantilwerte)

Für die Regressionsanalyse wird die Ansatzfunktion einer Ebene im Raum gewählt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 8-3 zusammengefasst. Darin sind sowohl die 50 %- als auch die auf der konservativen Seite liegenden 95 %-Quantilwerte angegeben. Niedrigere Werte des Abminderungsfaktors n_c^K führen zu einer höheren Restlebensdauer. Die Ebene für die 50 %-Quantilwerte ist grafisch in Abbildung 8-33 dargestellt.

Tabelle 8-3: Ergebnisse der Regressionsanalyse für die Zielvariable n_c^K für Bleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss

Zielvariable n_c^K		
Ansatzfunktion: $z = A \cdot x + B \cdot y + z_0$		
z: Zielvariable n_c^K		
x: Parameter α_1		
y: Parameter α_2		
	Quantilwerte	
	50 %	95 %
A	0,588	0,615
B	0,264	0,290
z ₀	0,114	0,131
R^2	0,951	

Der Abminderungsfaktor n_c^K lässt sich dann mithilfe der 95 %-Quantilwerte wie folgt berechnen:

$$n_c^K = 0,615 \cdot \alpha_1 + 0,290 \cdot \alpha_2 + 0,131 \quad (8.33)$$

In Abbildung 8-34 sind die numerisch berechneten Werte der Zielvariable $n_c^{num,K}$ sowie die Werte der mit der abgeleiteten Berechnungsformel 8.33 (95 %-Quantil) berechneten Zielvariable $n_c^{cal95\%,K}$ gegenübergestellt. Die Wertepunkte oberhalb der Winkelhalbierenden stellen eine konservative Abschätzung dar. Es wird zudem ersichtlich, dass die Streuung der mit der abgeleiteten Berechnungsformel berechneten Werte gering ist.

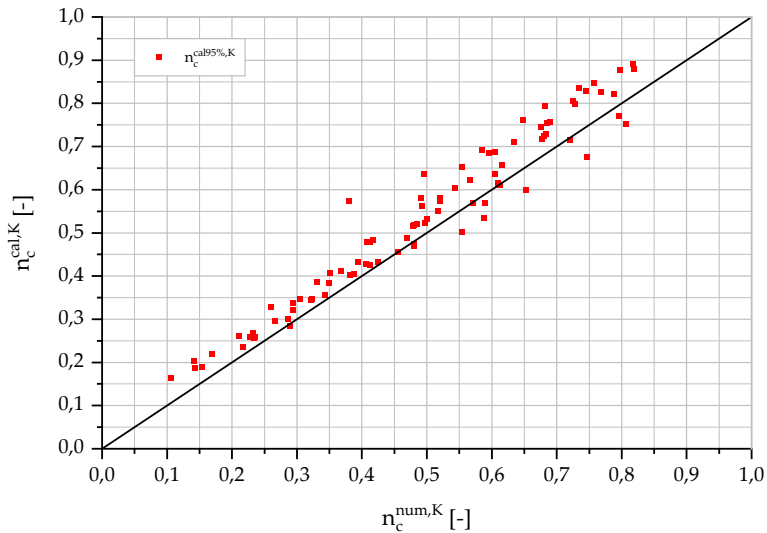


Abbildung 8-34: Gegenüberstellung der numerisch berechneten Zielvariable $n_c^{num,K}$ mit der mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz (95 %-Quantilwerte) berechneten Zielvariable $n_c^{cal95%,K}$ für Bleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss

Zielvariable F_p^K

Anschließend erfolgt die Regressionsanalyse für den Formfaktor F_p^K . In Abbildung 8-35 sind die numerisch berechneten Werte der Zielvariable F_p^K in Abhängigkeit der zuvor definierten Parameter α_1 und α_3 grafisch als rote Punkte dargestellt. Tendenziell führt eine Erhöhung des Parameters α_1 zu einer Erhöhung des Formfaktors F_p^K . Mit einem höheren Parameter α_3 geht tendenziell hingegen eine Verringerung des Formfaktors F_p^K einhergeht.

Für die Regressionsanalyse wird eine nichtlineare Potenzfunktion gewählt. Diese Ansatzfunktion und die Ergebnisse sind in Tabelle 8-3 zusammengefasst. Es sind sowohl die 50 %- als auch die auf der konservativen Seite liegenden 5 % Quantilwerte angegeben. Im Gegensatz zum Abminderungsfaktor n_c^K führen niedrigere Werte des Formfaktors F_p^K zu einer niedrigeren Restlebensdauer. Die Ausgleichsfläche ist für die 50 %-Quantilwerte grafisch in Abbildung 8-34 dargestellt.

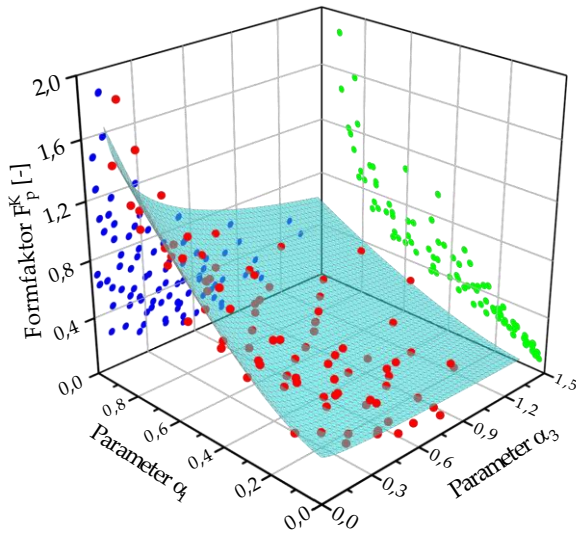


Abbildung 8-35: Zielvariable F_p^K in Abhängigkeit der Parameter α_1 und α_3 auf Grundlage der numerischen Berechnungsergebnisse (Eingangswerte aus Tabelle A-5 und Tabelle A-6, Anhang); Ausgleichsfläche (50 %-Quantilwerte)

Tabelle 8-4: Ergebnisse der Regressionsanalyse für die Zielvariable F_p^K für Bleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss

Zielvariable F_p^K		
Ansatzfunktion: $z = z_0 + Bx^C + Dy^E + Fx^C y^E$		
z: Zielvariable F_p^K		
x: Parameter α_1		
y: Parameter α_3		
	Quantilwerte	
	50 %	5 %
z_0	-338	-338
B	-3638	-3638
C	1,53	1,88
D	338	338
E	-7,67E-05	-7,67E-05
F	3639	3639
R^2	0,914	

Der Formfaktor F_p^K lässt sich dann mithilfe der 5 %-Quantilwerte wie folgt berechnen:

$$F_p^K = -388 - 3638\alpha_1^{1,88} + 338\alpha_3^{-7,67E-05} + 3639\alpha_1^{1,88}\alpha_3^{-7,67E-05} \quad (8.34)$$

Im Diagramm in Abbildung 8-36 sind die numerisch berechneten Werte der Zielvariable $F_p^{num,K}$ sowie die Werte der mit der abgeleiteten Berechnungsformel (5 %-Quantil) berechneten Zielvariable $F_p^{cal5\%,K}$ gegenübergestellt. Die Wertepunkte unterhalb der Winkelhalbierenden stellen hier eine konservative Abschätzung dar. Für Werte von $F_p^{num,K} < 0,2$ liegt die Abschätzung auf der unsicheren Seite. Bei derart geringen Werten von F_p^K ist jedoch kritisch zu hinterfragen, ob die gewählten Verstärkungsrandbedingungen sinnvoll für den Einsatz einer Vorspannung sind. Die Streuung der berechneten Werte ist geringfügig größer als bei $n_c^{cal95\%,K}$.

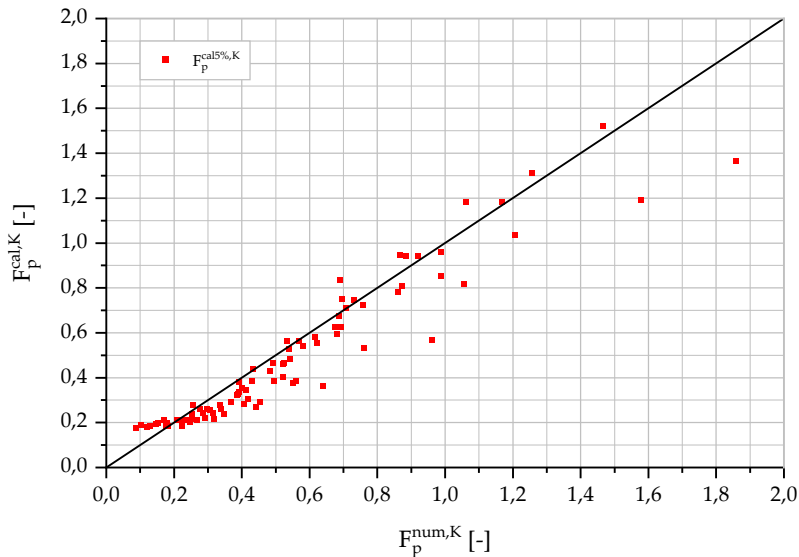


Abbildung 8-36: Gegenüberstellung der numerisch berechneten Zielvariable $F_p^{num,K}$ mit der mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz (5 %-Quantilwerte) berechneten Zielvariable $F_p^{cal5\%,K}$ für Bleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss

Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss

Mithilfe des numerischen Berechnungsverfahrens wurden zudem Dimensionsanalysen für Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss und konstanter Normalbeanspruchung durchgeführt. Dabei wurde die Annahme getroffen, dass für den Rissfortschritt dieselben identifizierten Einflussgrößen maßgebend sind. Die Eingangswerte der Berechnungen zur Erzeugung der Datenbasis sind bis auf W_s identisch mit den in Tabelle A-5 und Tabelle A-6, Anhang, aufgeführten Werten. Die Breite der einseitig gerissenen Proben $W_{s,SECT}$ entspricht der halben Blechbreite der zentrisch gerissenen Proben $W_{s,CCT}$. Die Ergebnisse sind in Tabelle A-7 und Tabelle A-8 sowie in Abbildung A-20 und Abbildung A-21, Anhang, zusammengefasst.

8.6 Validierung mithilfe von Versuchsergebnissen

Abschließend werden zur Validierung der ingenieurmäßigen Methode die Rissfortschrittsversuche aus Kapitel 6.6 sowie in der Literatur dokumentierte Versuche (*Bassetti et al.* 2000; *Hosseini et al.* 2017) nachgerechnet. Dazu werden die mit den konservativen Modifikationsfaktoren (95 %-Quantilwerte von n_c^K bzw. 5 %-Quantilwerte von F_p^K) berechneten Restlebensdauern mit den experimentell bestimmten Restlebensdauern gegenübergestellt.

Das Verfahren zur Bestimmung der Restlebensdauern mithilfe des ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens ist nachfolgend kurz zusammengefasst:

- Schritt 1: Berechnung der Modifikationsfaktoren n_c^K und F_p^K mithilfe der **Gleichungen 8.27 bis 8.34** aus Abschnitt 8.4 zur Berücksichtigung der relevanten Einflussgrößen der CFK-Verstärkung
- Schritt 2: Berechnung der Beanspruchungsgrößen zyklischer SIF $\Delta K_I'$ und R_{eff} mithilfe der **Gleichungen 2.5 und 8.5 bis 8.9** aus Abschnitt 8.3.1 im verstärkten Blech
- Schritt 3: Berechnung der Rissfortschrittsrate da/dN mithilfe der **Gleichungen 7.6 bis 7.8**

Schritt 4: Bestimmung der Lastwechselzahl ΔN für ein vorgegebenes Rissfortschrittsinkrement Δa

Die Berechnungsschritte 1 bis 4 werden iterativ durchgeführt, da sich die Eingangswerte der Berechnungen mit steigender Risslänge a ändern. Dazu müssen die Rissfortschrittsinkremente Δa ausreichend klein gewählt werden.

Schritt 5: Berechnung der **Restlebensdauer** durch Summierung der Lastwechselzahlen der einzelnen Rissfortschrittsinkremente

In Abbildung 8-37 sind die mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz ermittelten Restlebensdauern und die Restlebensdauern aus Versuchen gegenübergestellt.

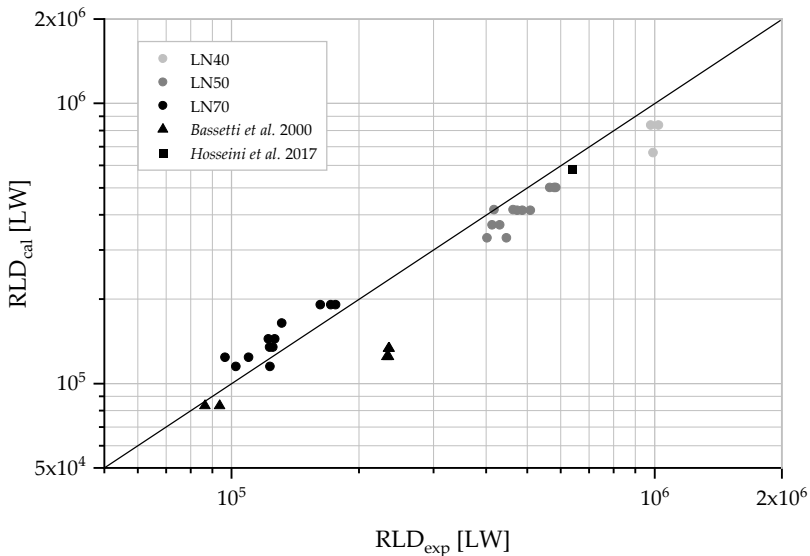


Abbildung 8-37: Gegenüberstellung von mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz berechneten Restlebensdauern mit Restlebensdauern aus Versuchen (95 %-Quantilwerte von n_c^K bzw. 5 %-Quantilwerte von F_p^K)

Die Versuchsergebnisse lassen sich für die beiden niedrigen Lastniveaus LN40 und LN50 sehr gut mit den abgeleiteten Berechnungsformeln abschätzen. Die berechneten Restlebensdauern liegen auf der konservativen Seite. Bei dem Lastniveau LN70 liegen die berechneten Restlebensdauern hingegen auf der unsicheren

Seite. Dies lässt sich auf das beschleunigte Risswachstum infolge von Plastizierungen im Stahlquerschnitt zurückführen, was ausführlich in Abschnitt 7.3.4 erläutert wurde. Dieser Effekt wurde nicht im numerischen Modell berücksichtigt, welches die Grundlage für die abgeleiteten Berechnungsformeln darstellt.

Ergänzend zu eigenen Versuchen wurden Versuche an zentrisch gerissenen Blechen, welche in (Bassetti et al. 2000) und in (Hosseini et al. 2017) dokumentiert sind mit den Berechnungsformeln nachgerechnet. Für den in (Hosseini et al. 2017) verwendeten Stahlwerkstoff sind die bruchmechanischen Kennwerte der Paris-Erdogan Gleichung bekannt. In (Bassetti et al. 2000) sind lediglich die Streckgrenze und Zugfestigkeit des untersuchten Stahlblechs angegeben. Daher wurden die bruchmechanischen Kennwerte C_0 und γ , wie in Abschnitt 7.2.2 beschrieben, nach (Dowling/Calhoun 2009) und (Gurney 1979) berechnet. Der Paris-Exponent wurde zu $m = 3$ angenommen.

Die berechneten Restlebensdauern liegen für alle Versuche auf der sicheren Seite. Bis auf zwei Versuche liegen diese zudem in einem vergleichbaren Streubereich wie die eigenen Versuche. Das abgeleitete Berechnungsverfahren eignet sich somit sehr gut zur Abschätzung des Rissfortschritts bzw. der Restlebensdauer von Stahlblechen, welche mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Es ermöglicht dabei die Berücksichtigung der geometrischen, werkstofflichen und beanspruchungsspezifischen Parameter, welche einen maßgeblichen Einfluss auf die Wirksamkeit der Verstärkung haben.

8.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde ein ingenieurmäßiges Verfahren zur Abschätzung der Rissfortschrittsrate in Stahlblechen mit zentrischem Innenriss oder einseitigem Randriss entwickelt, welche durch beidseitig aufgeklebte CFK-Lamellen verstärkt wurden. Das Verfahren basiert auf einem bruchmechanischen Ansatz mit Modifikationsfaktoren, welches den Einfluss der geometrischen, werkstofflichen und beanspruchungsspezifischen Verstärkungsrandbedingungen auf den SIF berücksichtigt. Die Modifikationsfaktoren wurden mithilfe einer numerisch erzeugten Datenbasis für jedes Rissproblem getrennt bestimmt. Grundsätzlich kann die Datenbasis mithilfe numerischer oder experimenteller Methoden und für beliebige



Rissprobleme erzeugt werden. Zudem lässt sich durch den bruchmechanischen Ansatz der Einfluss einer Vorlast während der Lamellenapplikation sowie von Schweißspannungen auf die Rissspitzenbeanspruchung berücksichtigen.

Der Vergleich zwischen Ergebnissen aus Berechnung und Versuch zeigt, dass sich das stabile Risswachstum und die Restlebensdauer zuverlässig mit dem entwickelten, ingenieurmäßigen Verfahren prognostizieren lassen. Das Vorgehen zur Berechnung der Restlebensdauer eines CFK-verstärkten, gerissenen Stahlblechs mithilfe des ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens ist nachfolgend schematisch zusammengefasst.

Methodik zur Berechnung der Restlebensdauer eines CFK-verstärkten, gerissenen Stahlblechs mithilfe des ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens

1	Berechnung der Beanspruchungsgrößen $\Delta K_I'$ und R_{eff}	
1.1	Für $K_{I,u}' > 0$: $\Delta K_I' = K_{I,o}' - K_{I,u}' = n_c^K \cdot \Delta K_I^0$ $R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = \frac{n_c^K \cdot K_{I,u}^0 - K_{I,p}}{n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}}$ mit $K_{I,u/o}^0 = \sigma_{u/o} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_0$ $\Delta K_I^0 = K_{I,o}^0 - K_{I,u}^0$ $K_{I,p} = (P_{Vor,ges}/A_s) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y_0 \cdot F_p^K$	Für $K_{I,u}' = 0$: $\Delta K_I' = K_{I,o}' = n_c^K \cdot K_{I,o}^0 - K_{I,p}$ $R_{eff} = \frac{K_{I,u}'}{K_{I,o}'} = 0$



1.2	Berechnung der Modifikationsfaktoren	
	<i>Blech endlicher Breite mit zentrischem Innenriss</i>	
		$n_c^K = 0,615 \cdot \alpha_1 + 0,290 \cdot \alpha_2 + 0,131$ $F_p^K = -388 - 3638\alpha_1^{1,88} + 338\alpha_3^{-7,67E-05} + 3639\alpha_1^{1,88}\alpha_3^{-7,67E-05}$
	<i>Blech endlicher Breite mit einseitigem Randriss</i>	
		$n_c^K = 0,825 \cdot \alpha_1 + 0,109 \cdot \alpha_2 + 0,0683$ $F_p^K = 2,40 \cdot \alpha_1 - 0,201 \cdot \alpha_3 - 0,0456$



1.3	Berechnung der Parameter	
	$\alpha_1 = \frac{x_1}{x_1 + x_2} \cdot x_3$ $x_1 = \frac{E_s W_s t_s}{a \cdot V_1(a; W_s)}$ $x_2 = 4 \cdot E_c W_c t_c \cdot \sqrt{\frac{G_a}{t_a} \left(\frac{2}{E_s t_s} + \frac{1}{E_c t_c} \right)}$	$\alpha_2 = 1 - \frac{x_c + W_c/2}{a}$ $x_3 = 1 / \left(1 + \frac{4E_c W_c t_c}{E_s W_s t_s} \right)$
		$\alpha_3 = \frac{a^2}{l_c W_s}$



2	Berechnung der Rissfortschrittsrate da/dN	
	$\frac{da}{dN} = C \Delta K_I'^m \quad \text{für } \Delta K_I' > \Delta K_{th}, \text{ sonst: } \frac{da}{dN} = 0 \quad \text{mit } C = \frac{C_0}{(1-R_{eff})^{m(1-\gamma)}}$	



3	Berechnung der Lastwechselzahl ΔN für ein definiertes Rissfortschrittsinkrement Δa	
<p>Die Schritte 1 - 3 werden iterativ durchgeführt. Es ist ein geeignetes Δa zu wählen.</p>		



4	Berechnung der Restlebensdauer durch Summierung der Lastwechselzahlen der einzelnen Rissfortschrittsinkremente	
----------	---	--

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen zum Trag- und Versagensverhalten geklebter CFK-Stahl-Überlappverbindungen sowie zum Rissfortschrittsverhalten in Stahlblechen unter zyklischer Beanspruchung durchgeführt, welche mit aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen bildeten die Basis für die Entwicklung eines ingenieurmäßigen Verfahrens zur Bestimmung der Restlebensdauern CFK-verstärkter Stahlbleche auf Grundlage eines bruchmechanischen Berechnungsansatzes mit Modifikationsfaktoren.

Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse mit Bezug auf die einzelnen Kapitel der Arbeit zusammengefasst.

Zunächst wurden die Grundlagen der Ermüdung in Stahlbauteilen und bruchmechanische Verfahren zur Analyse des Fortschritts von Rissen infolge zyklischer Beanspruchung vorgestellt. Zudem wurden werkstoffspezifische Eigenschaften von Klebstoffen und faserverstärkten Kunststoffen, die bei einer Verstärkung mit aufgeklebten CFK-Lamellen zu beachten sind, vorgestellt. Für die Analyse des Trag- und Versagensverhalten von geklebten CFK-Stahl-Überlappverbindungen stehen verschiedene Verfahren zur Verfügung. Häufige Anwendung finden spannungsbasierte Konzepte nach (*Li et al.* 2018) oder (*Hart-Smith* 1973). Der Nachteil dieser Modelle besteht darin, dass ein Klebstoffversagen vorausgesetzt wird. Mithilfe von Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen lässt sich hingegen auch ein Versagen des CFK-Fügeteils, z.B. in Form eines Zwischenfaserbruchs, berücksichtigen. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass das nichtlineare Verformungsverhalten des Klebstoffs berücksichtigt wird. Zur praktikablen Auslegung der Klebverbindung unter zyklischer Beanspruchung sind experimentell ermittelte Wöhlerdiagramme sinnvoll. In den Versuchen lassen sich anwendungsnahe Geometrien und Beanspruchungen berücksichtigen.

Die Ergebnisse bestehender Forschung zeigen grundsätzlich die hohe Leistungsfähigkeit der Verstärkung mit geklebten CFK-Werkstoffen auf. Allerdings fehlen weitestgehend systematische Untersuchungen unter Berücksichtigung der maßgebenden Randbedingungen im Stahlbrückenbau. Bestehende Berechnungsansätze zur Abschätzung der Restlebensdauer CFK-verstärkter Stahlbauteile sind nur eingeschränkt anwendbar, da meist nicht alle maßgebenden Einflussgrößen berücksichtigt werden oder die abgeleiteten Methoden nur für ein spezifisches CFK-Klebstoffsystem gelten.

Im Rahmen einer Analyse von Brückenprüfberichten nach (*DIN 1076*) wurden rissgeschädigte Konstruktionsdetails in Stahlbrücken eruiert, welche sich grundsätzlich für eine Verstärkung durch aufgeklebte CFK-Lamellen eignen. Von besonders hoher Relevanz sind Risse in Längsrippenstößen (Schadenskategorie 2a) sowie Risse in Quersteifen von Längsträgern (Schadenskategorien 3Ia/b und 3IIa/b).

Im Anschluss wurde das Verstärkungskonzept definiert und charakterisiert. Zur Verlangsamung des Risswachstums wird die Rissöffnung verringert, indem der Riss mithilfe eines Verstärkungselements überbrückt wird. Eine Vorspannung des Verstärkungselementes führt zusätzlich zu einer Verringerung der Rissöffnung. Durch die vorteilhafte Klebverbindung werden die Beanspruchungen in unmittelbarer Nähe zum Riss vom gerissenen Bauteil in das Verstärkungselement eingetragen. Auf Grundlage theoretischer Überlegungen und Vorberechnungen wurde ein Anforderungskatalog für die Klebstoffauswahl definiert. Wesentliche Anforderungen an den Klebstoff sind eine hohe Steifigkeit und Festigkeit, eine geringe Kriechneigung sowie ein hoher Ermüdungswiderstand. Zudem muss der Klebstoff für einen definierten Temperatureinsatzbereich geeignet sein und eine spachtelbare Konsistenz aufweisen.

Auf Grundlage des Anforderungskatalogs wurden zwei Epoxidharzklebstoffe ausgewählt. Der zähmodifizierte Klebstoff Sikadur-370 wies im Gegensatz zum Klebstoff MC-DUR 1280 eine geringere Steifigkeit und Festigkeit, jedoch eine größere Bruchdehnung auf. Das Versagen trat in allen Fällen durch ein substratnahes, kohäsives Versagen in der Grenzschicht zwischen CFK und Klebstoff auf. Anhand der quasi-statischen Versuchsergebnisse wurde der theoretische Verbundansatzes

nach (Xia/Teng 2005) für die beiden CFK-Klebstoff-Systeme verifiziert. Dieser ermöglicht eine sehr gute Abschätzung der quasi-statischen Tragfähigkeiten und der erforderlichen Mindestüberlapplänge der Verbindungen. Trotz der geringeren Festigkeit des Klebstoffs Sikadur-370 ist die Verbindungstragfähigkeit höher, da größere Bereiche der Klebverbindung infolge der geringeren Steifigkeit und höheren Duktilität am Lastabtrag beteiligt sind. Anhand der Ergebnisse der Dauerschwingversuche wurden Wöhlerlinien für beide Klebstoffe abgeleitet. Als Versagen wurde eine initiale Teilablösung der Lamelle am unbelasteten Stahlblechende definiert. Mithilfe der Wöhlerlinien lassen sich die CFK-Stahl-Überlappverbindungen hinsichtlich eines Ermüdungsversagens bewerten.

Zur Untersuchung des Potentials der CFK-Verstärkung wurden umfangreiche Dauerschwingversuche an zentrisch gerissenen Stahlblechen durchgeführt, welche mit schlaff oder vorgespannt aufgeklebten CFK-Lamellen verstärkt wurden. Anhand der Versuchsergebnisse an unverstärkten Referenzproben wurden bruchmechanische Kennwerte für den untersuchten Stahlwerkstoff ermittelt. Verglichen mit den Referenzversuchen wurden durch eine CFK-Verstärkung um einen Faktor von bis zu 6,3 höhere Restlebensdauern erreicht. Nach einer Verstärkung ohne Vorspannung wurde mit steigender Klebstoffsteifigkeit eine Zunahme der Restlebensdauer beobachtet. Zudem beeinflusst die Höhe der Vorspannung maßgeblich die Wirksamkeit der Verstärkung. Nach einer beidseitigen Verstärkung mit dem Klebstoff MC-DUR 1280 erhöhte sich die Restlebensdauer mit steigender Vorspannung. Für den Klebstoff Sikadur-370 deuten die Versuchsergebnisse darauf hin, dass für eine nennenswerte positive Wirkung der Vorspannung auf die Restlebensdauer ein definierter Mindestwert der Vorspannkraft aufgebracht werden muss. Ein möglicher Grund dafür liegt in der geringeren Steifigkeit des Klebstoffs im Vergleich zum Klebstoff MC-DUR 1280. Infolge einer einseitigen Applikation mit Vorspannung wurde je nach Höhe der äußeren Belastung aufgrund des auftretenden sekundären Biegemomentes eine Verringerung der Restlebensdauer mit zunehmender Vorspannkraft festgestellt. Dies ist bei der Anwendung dringend zu beachten.

Zur Quantifizierung der Risspitzenbeanspruchung und der Rissfortschrittsrate nach einer Verstärkung mit aufgeklebten CFK-Lamellen wurde ein parametrisiertes, numerisches Modell sowie ein Verfahren zur Berechnung der Rissfortschrittsrate entwickelt. Diese ermöglichen die Untersuchung weiterer Parameter auf das

Rissfortschrittsverhalten. Die Lamellenvorspannung bewirkt eine Reduzierung des effektiven Beanspruchungsverhältnisses R_{eff} an der Risspitze. Dieser Einfluss wurde durch eine Erweiterung der Paris-Erdogan Gleichung um einen Ansatz nach (Walker 1968) berücksichtigt. Das numerische Berechnungsverfahren zur Abschätzung des stabilen Rissfortschritts wurde erfolgreich anhand von Näherungslösungen einfacher Rissprobleme sowie der Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche validiert.

Den originären Beitrag der vorliegenden Arbeit stellt die Entwicklung eines ingenieurmäßigen Verfahrens zur Prognose der Rissfortschrittsgeschwindigkeit auf Basis eines bruchmechanischen Berechnungsansatzes mit Modifikationsfaktoren dar. Dieses Verfahren ermöglicht den Verzicht auf aufwändige Bauteilversuche und komplexe, numerische Berechnungen. Mithilfe dieses Ansatzes werden der zyklische SIF $\Delta K_I'$ und das effektive Beanspruchungsverhältnis R_{eff} bestimmt. Zur Berücksichtigung des Einflusses der CFK-Verstärkung auf diese Beanspruchungsgrößen wurden zwei Modifikationsfaktoren, der Abminderungsfaktor n_c^K und der Formfaktor F_p^K , eingeführt. Diese können als Indikatoren für die Wirksamkeit der Verstärkung interpretiert werden.

Im Rahmen einer Parameterstudie wurde das validierte, numerische Berechnungsverfahren angewendet, um den Einfluss geometrischer und werkstofflicher Parameter auf die eingeführten Modifikationsfaktoren zu quantifizieren. Eine maßgebende Einflussgröße stellt das Verhältnis der Dehnsteifigkeiten der Füge-teile $(EA)_c/(EA)_s$ dar. Ein sinkender Verhältniswert wirkt sich positiv auf den Abminderungsfaktor n_c^K , jedoch negativ auf den Formfaktor F_p^K bzw. die Wirksamkeit der Vorspannung aus.

Die Erhöhung der Schubsteifigkeit der Klebschicht, ausgedrückt durch den Quotienten G_a/t_a , wirkt sich positiv auf die Wirksamkeit aus. Zu beachten ist, dass eine Erhöhung des Klebstoffschubmoduls über 1500 MPa hinaus für die untersuchten Randbedingungen zu keinem weiteren Wirksamkeitsgewinn führt. Die Untersuchungen zeigen zudem, dass die Wirksamkeit der Verstärkung am höchsten ist, wenn die Verstärkungslamelle möglichst nah an die Risspitze appliziert wird. Die Wirksamkeit einer Lamellenvorspannung wird maßgeblich von der Lamellenüberlapplänge beeinflusst, da die aus der Vorspannung resultierende

Druckbeanspruchung im Wesentlichen im Bereich der Lamellenenden in das Stahlblech eingetragen wird. Für eine Überlapplänge von $l_c > W_s$ ändert sich die Wirksamkeit hingegen nicht mehr. Der Modifikationsfaktor F_p^K entspricht dann dem Modifikationsfaktor n_c^K .

Im Rahmen von Dimensionsanalysen wurden abschließend der Abminderungsfaktor des SIF n_c^K und der Formfaktor F_p^K jeweils für ausgewählte Rissprobleme in funktionale Zusammenhänge mit den identifizierten Einflussgrößen gebracht. Die Grundlage dazu bildete jeweils eine Datenbasis, die mithilfe des numerischen Berechnungsverfahrens erzeugt wurde. Die untersuchten Rissprobleme umfassten Stahlbleche endlicher Breite mit zentrischem Innenriss oder mit einseitigem Randriss. Anschließend wurden mithilfe des erarbeiteten ingenieurmäßigen Berechnungsverfahrens die Restlebensdauern der eigenen Rissfortschrittsversuche und von Versuchen aus der Literatur prognostiziert. Die Gegenüberstellung mit den Versuchsergebnissen zeigte, dass sich das stabile Risswachstum und die Restlebensdauer CFK-verstärkter Stahlbleche mit zentrischem Innenriss zuverlässig mit dem ingenieurmäßigen Berechnungsverfahren abschätzen lässt. Die Dimensionsanalyse lässt sich grundsätzlich auch auf beliebige andere Rissprobleme anwenden, indem die Geometrie des numerischen Modells oder der Beanspruchungszustand entsprechend angepasst wird.

9.2 Ausblick

Grundsätzlich sind für eine dauerhaft tragfähige Klebverbindung auch die Einflüsse klimatischer Einwirkungen, wie Temperatur und relative Luftfeuchte, auf das Trag- und Verformungsverhalten zu berücksichtigen. Untersuchungen von (Bai et al. 2014) und (Dawood/Rizkalla 2010) zeigen, dass eine Beanspruchung infolge Temperatur- und Feuchteeinwirkung eine signifikante Verringerung der Steifigkeit und Tragfähigkeit der Verbindung zur Folge haben kann. Der Einfluss ist dabei deutlich ausgeprägter, wenn zusätzlich eine ständige mechanische Belastung aufgebracht wird. In der Folge ist von einer abnehmenden Wirksamkeit der Verstärkung auszugehen. Daher ist es sinnvoll, den Einfluss derartiger Langzeiteinwirkungen auf die mechanischen Eigenschaften der Klebschicht sowie ggfs. der

Fügeteile zu quantifizieren und beispielsweise in Form zusätzlicher Modifikationsfaktoren für die Spannungsintensitätsfaktoren bei der Prognose der Restlebensdauer zu berücksichtigen.

Literaturverzeichnis

Fachveröffentlichungen

Abdollahi, N. C.; Zamin, M. J.; Ramli Sulong, N. H.; Zhao, X. L.; Mohammadizadeh, M. R. (2013): Experimental and theoretical investigation on torsional behaviour of CFRP strengthened square hollow steel section. In: *Thin-Walled Structures* 68, S. 135–140.

Abed, A.; Al-Mosawe, A.; Al-Mahaidi, R.; Ruan, D. (2017): State-of-the-art Review on Strengthening Elements of Steel Bridges using CFRP. In: *Proceedings of the 10th Austroads Bridge Conference, Melbourne, Australien.*

Albiez, M. F. (2016): Zur statischen Tragfähigkeit geklebter Kreishohlprofilverbindungen im Stahlbau. [Dissertation]. Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie KIT, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine.

Althof, W. (1984): Verformungs- und Festigkeitsverhalten von Klebverbindungen bei Kurz- und Langzeitbeanspruchung. In: *TUB-Dokumentation Kongresse und Tagungen, Heft 21, S. 141–162.*

Al-Zubaidy, H.; Al-Mahaidi, R.; Zhao, X.-L. (2013): Finite element modelling of CFRP/steel double strap joints subjected to dynamic tensile loadings. In: *Composite Structures* 99, S. 48–61.

Amraei, M.; Zong, L.; Ahola, A.; Björk, T. (2019): Bonded CFRP to high strength steels. In: *Rakenteiden Mekaniikka* 52, Nr. 4, S. 222–235.

ANSYS Mechanical APDL - Finite Element Analysis (FEA) Software for Structural Engineering 2020 R1, ANSYS Inc.

AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. (2013): *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites*, Springer Fachmedien Wiesbaden.

Bai, Y.; Nguyen, T. C.; Zhao, X. L.; Al-Mahaidi, R. (2014): Environment-Assisted Degradation of the Bond between Steel and Carbon-Fiber-Reinforced Polymer. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 26, Nr. 9, S. 40–54.

- Baker, A. A.; Jones, R.* (1988): Bonded Repair of Aircraft Structures (Engineering Application of Fracture Mechanics, Bd. 7), Springer Netherlands, Dordrecht.
- Bambach, M. R.; Jama, H. H.; Elchalakani, M.* (2009): Axial capacity and design of thin-walled steel SHS strengthened with CFRP. In: Thin-Walled Structures 47, Nr. 10, S. 1112–1121.
- Bassetti, A.; Nussbaumer, A.; Colombi, P.* (2000): Repair of riveted bridge members damaged by fatigue using CFRP materials. In: Proceedings of Conference on Advanced FRP Materials for Civil Structures, Bologna, Italien, S. 33–42.
- Baumgartner, J.; Schmidt, H.; Rybar, G.; Melz, T.; Ernstberger, L.; Teutenberg, D. et al.* (2016): Auslegung von geklebten Stahlblechstrukturen im Automobilbau für schwingende Last bei wechselnden Temperaturen unter Berücksichtigung des Versagensverhaltens. FAT 290, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT), Berlin.
- Berger, C.; Blauel, J. G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeev, I.* (2018): FKM-Richtlinie „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“. 4. Aufl., VDMA Verlag GmbH, Frankfurt.
- Bergmeister, K.* (2003): Kohlenstofffasern im Konstruktiven Ingenieurbau (Bauingenieur-Praxis), Ernst & Sohn, Berlin.
- Biermann, H.; Krüger, L.* (2014): Moderne Methoden der Werkstoffprüfung, Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim.
- Blaschko, M.* (2001): Zum Tragverhalten von Betonbauteilen mit in Schlitze eingeklebten CFK-Lamellen. Dissertation, Technische Universität München.
- Bocciarelli, M.; Colombi, P.; Fava, G.; Poggi, C.* (2009): Prediction of debonding strength of tensile steel/CFRP joints using fracture mechanics and stress based criteria. In: Engineering Fracture Mechanics 76, Nr. 2, S. 299–313.
- Borchert, K.* (2009): Verbundverhalten von Klebebewehrung unter Betriebsbedingungen. 1. Aufl. (Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Bd. 575), Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- Borrie, D.; Zhao, X. L.; Singh Raman, R. K.; Bai, Y.* (2016): Fatigue performance of CFRP patched pre-cracked steel plates after extreme environmental exposure. In: Composite Structures 153, S. 50–59.

Boscolo, M.; Zhang, X. (2010a): A modelling technique for calculating stress intensity factors for structures reinforced by bonded straps. Part I: Mechanisms and formulation. In: *Engineering Fracture Mechanics* 77, Nr. 6, S. 883–895.

Boscolo, M.; Zhang, X. (2010b): A modelling technique for calculating stress intensity factors for structures reinforced by bonded straps. Part II: Validation. In: *Engineering Fracture Mechanics* 77, Nr. 6, S. 896–907.

Branco, R.; Antunes, F. V. (2008): Finite element modelling and analysis of crack shape evolution in mode-I fatigue middle cracked tension specimens. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75, Nr. 10, S. 3020–3037.

Breunig, S.; Götz, L.-M.; Kuhlmann, U.; Weidner, P.; Ummenhofer, T. (2021): DAST-Richtlinie zum höherfrequenten Hämmern. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2021*. Berlin : Wilhelm Ernst et Sohn (Stahlbau-Kalender, Bd. 23. Jahrgang), S. 435–470.

Broek, D. (1986): Elementary engineering fracture mechanics. Third revised edition, Springer Netherlands, Dordrecht.

Brown, W. F.; Shrawley, J. E. (1967): Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials. ASTM STP 410, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

Büchel, S. (2022): Untersuchung des Einflusses der Dehnrates auf die Steifigkeit und Festigkeit von Klebstoffen mithilfe von standardisierten Charakterisierungsverfahren. [Bachelor Thesis (B.Sc.)]. Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie KIT, KIT Stahl- und Leichtbau.

Budelmann, H.; Leusmann, T. (2013): Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung. Verbundtragfähigkeit unter nicht ruhender Belastung (Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Bd. Heft 593), Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Colombi, P. (2005): Plasticity induced fatigue crack growth retardation model for steel elements reinforced by composite patch. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 43, Nr. 1, S. 63–76.

- Colombi, P.; Bassetti, A.; Nussbaumer, A.* (2003): Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 39, Nr. 1, S. 61–71.
- Colombi, P.; Fava, G.* (2012): Fatigue behaviour of tensile steel/CFRP joints. In: *Composite Structures* 94, Nr. 8, S. 2407–2417.
- Colombi, P.; Fava, G.* (2015): Experimental study on the fatigue behaviour of cracked steel beams repaired with CFRP plates. In: *Engineering Fracture Mechanics* 145, S. 128–142.
- Colombi, P.; Fava, G.* (2016): Fatigue crack growth in steel beams strengthened by CFRP strips. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 85, S. 173–182.
- Colombi, P.; Fava, G.; Sonzogni, L.* (2014): Fatigue Behavior of Cracked Steel Beams Reinforced by Using CFRP Materials. In: *Procedia Engineering* 74, S. 388–391.
- Colombi, P.; Fava, G.; Sonzogni, L.* (2015a): Fatigue crack growth in CFRP-strengthened steel plates. In: *Composites Part B: Engineering* 72, S. 87–96.
- Colombi, P.; Fava, G.; Sonzogni, L.* (2015b): Effect of initial damage level and patch configuration on the fatigue behaviour of reinforced steel plates. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38, Nr. 3, S. 368–378.
- Colombi, P.; Poggi, C.* (2006a): Strengthening of tensile steel members and bolted joints using adhesively bonded CFRP plates. In: *Construction and Building Materials* 20, S. 22–33.
- Colombi, P.; Poggi, C.* (2006b): An experimental, analytical and numerical study of the static behavior of steel beams reinforced by pultruded CFRP strips. In: *Composites Part B: Engineering* 37, Nr. 1, S. 64–73.
- Courtin, S.; Gardin, C.; Bézine, G.; Ben Hadj Hamouda, H.* (2005): Advantages of the J-integral approach for calculating stress intensity factors when using the commercial finite element software ABAQUS. In: *Engineering Fracture Mechanics* 72, Nr. 14, S. 2174–2185.
- Crocombe, A. D.; Bigwood, D. A.; Richardson, G.* (1990): Analysing structural adhesive joints for failure. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 10, Nr. 3, S. 167–178.

Da Silva, L. F.; das Neves, P. J.; Adams, R. D.; Wang, A.; Speltz, J. K. (2009): Analytical models of adhesively bonded joints—Part II: Comparative study. In: International Journal of Adhesion and Adhesives 29, Nr. 3, S. 331–341.

DAfStb (Hrsg.) (2013): Erläuterungen und Beispiele zur DAfStb-Richtlinie "Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung". Az. Heft 595, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Dawood, M.; Rizkalla, S. (2010): Environmental durability of a CFRP system for strengthening steel structures. In: Construction and Building Materials 24, Nr. 9, S. 1682–1689.

De Roo, A. (1993): Modelling surface runoff and soil erosion in catchments using Geographical Information Systems. Validity and applicability of the 'ANSWERS' model in two catchments in the loess area of South Limburg (The Netherlands) and one in Devon (UK) (Netherlands Geographical Studies, Bd. 157), Koninklijk Nederlands Aardrijkskundig Genootschap, Amsterdam, Niederlande.

Dehghani, E.; Daneshjoo, F.; Aghakouchak, A. A.; Khaji, N. (2012): A new bond-slip model for adhesive in CFRP–steel composite systems. In: Engineering Structures 34, S. 447–454.

Dinda, S.; Kujawski, D. (2004): Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R-ratios using K_{max} and ΔK_I parameters. In: Engineering Fracture Mechanics 71, Nr. 12, S. 1779–1790.

Doroudi, Y.; Fernando, D.; Zhou, H.; Nguyen, V. T.; Ghafouri, E. (2020): Fatigue behavior of FRP-to-steel bonded interface: An experimental study with a damage plasticity model. In: International Journal of Fatigue 139, S. 105–122.

Doucet, J.; Zhang, X.; Irving, P. (2013): Fatigue modelling of aluminium plates reinforced with bonded fibre metal laminates. In: International Journal of Structural Integrity 4, Nr. 4, S. 416–428.

Dowling, N.; Calhoun, C. (2009): Mean stress effects in stress-life fatigue and the Walker equation. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 32, Nr. 3, S. 163–179.

Edel, K.-O. (2015): Einführung in die bruchmechanische Schadensbeurteilung, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.

Elber, W. (1970): Fatigue crack closure under cyclic tension. In: Engineering Fracture Mechanics 2, Nr. 1, S. 37–45.

Erdogan, F.; Ratwani, M. (1970): Fatigue and fracture of cylindrical shells containing a circumferential crack. In: International Journal of Fracture Mechanics 6, Nr. 4, S. 379–392.

Fawzia, S.; Al-Mahaidi, R.; Zhao, X.-L. (2006): Experimental and finite element analysis of a double strap joint between steel plates and normal modulus CFRP. In: Composite Structures 75, Nr. 4, S. 156–162.

Fawzia, S.; Zhao, X.-L.; Al-Mahaidi, R. (2010): Bond–slip models for double strap joints strengthened by CFRP. In: Composite Structures 92, Nr. 9, S. 2137–2145.

Feldmann, M.; Richter, C.; Abeln, B.; Schaaf, B. (2017): Zur Berechnung und Bemessung von Klebverbindungen aus der Sicht des Stahlbaus. In: Stahlbau 86, Nr. 12, S. 1106–1112.

Fiedler, E. (2009): Die Entwicklung der orthotropen Fahrbahnplatte in Deutschland. In: Stahlbau 78, Nr. 8, S. 562–576.

Fish, P.; Schroeder, C.; Connor, R.; Sauser, P. (2015): Fatigue and Fracture Library for the Inspection, Evaluation, and Repair of Vehicular Steel Bridges, Purdue University, West Lafayette, IN, USA.

Friedrich, H. (2008): Überblick: Schäden und Instandsetzungsvarianten. Neue Entwicklungen im Stahlbrückenbau, Bundesanstalt für Straßenwesen - BAST, Bergisch-Gladbach.

Friedrich, N. (2020): Approach to consider welding residual stresses in fatigue analysis using numerical simulations. [Dissertation]. Hamburg, TUHH Technische Universität Hamburg Harburg, Konstruktion und Festigkeit von Schiffen.

Geißler, K. (2014): Handbuch Brückenbau: Entwurf, Konstruktion, Berechnung, Bewertung und Ertüchtigung, Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim.

Ghafoori, E.; Motavalli, M. (2016): A Retrofit Theory to Prevent Fatigue Crack Initiation in Aging Riveted Bridges Using Carbon Fiber-Reinforced Polymer Materials. In: Polymers 8, Nr. 8, S. 308–329.

- Ghafoori, E.; Motavalli, M.; Botsis, J.; Herwig, A.; Galli, M.* (2012a): Fatigue strengthening of damaged metallic beams using prestressed unbonded and bonded CFRP plates. In: *International Journal of Fatigue* 44, S. 303–315.
- Ghafoori, E.; Motavalli, M.; Nussbaumer, A.; Herwig, A.; Prinz, G. S.; Fontana, M.* (2015): Determination of minimum CFRP pre-stress levels for fatigue crack prevention in retrofitted metallic beams. In: *Engineering Structures* 84, S. 29–41.
- Ghafoori, E.; Motavalli, M.; Nussbaumer, A.; Prinz, G. S.* (2016): Fatigue strengthening of riveted girders in a historic railway metallic bridge in Switzerland using pre-stressed un-bonded CFRP laminates. In: *Proceedings of the 8th International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management (IABMAS2016)*, Foz do Iguaçu, Brazil.
- Ghafoori, E.; Schumacher, A.; Motavalli, M.* (2012b): Fatigue behavior of notched steel beams reinforced with bonded CFRP plates: Determination of prestressing level for crack arrest. In: *Engineering Structures* 45, S. 270–283.
- Goland, M.; Reissner, E.* (1944): The Stresses in Cemented Joints. In: *Journal of Applied Mechanics* 11, Nr. 1, 17-27.
- Greenwood, L.; Boag, T.; McLaren, A.* (1969): Stress distribution in lap joints. In: *Adhesion: Fundamentals and practice*, S. 273–279.
- Grochowski; Hellmann* (2019): Prüfbericht 2018 E nach DIN 1076 - Teil-BW 6205755 0, LBM Rheinland-Pfalz, Zentrale Brückenprüfung.
- Grote, K.-H.; Bender, B.; Göhlich, D.* (2018): *Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Guinea, G. V.; Planas, J.; Elices, M.* (2000): KI evaluation by the displacement extrapolation technique. In: *Engineering Fracture Mechanics* 66, Nr. 3, S. 243–255.
- Gurney, T. R.* (1979): An analysis of some fatigue crack propagation data for steels subjected to pulsating tension loading (The Welding Institute Research Report, Bd. 59-1978/E), Cambridge, Großbritannien.
- Habenicht, G.* (2009): *Kleben - Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 6. Aufl., Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Haedir, J.; Zhao, X. L.* (2012): Design of CFRP-strengthened steel CHS tubular beams. In: *Journal of Constructional Steel Research* 72, S. 203–218.

Hart-Smith, L. J. (1973): Adhesive-bonded double-lap joints (Technical Report, Bd. NASA-CR-112235), Langley Research Center, Hampton, VA, USA.

Herwig, H. (2016): Strömungsmechanik. Einführung in die Physik von technischen Strömungen. 2. überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden.

Hobbacher, A. F. (2016): Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. 2. Aufl. (IIW Collection, Bd. IIW-2259-15), Springer International Publishing.

Holzenkämpfer, P. (1994): Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile. [Dissertation]. Braunschweig, Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB).

Hosseini, A.; Ghafoori, E.; Al-Mahaidi, R.; Zhao, X.-L.; Motavalli, M. (2019): Strengthening of a 19th-century roadway metallic bridge using nonprestressed bonded and prestressed unbonded CFRP plates. In: *Construction and Building Materials* 209, S. 240–259.

Hosseini, A.; Ghafoori, E.; Motavalli, M.; Nussbaumer, A.; Zhao, X. L. (2017): Mode I fatigue crack arrest in tensile steel members using prestressed CFRP plates. In: *Composite Structures* 178, S. 119–134.

Irwin, G. R. (1957): Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. In: *Journal of Applied Mechanics* 24, Nr. 3, S. 361–364.

Jesus, A. M. de; Matos, R.; Fontoura, B. F.; Rebelo, C.; Da Simões Silva, L.; Veljkovic, M. (2012): A comparison of the fatigue behavior between S355 and S690 steel grades. In: *Journal of Constructional Steel Research* 79, S. 140–150.

Jiao, H.; Mashiri, F.; Zhao, X.-L. (2012): A comparative study on fatigue behaviour of steel beams retrofitted with welding, pultruded CFRP plates and wet layup CFRP sheets. In: *Thin-Walled Structures* 59, S. 144–152.

Kačianauskas, R.; zenon, M.; Žarnovskij, V.; Stupak, E. (2005): Three-dimensional Correction of the Stress Intensity Factor for Plate with a Notch. In: *International Journal of Fracture* 136, Nr. 1-4, S. 75–98.

Karbhari, V. (2014): Rehabilitation of metallic civil infrastructure using fiber-reinforced polymer (FRP) composites (Woodhead Publishing series in civil and structural engineering, Bd. 51), WP Woodhead Publishing/Elsevier, Cambridge, Großbritannien.

Kasper, Y.; Albiez, M.; Ciupack, Y.; Geßler, A.; Ummenhofer, T.; Pasternak, H. et al. (2020): Verstärkung von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauteilen mit aufgeklebten CFK-Lamellen – Teil 1: Grundlagen und Materialien/Reinforcement of Fatigue Damaged Steel Structures Using Adhesively Bonded CFRP Lamellas – Part 1: Basics and Materials. In: Bauingenieur 95, Nr. 3, S. 79–84.

Kasper, Y.; Albiez, M.; Ummenhofer, T.; Mayer, C.; Meier, T.; Choffat, F. et al. (2021): Application of toughened epoxy-adhesives for strengthening of fatigue-damaged steel structures. In: Construction and Building Materials 275.

Khazaei Poul, M.; Nateghi-Alahi, F.; Zhao, X. L. (2016): Experimental testing on CFRP strengthened thin steel plates under shear loading. In: Thin-Walled Structures 109, S. 217–226.

Knippers, J.; Koslowski, V.; Oppe, M. (2020): Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Neue Normung im Hochbau, Leichtbau. Berlin : Ernst & Sohn (Stahlbau-Kalender, Bd. 22. Jahrgang (2020), S. 611–670.

Kollek, H. (1985): Some aspects of chemistry in adhesion on anodized aluminium. In: International Journal of Adhesion and Adhesives 5, Nr. 2, S. 75–80.

Koller, B. (2017): Prüfbericht 2017 H nach DIN 1076 - Teil-BW 7038672 1 (A 3BW 48), Bayerische Straßenbauverwaltung, Landesbaudirektion, IB Koller Bauwerksprüfung.

Koller, B. (2018a): Prüfbericht 2018 H nach DIN 1076 - Teil-BW 7230503 2, Bayerische Straßenbauverwaltung, Landesbaudirektion, IB Koller Bauwerksprüfung.

Koller, B. (2018b): Prüfbericht 2018 H nach DIN 1076 - Teil-BW 7446711 0 (A 3BW194), Bayerische Straßenbauverwaltung, Landesbaudirektion, IB Koller Bauwerksprüfung.

Koller, B. (2018c): Prüfbericht 2018 H nach DIN 1076 - Teil-BW 7230503 1, Bayerische Straßenbauverwaltung, Landesbaudirektion, IB Koller Bauwerksprüfung.

Kuhlmann, U.; Hubmann, M. (2016): Verstärkung von Stahlbrücken mit Kategorie-2-Schäden (Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen - Brücken- und Ingenieurbau, Bd. Heft B 127), Carl Schünemann Verlag GmbH, Bremen.

Kujawski, D. (2001): A new $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminum alloys. In: International Journal of Fatigue 23, Nr. 8, S. 733–740.

Kuna, M. (2008): Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen. Finite Elemente in der Bruchmechanik. 1. Aufl., Vieweg+Teubner, Wiesbaden.

Landesbetrieb Straßenbau NRW (Hrsg.) (2020): Auszug aus SIB-Bauwerke: Daten zu Brückenschäden. CAB-Dateien für ausgewählte Brückenbauwerke: Dokumente, Schadensbilder und Erläuterungen zu Schäden (Stand: 01.04.2020), Straßen.NRW, Köln.

Lankes, N. (2013): Prüfbericht 2012 H nach DIN 1076 - Teil-BW 8339666 0 (BW 64), Bayerische Straßenbauverwaltung, Landesbaudirektion, Ingenieurbüro ilp2, München.

Leander, J.; Zamiri, F.; Al-Emrani, M. (2016): Fatigue reliability assessment of welded bridge details using probabilistic fracture mechanics. In: Proceedings of the IABSE Congress Stockholm 2016 on the Challenges in Design and Construction of an Innovative and Sustainable Built Environment, Stockholm, Schweden, S. 238–246.

Lee, W.-Y.; Lee, J.-J. (2004): Successive 3D FE analysis technique for characterization of fatigue crack growth behavior in composite-repaired aluminum plate. In: Composite Structures 66, 1-4, S. 513–520.

Li, W.; Ghafoori, E.; Lu, Y.; Li, S.; Motavalli, M. (2018): Analytical solution for stiffness prediction of bonded CFRP-to-steel double strap joints. In: Engineering Structures 177, S. 190–197.

Linghoff, D.; Al-Emrani, M. (2010): Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate – Part 2: FE analyses. In: Composites Part B: Engineering 41, Nr. 7, S. 516–522.

- Linghoff, D.; Al-Emrani, M.; Kliger, R.* (2010): Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate – Part 1: Laboratory tests. In: *Composites Part B: Engineering* 41, Nr. 7, S. 509–515.
- Liu, H. B.; Zhao, X. L.; Al-Mahaidi, R.* (2010): Effect of Fatigue Loading on Bond Strength between CFRP Sheets and Steel Plates. In: *International Journal of Structural Stability and Dynamics* 10, Nr. 01, S. 1–20.
- Liu, X.; Wang, G.* (2007): Progressive failure analysis of bonded composite repairs. In: *Composite Structures* 81, Nr. 3, S. 331–340.
- Macherauch, A.* (1983): Assessment of Residual Stresses. In: *Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures*, S. 157–192.
- Madison, R. B.* (1969): Application of fracture mechanics to bridges. [Dissertation]. Bethlehem, PA, USA, Lehigh University, Institute of Research, Civil and Environmental Engineering.
- Mall, S.; Conley, D. S.* (2009): Modeling and validation of composite patch repair to cracked thick and thin metallic panels. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40, Nr. 9, S. 1331–1339.
- Matta, F.; Karbhari, V. M.; Vitaliani, R.* (2005): Tensile response of steel/CFRP adhesive bonds for the rehabilitation of civil structures. In: *Structural Engineering and Mechanics* 20, Nr. 5, S. 589–608.
- Mehlhorn, G.; Curbach, M.* (2014): *Handbuch Brücken - Entwerfen, Konstruieren, Berechnen, Bauen und Erhalten*. 3. Aufl., Springer Vieweg, Wiesbaden.
- Meschut, G.; Teutenberg, D.; Wünsche, M.* (2015): Prüfkonzept für geklebte Stahl/CFK-Strukturen. In: *Adhäsion Kleben & Dichten* 59, Nr. 3, S. 16–21.
- Michaeli, W.; Begemann, M.* (1990): *Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe*, Hanser Verlag, München, Wien.
- Michler, G. H.* (1992): *Kunststoff-Mikromechanik: Morphologie, Deformations- und Bruchmechanismen*. 1. Aufl., Hanser Verlag, München, Wien.
- Miner, M. A.* (1945): Cumulative Damage in Fatigue. In: *Journal of Applied Mechanics* 12, Nr. 3, 159-164.

Müller, L. (1964): Praktische Anwendungsanleitungen zur Dimensionsanalyse. In: Forschung im Ingenieurwesen A, Nr. 6, S. 189–192.

Neimitz, A. (2002): Fracture mechanics beyond 2000. In: Proceedings of the 14th Biennial Conference on Fracture - ECF 14, Cracow, Poland, 8 - 13 September, 2002, Nr. 3.

Nguyen, T.; Wahab, M. A. (1995): The effect of residual stresses and weld geometry on the improvement of fatigue life. In: Journal of Materials Processing Technology, Nr. 48, S. 581–588.

OriginLab Corporation OriginPro 2020, Northampton, MA, USA.

Paris, P.; Erdogan, F. (1963): A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. In: Journal of Basic Engineering 85, Nr. 4, S. 528–533.

Pasternak, H.; Ciupack, Y.; Bartholomé, S.; Feldmann, M.; Richter, C.; Geßler, A. et al. (2015): Systematische Untersuchungen zur Verstärkung von Stahlkonstruktionen mit kohlefaserverstärkten Kunststoffen (CFK) (STAKOK). Schlussbericht zum IGF- Vorgaben 17700 BG, Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V., Düsseldorf.

Petersen, C. (2013): Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten. 4. Aufl., Springer Vieweg, Wiesbaden.

Pokluda, J.; Šandera, P. (2010): Micromechanisms of Fracture and Fatigue - In a Multiscale Context (Engineering Materials and Processes), Springer-Verlag London Limited, London, Großbritannien.

Puck, A. (1996): Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis, Carl Hanser Verlag, München, Wien.

Pyttel, B.; Varfolomeyev, I.; Berger, C. (2007): FKM-Richtlinie „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 38, Nr. 5, S. 387–397.

Radaj, D.; Vormwald, M. (2007): Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Ingenieure. 3. Aufl., Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.

Rasche, M. (2012): Handbuch Klebtechnik. 1. Aufl., Carl Hanser Verlag, München.

- Rikken, M.; Tjepkema, D.; Gratton, D.* (2018): Using fracture mechanics principles in steel bridge renovation projects. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 419.
- Ritchie, A.; MacDougall, C.; Fam, A.* (2015): Enhancing buckling capacity of slender s-section steel columns around strong axis using bonded carbon fibre plates. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 34, Nr. 10, S. 771–781.
- Roberts, R.; Barson, J. M.; Rolfe, S. T.; Fisher, J. W.* (1977): Fracture Mechanics for Bridge Design. [Technischer Bericht]. Bethlehem, PA, USA, Lehigh University, Civil and Environmental Engineering.
- Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.* (2006): Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. Mechanik der Metalle, Polymere und Keramiken - ein Brückenschlag. 2. Aufl., Teubner Verlag, Wiesbaden.
- Sauer, J. A.; Richardson, G. C.* (1980): Fatigue of polymers. In: International Journal of Fracture Mechanics 16, Nr. 6, S. 499–532.
- Schuler, C.; Albiez, M.; Bues, M.; Ehard, H.; Ummenhofer, T.* (2019): Tragende Klebverbindungen im Stahl-, Glas- und Fassadenbau. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau Kalender 2019. Berlin : Wilhelm Ernst & Sohn, Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, S. 587–642.
- Sedlacek, G.; Paschen, M.; Feldmann, M.; Gefßler, A.; Möller, S.; Steinauer, B. et al.* (2011): Instandsetzung und Verstärkung von Stahlbrücken unter Berücksichtigung des Belagsystems (Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen - Brücken- und Ingenieurbau, Bd. Heft B 76), Wirtschaftsverlag NW, Bremerhaven.
- Seitl, S.; Miarka, P.; Kala, Z.* (2019): Geometry Functions for Edge Cracks in Steel Bridge under Three- and Four- Point Bending with Various Span. In: Transactions of the VŠB – Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series 18, Nr. 2.
- Seitl, S.; Miarka, P.; Kala, Z.; Klusák, J.* (2017): Effect of rivet holes on calibration curves for edge cracks under various loading types in steel bridge structure. In: Procedia Structural Integrity 5, S. 697–704.
- Seitl, S.; Miarka, P.; Pokorný, P.; Fintová, S.; Klusák, J.* (2018): Influence of Micro-Structure on the Fatigue Crack Propagation in Bridge Steel. In: Proceedings of the

18th International Conference on Experimental Mechanics (ICEM18), Brüssel, Belgien, S. 470–476.

Shaat, A.; Fam, A. (2006): Axial loading tests on short and long hollow structural steel columns retrofitted using carbon fibre reinforced polymers. In: Canadian Journal of Civil Engineering 33, Nr. 4, S. 458–470.

Shi, Y. W.; Chen, B. Y.; Zhang, J. X. (1990): Effects of welding residual stresses on fatigue crack growth behaviour in butt welds of a pipeline steel. In: Engineering Fracture Mechanics, Nr. 36, S. 893–902.

Tada, H.; Paris, P. C.; Irwin, G. R. (2000): The Stress Analysis of Cracks Handbook. 3. Aufl., ASME Press, New York, USA.

Täljsten, B.; Hansen, C. S.; Schmidt, J. W. (2009): Strengthening of old metallic structures in fatigue with prestressed and non-prestressed CFRP laminates. In: Construction and Building Materials 23, Nr. 4, S. 1665–1677.

Tavakkolizadeh, M.; Saadatmanesh, H. (2003): Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Patch. In: Journal of Structural Engineering 129, Nr. 2, S. 186–196.

Ummenhofer, T.; Kasper, Y.; Albiez, M.; Pasternak, H.; Ciupack, Y.; Gefßler, A. et al. (2019): Einsatz von geklebten Kohlestoff-Faserverbundwerkstoffen zur Sanierung ermüdungsgeschädigter Stahlkonstruktionen (FASS). Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 19032 BG, Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V., Düsseldorf.

Ungermann, D.; Brune, B.; Glese, P. (2016): Verstärkung von Stahlbrücken mit Kategorie-3-Schäden, Bericht zum Forschungsprojekt FE 15.475/2009/CRB: Instandsetzung und Verstärkung von Stahlbrücken mit Schäden in Form von Rissen im Bereich von Anschlüssen im Quersystem (Kategorie-3-Schäden) (Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen - Brücken- und Ingenieurbau, Bd. Heft B 128), Carl Schünemann Verlag GmbH, Bremen.

Uomoto, T.; Burgoyne, C. (2015): Durability considerations for FRP reinforcements. In: FRPRCS-5 - Fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures 1, S. 3–17.

- Volkersen, O.* (1938): Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. In: *Luftfahrtforschung* 15, S. 41–47.
- Walker, K.* (1968): The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum. In: *Proceedings of the Fall Meeting, American Society for Testing and Materials, Atlanta, GA, USA.*
- Wang, H.-T.; Wu, G.; Jiang, J.-B.* (2016): Fatigue Behavior of Cracked Steel Plates Strengthened with Different CFRP Systems and Configurations. In: *Journal of Composites for Construction* 20, Nr. 3.
- Wang, H.-T.; Wu, G.; Pang, Y.-Y.* (2018): Theoretical and Numerical Study on Stress Intensity Factors for FRP-Strengthened Steel Plates with Double-Edged Cracks. In: *Sensors* 18, Nr. 7.
- Wang, R.; Nussbaumer, A.* (2009): Modelling fatigue crack propagation of a cracked metallic member reinforced by composite patches. In: *Engineering Fracture Mechanics* 76, Nr. 9, S. 1277–1287.
- Welter, R.* (2012): Verstärken mit CFK-Lamellen. Grundlagen für eine fehlerfreie und wirtschaftliche Bemessung. In: *Bautechnik* 89, Nr. 1, S. 48–57.
- Wu, C.; Zhao, X. L.; Al-Mahaidi, R.; Duan, W.* (2013a): Mode I stress intensity factor (SIF) of centre-cracked tensile (CCT) steel plates with CFRP reinforcement. In: *International Journal of Structural Stability and Dynamics* 13, Nr. 1.
- Wu, C.; Zhao, X. L.; Al-Mahaidi, R.; Duan, W. H.* (2013b): Effects of CFRP bond locations on the Mode I stress intensity factor of centre-cracked tensile steel plates. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 36, Nr. 2, S. 154–167.
- Wu, C.; Zhao, X. L.; Chiu, W. K.; Al-Mahaidi, R.; Duan, W. H.* (2013c): Effect of fatigue loading on the bond behaviour between UHM CFRP plates and steel plates. In: *Composites Part B: Engineering* 50, S. 344–353.
- Wu, C.; Zhao, X. L.; Duan, W. H.* (2011): Design rules for web crippling of CFRP strengthened aluminium rectangular hollow sections. In: *Thin-Walled Structures* 49, Nr. 10, S. 1195–1207.

Wu, C.; Zhao, X.-L.; Al-Mahaidi, R.; Duan, W.; Emdad, M. R. (2012): Fatigue Tests of Cracked Steel Plates Strengthened with UHM CFRP Plates. In: *Advances in Structural Engineering* 15, Nr. 10, S. 1801–1815.

Xia, S. H.; Teng, J. G. (2005): Behaviour of FRP-to-steel bonded joints. In: *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)*, S. 411–418.

Ye, H. (2006): *Experimental Study of Static and Fatigue Behavior of Tension Steel Plates Strengthened with Prestressed CFRP Laminates*. [Dissertation]. Chengdu, China, Southwest Jiaotong University.

Ye, H.; Wang, T.; Wu, C.; Duan, Z.; Liu, C. (2020): A comparative analysis of driving force models for fatigue crack propagation of CFRP-reinforced steel structure. In: *International Journal of Fatigue* 130.

Yu, T.; Fernando, D.; Teng, J. G.; Zhao, X. L. (2012): Experimental study on CFRP-to-steel bonded interfaces. In: *Composites Part B: Engineering* 43, Nr. 5, S. 2279–2289.

Zhang, H.; Dong, D.; Wei, Y.; Zang, W.; Yan, W. (2020): Influence of Bonded Crack Retarders on Damage Tolerance Performance of Fuselage Panel. In: Niepokolczycki, A.; Komorowski, J. (Hg.): *ICAF 2019 – Structural Integrity in the Age of Additive Manufacturing*. Springer International Publishing, S. 632–642.

Zilch, K.; Niedermeier, R.; Finckh, W. (2012): *Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung. Verbundtragfähigkeit unter statischer Belastung*. 1. Aufl. (Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Bd. Heft 592), Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Technische Regelwerke

ASTM E647-15e1 (Juli 2016): Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

RI-EBW-PRÜF (Februar 2017): Richtlinie zur einheitlichen Erfassung, Bewertung, Aufzeichnung und Auswertung von Ergebnissen der Bauwerksprüfungen nach DIN 1076, BMDV, Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur, Berlin.

BS 7910 (2019): Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, British Standards Institution, BSI Standards, London.

DAfStb-RiLi VBgB (2012): Richtlinie "Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung", Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V. - DAfStb, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung/Allgemeine Bauartgenehmigung Z-36.12-85 (28.01.2020): Verstärken von Stahlbetonbauteilen durch schubfest aufgeklebte Kohlefaserlamellen "MC-CarbonFiber Lamella" nach der DAfStb-Verstärkungs-Richtlinie, Deutsches Institut für Bautechnik DIBt, Berlin.

DIN EN ISO 9664 (August 1995): Klebstoffe - Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 10365 (August 1995): Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 527-4 (Juli 1997): Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 1076 (November 1999): Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 8501-1 (Dezember 2007): Vorbereitung von Stahloberflächen vor dem Auftragen von Beschichtungsstoffen - Visuelle Beurteilung der Oberflächenreinheit - Teil 1: Rostgrade und Oberflächenvorbereitungsgrade von unbeschichteten Stahloberflächen und Stahloberflächen nach ganzflächigem Entfernen vorhandener Beschichtungen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1991-1-5 (Dezember 2010): Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-5: Allgemeine Einwirkungen - Temperatureinwirkungen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1991-1-5-NA (Dezember 2010): NA Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-5: Allgemeine Einwirkungen – Temperatureinwirkungen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1993-2 (Dezember 2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 2: Stahlbrücken, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 14869-2 (Juli 2011): Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen, Teil 2: Scherprüfung für dicke Fügebauteile, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 527-2 (Juni 2012): Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Internetdokumente

BAST - Bundesanstalt für Straßenwesen (Hrsg.) (2021): Zustandsnoten der Brücken (https://www.bast.de/DE/Statistik/Bruecken/Zustandsnoten.pdf;jsessionid=5A9716C02467ED5E8A49ACF71D641242.live11312?__blob=publication-File&v=19). Abgerufen am 22.03.2022.

HP-Textiles GmbH (Hrsg.) (2021): Lieferprogramm 12-2021 (<https://shop.hp-textiles.com/shop/de/info/Lieferprogramm.html>).

MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG (Hrsg.) (2019): Technisches Datenblatt MC-DUR 1280 - Duromerklebstoff für CFK-Lamellen und Stahllaschen zur Verstärkung von Bauwerken (https://www.mc-bauchemie.at/assets/downloads/products/de-AT/technisches_merkblatt/MC-DUR%201280.pdf). Abgerufen am 20.11.2020.

MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG (Hrsg.) (22.05.2021a): MC-CarbonFiber Lamella S - (vorm. MC-DUR CFK-Lamellen). *Aufgeklebte Kohlefaserlamellen für die Bauteilverstärkung* (https://www.mc-bauchemie.de/assets/downloads/products/de-DE/technisches_datenblatt/MC-CarbonFiber_Lamella_S_DE_DE_TDS.pdf). Abgerufen am 10.01.2022.

MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG (Hrsg.) (22.05.2021b): MC-CarbonFiber Lamella O - (vorm. MC-DUR CFK-Lamellen). Aufgeklebte Kohlefaserlamellen für die Bauteilverstärkung (https://www.mc-bauchemie.de/assets/downloads/products/de-DE/technisches_datenblatt/MC-CarbonFiber_Lamella_O_DE_DE_TDS.pdf). Abgerufen am 10.01.2022.

Sika Schweiz AG (Hrsg.) (02.2021a): Produktdatenblatt - Sika® CarboDur® Plate UHM. Ultra High Modulus CFRP Plates (https://gbr.sika.com/content/dam/dms/gb01/a/sika_carbodur_plateuhm.pdf). Abgerufen am 10.01.2022.

Sika Schweiz AG (Hrsg.) (06.2021b): Produktdatenblatt - Sika® CarboDur® S. Kohlefaserlamellen für statische Verstärkungen (<https://che.sika.com/content/dam/dms/ch01/n/sika-carbodur-s.pdf>). Abgerufen am 10.01.2022.

Sika Schweiz AG (Hrsg.) (06.2021c): Produktdatenblatt - Sika® CarboDur® M. Kohlefaserlamellen für statische Verstärkungen (<https://che.sika.com/content/dam/dms/ch01/w/sika-carbodur-m.pdf>). Abgerufen am 10.01.2022.

Sika Schweiz AG (Hrsg.) (06.2021d): Produktdatenblatt - Sika® CarboDur® S NSM. Rechteckige Kohlefaserlamellen für statische Verstärkungen (<https://che.sika.com/content/dam/dms/ch01/z/sika-carbodur-s-nsm.pdf>). Abgerufen am 10.01.2022.

StoCretec GmbH (Hrsg.) (12.08.2020a): Technisches Merkblatt - Sto S&P CFK Lamelle. Kohlefaserlamelle, geschlitzte Verstärkung (https://www.stocretec.de/webdocs/0000/SDB/T_14305-019_0101_DE_07_00.PDF). Abgerufen am 10.01.2022.

StoCretec GmbH (Hrsg.) (13.08.2020b): Technisches Merkblatt - Sto S&P CFK Lamelle hochmodulig. Kohlefaserlamelle Typ 200/2000 (https://www.stocretec.de/webdocs/0000/SDB/T_14306-001_0101_DE_08_00.PDF). Abgerufen am 10.01.2022.

StoCretec GmbH (Hrsg.) (08.09.2020c): Technisches Merkblatt - Sto S&P CFK Lamelle niedrigmodulig. Kohlefaserlamelle Typ 150/2000 (https://www.stocretec.de/webdocs/0000/SDB/T_14305-001_0101_DE_08_00.PDF). Abgerufen am 10.01.2022.

A. Anhang

Tabelle A-1: Lastniveaus für die Dauerschwingversuche an zweischnittigen CFK-Stahl-Klebeverbindungen - Klebstoff MC-DUR 1280

$F_0/(2F_{lb,m})$	F_0 [kN]	F_u [kN]	F_m [kN]	F_a [kN]	R [-]	Probenanzahl
0,365	16,0	8,0	12,0	4,00	0,5	1
0,457	20,0	10,0	15,0	5,00		3
0,502	22,0	11,0	16,5	5,50		3
0,548	24,0	12,0	18,0	6,00		3
0,594	26,0	13,0	19,5	6,50		2
0,639	28,0	14,0	21,0	7,00		3

Tabelle A-2: Lastniveaus für die Dauerschwingversuche an zweischnittigen CFK-Stahl-Klebeverbindungen - Klebstoff Sikadur-370

$F_0/(2F_{lb,m})$	F_0 [kN]	F_u [kN]	F_m [kN]	F_a [kN]	R [-]	Probenanzahl
0,369	19,8	9,9	14,9	4,95	0,5	1
0,462	24,8	12,4	18,6	6,20		3
0,508	27,2	13,6	20,4	6,80		3
0,554	29,7	14,9	22,3	7,40		3
0,600	32,2	16,1	24,2	8,05		2
0,646	34,7	17,4	26,1	8,65		3

Tabelle A-3: Zusammenfassung der Eingangswerte des orthotropen Materialmodells der CFK-Lamelle

	CFK-Lamelle
$E_{c,x}$ [MPa]	179.000
$E_{c,y}$ [MPa]	9.450
$E_{c,z}$ [MPa]	9.450
$\nu_{c,xy}$ [-]	0,0167
$\nu_{c,yz}$ [-]	0,4
$\nu_{c,xz}$ [-]	0,0167
$G_{c,xy}$ [MPa]	5500
$G_{c,yz}$ [MPa]	3900
$G_{c,xz}$ [MPa]	5500

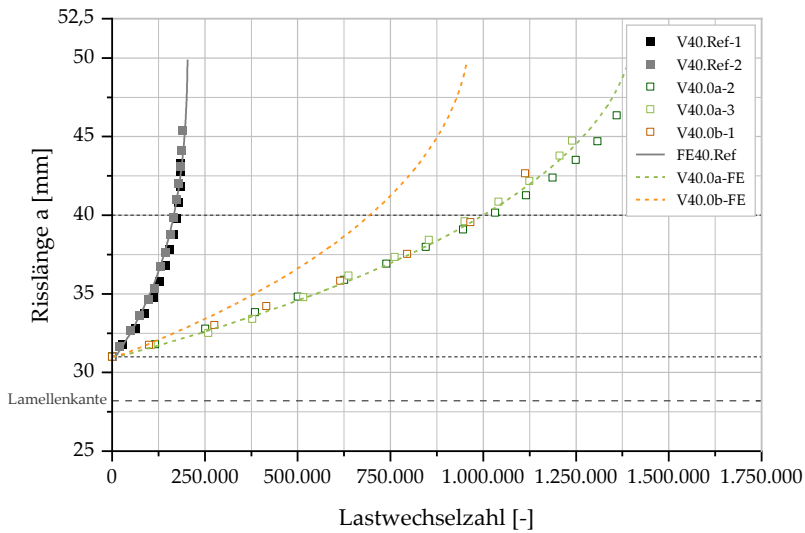


Abbildung A-1: Zunahme der Risslänge mit steigender Lastwechselzahl – Vergleich zwischen Versuch und Simulation (LN40)

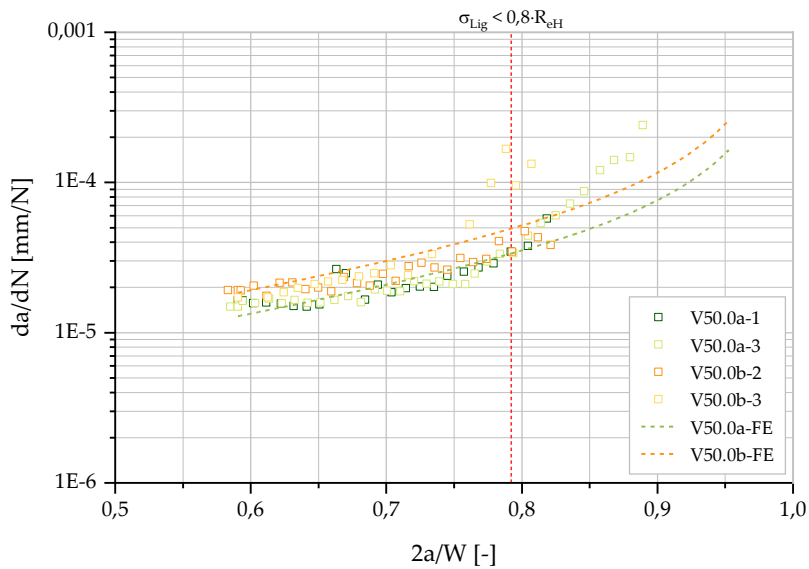


Abbildung A-2: Vergleich der Rissfortschrittcurven (Rissfortschrittsrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN50, ohne Vorspannung)

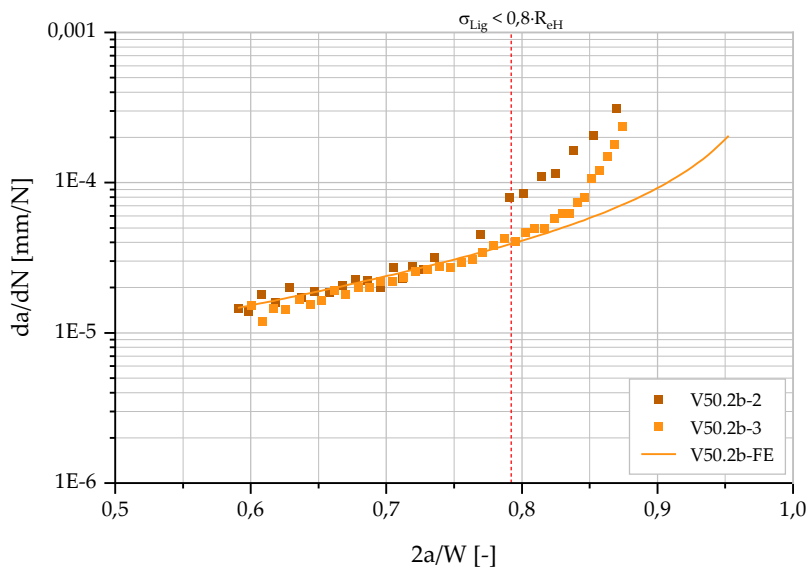


Abbildung A-3: Vergleich der Rissfortschrittcurven (Rissfortschrittsrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN50, Vorspanngrad 2)

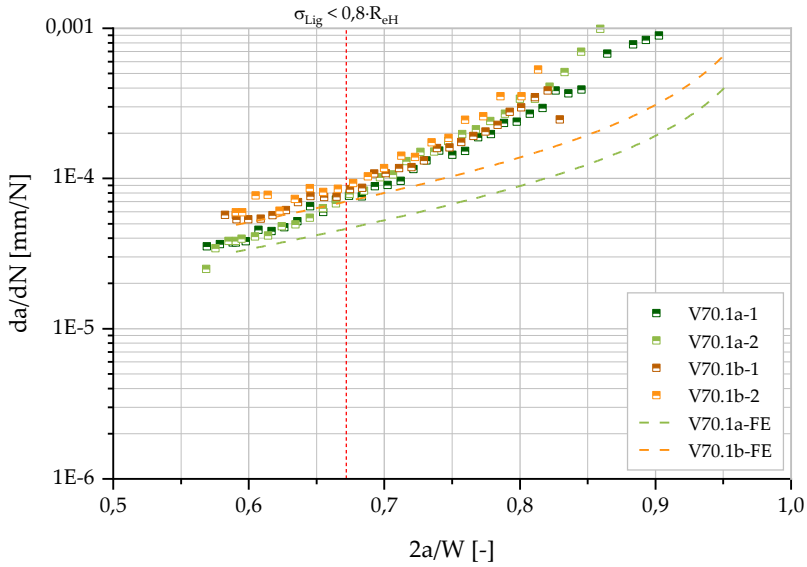


Abbildung A-4: Vergleich der Rissfortschrittskurven (Rissfortschrittsrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN70, Vorspanngrad 1)

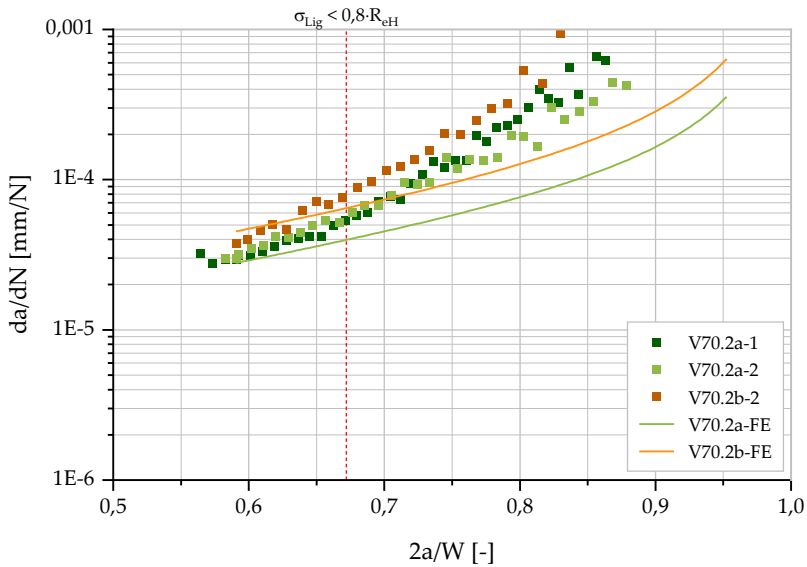


Abbildung A-5: Vergleich der Rissfortschrittskurven (Rissfortschrittsrate da/dN über bezogene Risslänge $2a/W$) aus Versuch und Simulation (LN70, Vorspanngrad 2)

Tabelle A-4: Eingangswerte der Parameterstudien

Serie	Parameter	t_s	W_c	t_c	E_c	G_a ($\nu = 0,4$)	t_a	$x_c/(W_s/2)$	l_c	$\Delta\sigma/R$	W_s	P_{vor}
SS.1	t_s [mm]	5	50	1,4	200.000	2143	1	0,15	85	70/0,1	400	0
		8,75										
		12,5										
		16,25										
SS.2	W_c [mm]	10	10	1,4	200.000	2143	1	0,15	85	70/0,1	400	0
			20									
			50									
			75									
SS.3	t_c [mm]	10	50	1,2	200.000	2143	1	0,15	85	70/0,1	400	0
				1,4								
				2,0								
				2,5								
SS.4	E_c [MPa]	10	50	1,4	150.000	2143	1	0,15	75	70/0,1	400	0
					225.000							
					300.000							
					450.000							
SS.5	G_a [MPa] mit $\nu = 0,4$	10	50	1,4	200.000	900	1	0,15	75	70/0,1	400	0
						1200						
						2000						
						2750						
SS.6	t_a [mm]	10	50	1,4	200.000	2143	0,50	0,15	92,5	70/0,1	400	0
							0,75					
							1,00					
							1,50					
SS.7	$x_c/(W_s/2)$ [-]	10	50	1,4	200.000	2143	1	0,15	85	70/0,1	400	0
								0,20				
								0,30				
								0,35				
SS.8	l_c [mm]	10	50	1,4	200.000	2143	1	0,15	40	70/0,1	400	0
									70			
									85			
									100			
SS.9	W_s [mm]	10	50	1,4	200.000	2143	1	0,15	85	300	70/0,1	0
										400		
										500		
										600		
SS.10	P_{vor} [kN]	10	50	1,4	200.000	2143	1	0,15	85	70/0,1	400	0
												0,1*F _{sp}
												0,3*F _{sp}
												0,4*F _{sp}

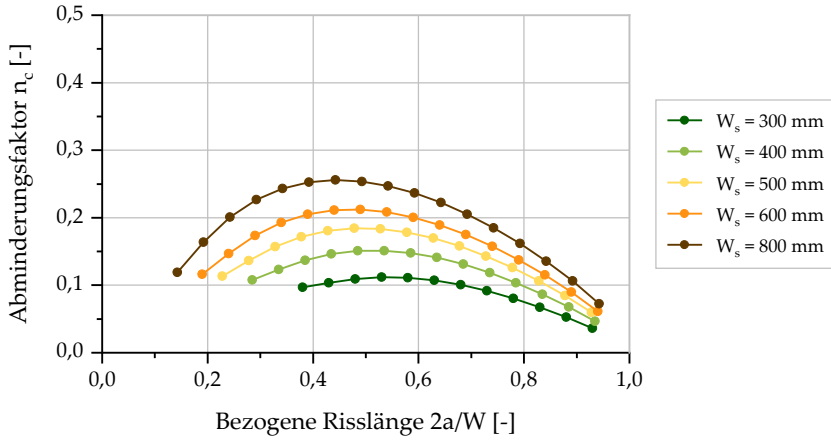


Abbildung A-6: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Stahlblechbreiten W_s

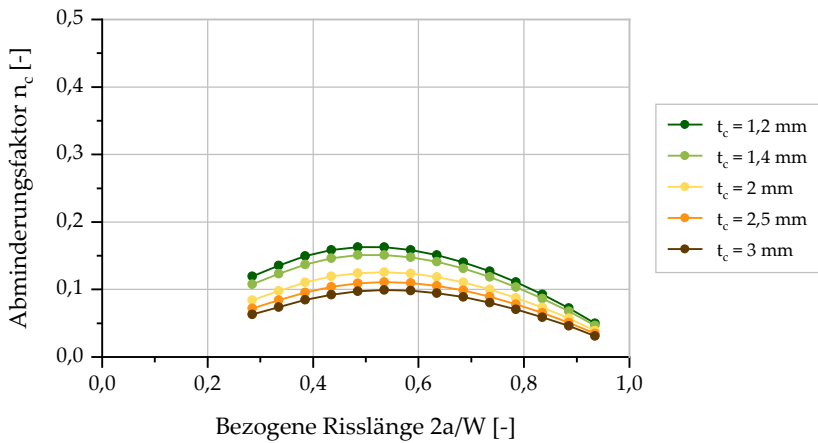


Abbildung A-7: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellendicken t_c

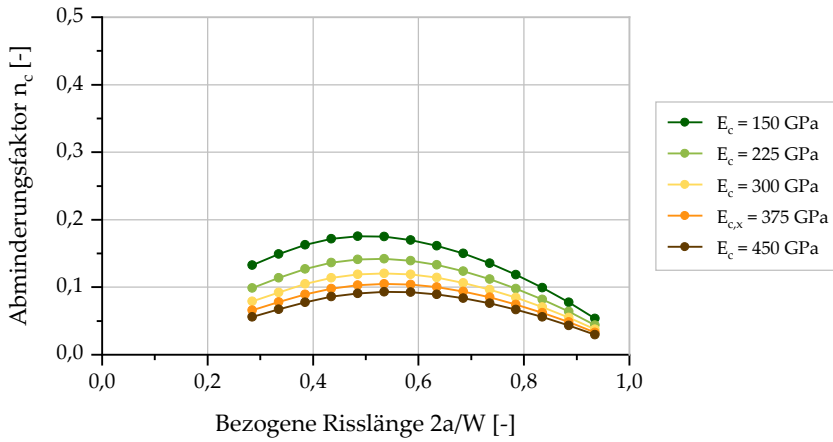


Abbildung A-8: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene E-Module der Lamelle E_c

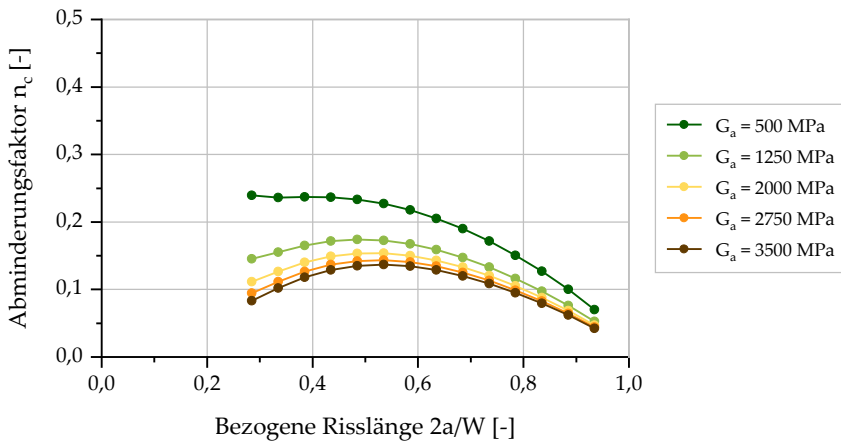


Abbildung A-9: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Klebstoffschubmoduln G_a

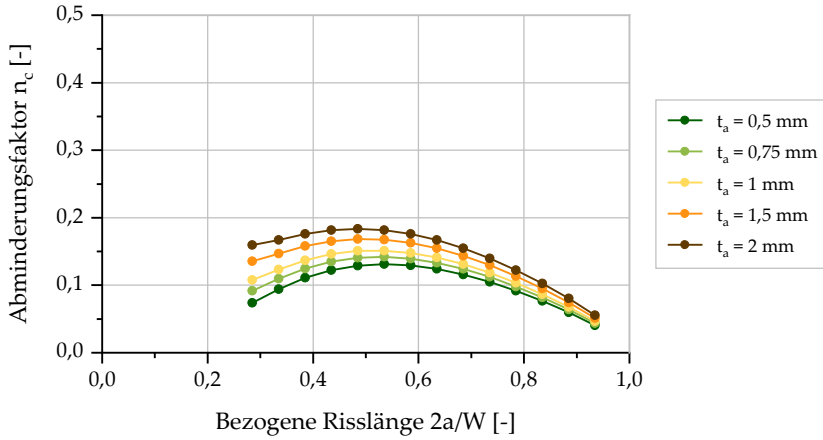


Abbildung A-10: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Klebschichtdicken t_a

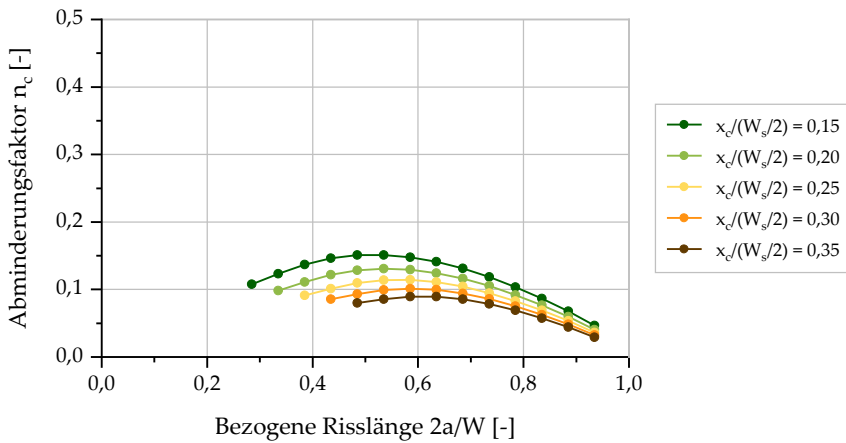


Abbildung A-11: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellenpositionen $x_c/(W_s/2)$

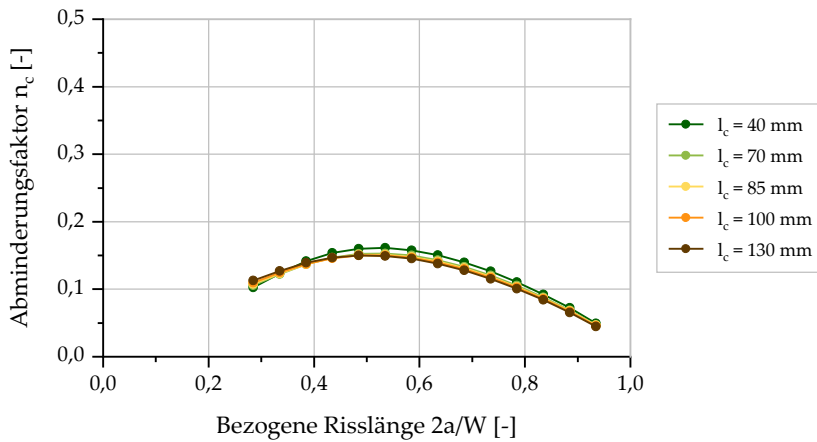


Abbildung A-12: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf die Wirksamkeit n_c der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Überlappungen l_c

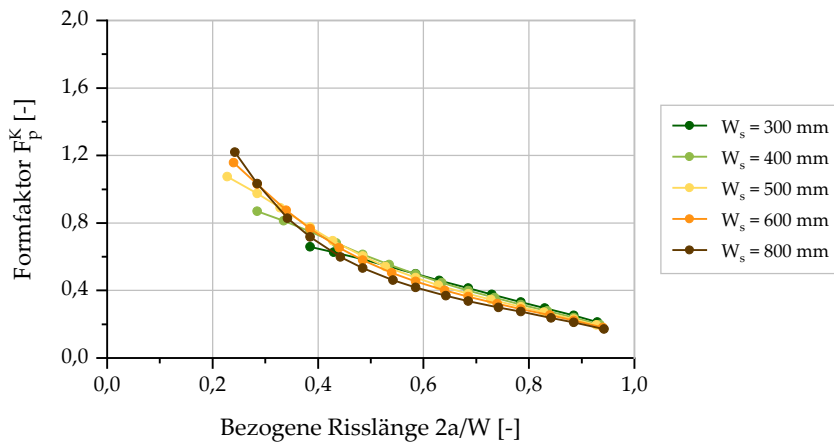


Abbildung A-13: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Stahlblechbreiten W_s

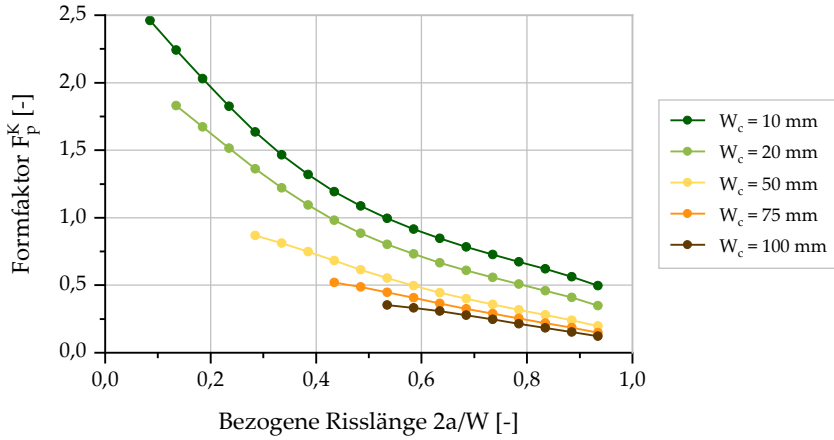


Abbildung A-14: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellenbreiten W_c

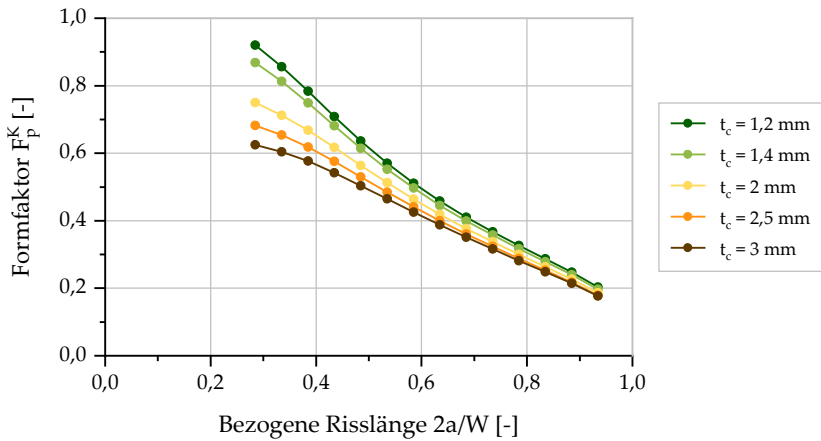


Abbildung A-15: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellendicken t_c

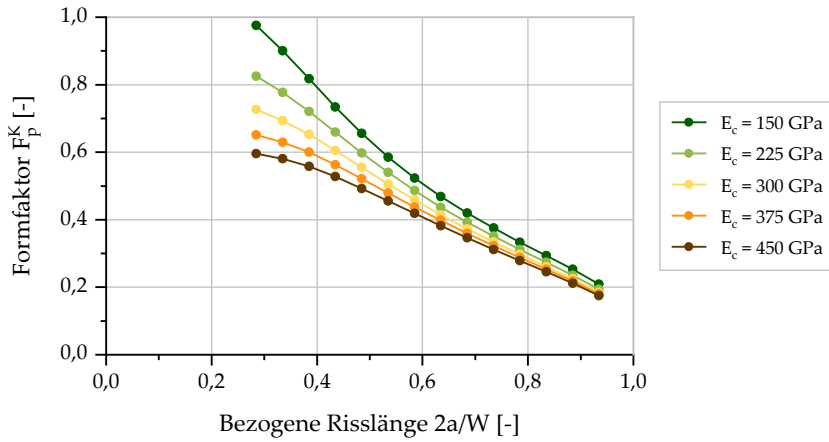


Abbildung A-16: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene E-Moduln der Lamelle E_c

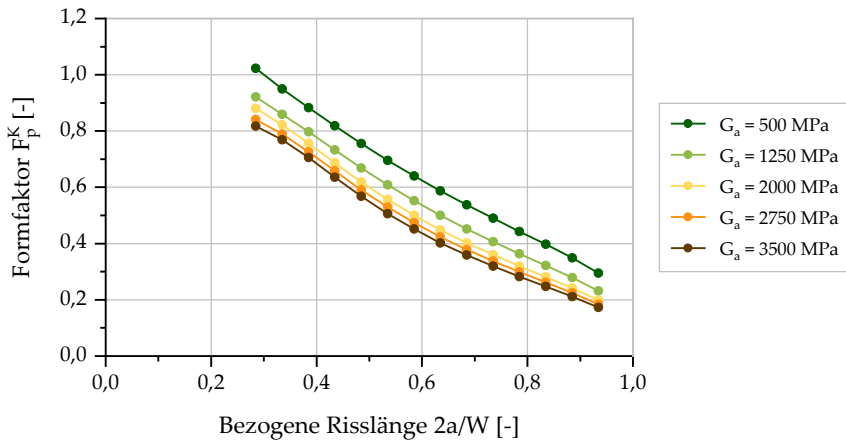


Abbildung A-17: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Klebstoffschubmoduln G_a

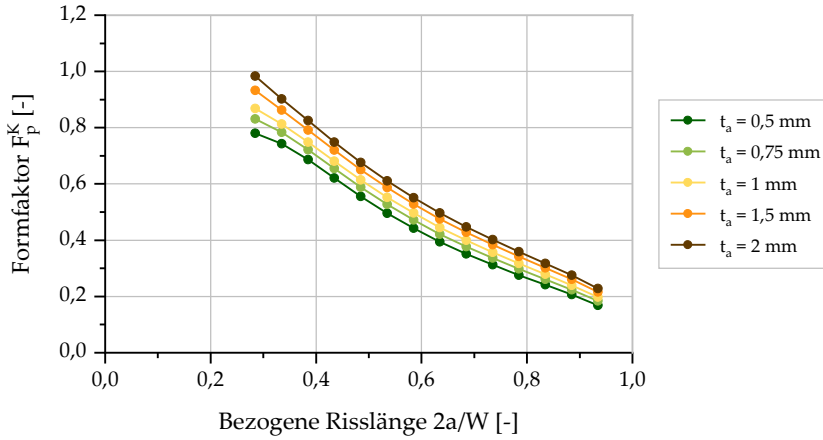


Abbildung A-18: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Klebschichtdicken t_a

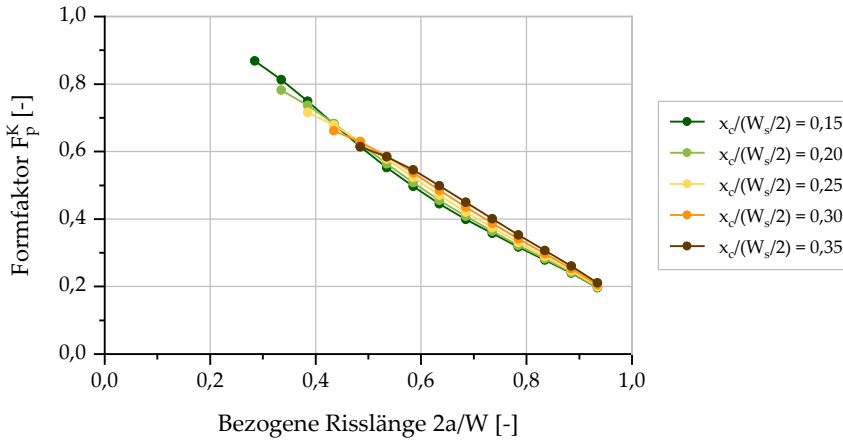


Abbildung A-19: Einfluss der bezogenen Risslänge $2a/W$ auf den Formfaktor F_p^K der geklebten CFK-Verstärkung für verschiedene Lamellenpositionen $x_c/(W_s/2)$

Tabelle A-5: Eingangswerte der Berechnungen für die Dimensionsanalyse (Teil 1)

N°	W _i	W _i /2	x _c	G _A	t _A	E _{ex}	t _c	t _s	P _{vor-ges}	2a/W											
										0,85		0,7		0,55		0,4		0,25		0,1	
										a	(x _c +W _i /2)/a	a	(x _c +W _i /2)/a	a	(x _c +W _i /2)/a	a	(x _c +W _i /2)/a	a	(x _c +W _i /2)/a	a	(x _c +W _i /2)/a
1	60	200	40	3000	1	250.000	1,6	5	0	170,0	0,412	140,0	0,500	110,0	0,636	80,0	0,875	50,0	20,0		
2	60	200	40	3000	1	250.000	1,6	5	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,412	140,0	0,500	110,0	0,636	80,0	0,875	50,0	20,0		
3	80	250	45	3000	0,5	450.000	1,6	5	0	212,5	0,400	175,0	0,486	137,5	0,618	100,0	0,850	62,5	25,0		
4	80	250	45	3000	0,5	450.000	1,6	5	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,400	175,0	0,486	137,5	0,618	100,0	0,850	62,5	25,0		
5	100	250	120	1000	1	150.000	1,4	15	0	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
6	100	250	120	1000	1	150.000	1,4	15	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
7	100	250	120	1300	1	200.000	1,4	12	0	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
8	100	250	120	1300	1	200.000	1,4	12	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
9	100	250	120	2850	1	250.000	1,4	10	0	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
10	100	250	120	2850	1	250.000	1,4	10	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
11	100	250	120	3500	1	450.000	1,6	8	0	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
12	100	250	120	3500	1	450.000	1,6	8	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
13	100	250	120	3500	1	450.000	1,6	5	0	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
14	100	250	120	3500	1	450.000	1,6	5	0,8°e ₀ *A ₀	212,5	0,800	175,0	0,971	137,5	0,618	100,0		62,5	25,0		
15	50	200	80	1000	1	150.000	1,4	16	0	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
16	50	200	80	1000	1	150.000	1,4	16	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
17	50	200	80	1600	1	400.000	1,4	12	0	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
18	50	200	80	1600	1	400.000	1,4	12	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
19	50	200	80	3000	1	420.000	1,4	10	0	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
20	50	200	80	3000	1	420.000	1,4	10	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
21	50	200	80	3500	0,5	450.000	1,4	8	0	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
22	50	200	80	3500	0,5	450.000	1,4	8	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
23	50	200	80	3500	0,5	450.000	2	5	0	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
24	50	200	80	3500	0,5	450.000	2	5	0,8°e ₀ *A ₀	170,0	0,618	140,0	0,750	110,0	0,955	80,0	50,0	20,0			
25	50	150	30	1000	1,5	170.000	1,4	20	0	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5	15,0		

Tabelle A-6: Eingangswerte der Berechnungen für die Dimensionsanalyse (Teil 2)

N°	W _c	W _c /2	x _c	G _a	t _a	E _{ca}	t _c	t _s	P _{vorgesch}	0,85		0,7		0,55		0,4		0,25		0,1	
										a	(x _c +W _c /2)/a	a	(x _c +W _c /2)/a	a	(x _c +W _c /2)/a	a	(x _c +W _c /2)/a	a	(x _c +W _c /2)/a	a	(x _c +W _c /2)/a
26	50	150	30	1000	1,5	170,000	1,4	20	0,8°c ₀ °A _s	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
27	50	150	30	1300	1	170,000	1,4	15	0	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
28	50	150	30	1300	1	170,000	1,4	15	0,8°c ₀ °A _s	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
29	50	150	30	2300	1	170,000	1,4	10	0	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
30	50	150	30	2300	1	170,000	1,4	10	0,8°c ₀ °A _s	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
31	50	150	30	3400	1	450,000	1,4	10	0	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
32	50	150	30	3400	1	450,000	1,4	10	0,8°c ₀ °A _s	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
33	50	150	30	3500	1	450,000	2	6	0	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
34	50	150	30	3500	1	450,000	2	6	0,8°c ₀ °A _s	127,5	0,431	105,0	0,524	82,5	0,667	60,0	0,917	37,5		15,0	
35	20	140	15	1800	1	170,000	1,4	14	0	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
36	20	140	15	1800	1	170,000	1,4	14	0,8°c ₀ °A _s	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
37	20	140	15	3000	1	200,000	1,4	10	0	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
38	20	140	15	3000	1	200,000	1,4	10	0,8°c ₀ °A _s	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
39	20	140	15	3500	0,9	450,000	2	8	0	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
40	20	140	15	3500	0,9	450,000	2	8	0,8°c ₀ °A _s	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
41	20	140	15	3500	0,5	450,000	1,4	5	0	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
42	20	140	15	3500	0,5	450,000	1,4	5	0,8°c ₀ °A _s	119,0	0,210	98,0	0,255	77,0	0,325	56,0	0,446	35,0		14,0	
43	20	280	15	1800	1	170,000	1,4	14	0	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
44	20	280	15	1800	1	170,000	1,4	14	0,8°c ₀ °A _s	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
45	20	280	15	3000	1	200,000	1,4	10	0	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
46	20	280	15	3000	1	200,000	1,4	10	0,8°c ₀ °A _s	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
47	20	280	15	3500	0,9	450,000	2	8	0	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
48	20	280	15	3500	0,9	450,000	2	8	0,8°c ₀ °A _s	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
49	20	280	15	3500	0,5	450,000	1,4	5	0	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	
50	20	280	15	3500	0,5	450,000	1,4	5	0,8°c ₀ °A _s	238,0	0,105	196,0	0,128	154,0	0,162	112,0	0,223	70,0		28,0	

Tabelle A-7: Ergebnisse der Regressionsanalyse für die Zielvariable n_c^K für Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss

Zielvariable n_c^K		
Ansatzfunktion: $z = A \cdot x + B \cdot y + z_0$		
z: Zielvariable n_c^K		
x: Parameter α_1		
y: Parameter α_2		
	Quantilwerte	
	50 %	95 %
A	0,781	0,825
B	0,0761	0,109
z_0	0,0487	0,0683
R^2	0,908	

Tabelle A-8: Ergebnisse der Regressionsanalyse für die Zielvariable F_p^K für Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss

Zielvariable F_p^K		
Ansatzfunktion: $z = A \cdot x + B \cdot y + z_0$		
z: Zielvariable F_p^K		
x: Parameter α_1		
y: Parameter α_3		
	Quantilwerte	
	50 %	5 %
A	2,58	2,40
B	-0,0736	-0,201
z_0	0,0328	-0,0456
R^2	0,913	

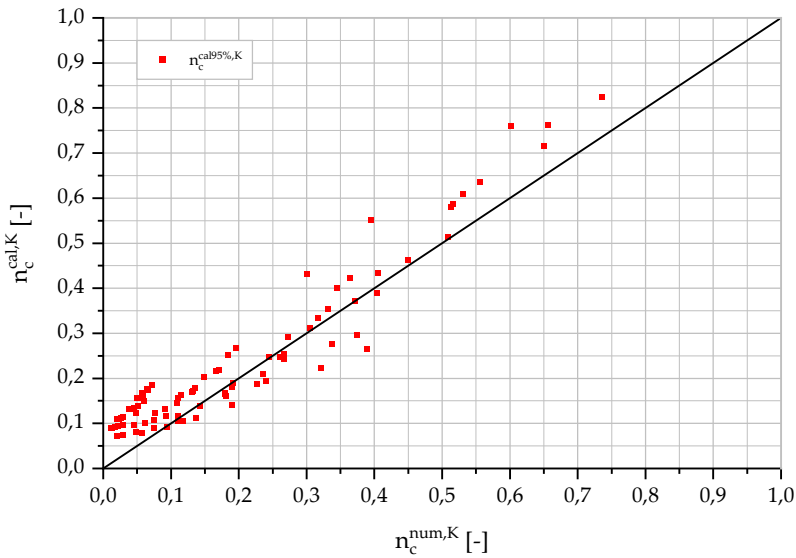


Abbildung A-20: Gegenüberstellung der numerisch berechneten Zielvariable $n_c^{num,K}$ mit der mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz (95 %-Quantilwerte) berechneten Zielvariable $n_c^{cal95\%,K}$ für Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss

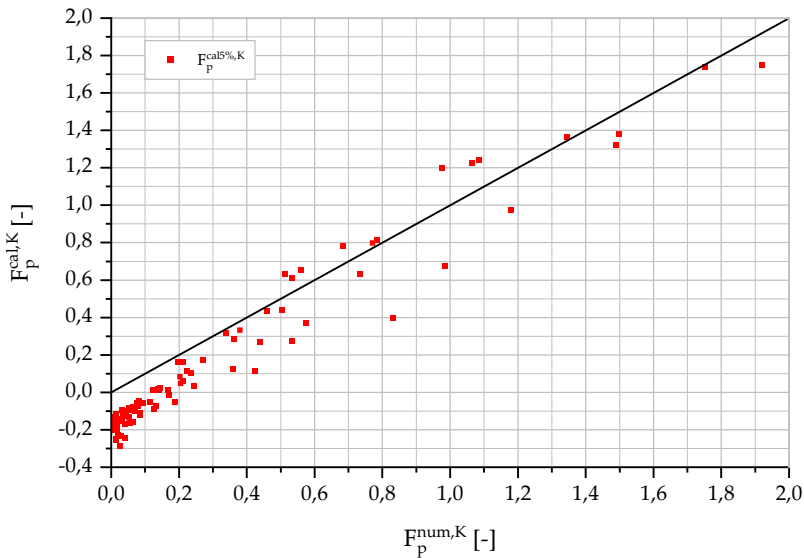


Abbildung A-21: Gegenüberstellung der numerisch berechneten Zielvariable $F_p^{num,K}$ mit der mit dem abgeleiteten Berechnungsansatz (5 %-Quantilwerte) berechneten Zielvariable $F_p^{cal5\%,K}$ für Bleche endlicher Breite mit einseitigem Randriss